

**Forschungszentrum Karlsruhe**  
Technik und Umwelt

**Wissenschaftliche Berichte**  
FZKA 5793

**Entwicklung, Optimierung  
und Test von elektro-  
magnetischen Linearaktoren  
basierend auf  
LIGA-Mikrotechnik**

**B. Rogge, J. Schulz, J. Mohr**  
Institut für Mikrostrukturtechnik

**Juli 1996**

---



**Forschungszentrum Karlsruhe**  
Technik und Umwelt

**Wissenschaftliche Berichte**

FZKA 5793

**Entwicklung, Optimierung und Test von elektromagnetischen  
Linearaktoren basierend auf LIGA-Mikrotechnik**

B. Rogge\*, J. Schulz, J. Mohr

Institut für Mikrostrukturtechnik

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

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

1996

**Als Manuskript gedruckt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

**ISSN 0947-8620**

## Zusammenfassung

In der Arbeit werden elektromagnetische Linearaktoren basierend auf LIGA-Mikrotechnik vorgestellt. Für die Herstellung wird das eigens entwickelte Zwei-Schicht LIGA-Verfahren verwendet. Die experimentellen Ergebnisse zeigen, daß mit magnetischen Aktoren auch im Mikrobereich große Kräfte und Stellwege erreicht werden können. Für die Ansteuerung sind Standard-Bipolarschaltkreise ausreichend.

Durch die Kombination des LIGA-Opferschichtverfahrens mit Dünnschichttechnik und optischer Lithographie lassen sich in einem 5 Masken-Prozeß magnetische Aktoren herstellen. Der Prozeß ermöglicht eine vollständig integrierte Herstellung von Mikrospule, feststehendem weichmagnetischem Spulenkern und einem an Biegefedern aufgehängten Anker. Während die Verbindung der Spulenwindungen auf dem Substrat durch Dünnschicht- und Ätzprozesse hergestellt werden, erfolgt die Strukturierung der Spulensäulen und des Spulenkerns bzw. der Aktorstruktur durch zwei Röntgentiefenlithographie- und Galvanikschritte. Die Verbindung der Spulen erfolgt durch optische Lithographie und Galvanik.

Das magnetische Feld wird bei den Aktoren parallel zum Substrat in Kern und Anker geführt. Durch diesen Aufbau wird die magnetische Energie im Luftspalt konzentriert, was im Vergleich zu Aktoren ohne Führung des magnetischen Flusses zu großen Kräften führt. Für eine optimale Auslegung der Aktoren sind neben den anwendungsspezifischen Anforderungen die Eigenschaften des galvanisierten Materials, die Luftspaltquerschnittsfläche sowie die Stromtragfähigkeit der Mikrospule von besonderer Bedeutung.

Im Rahmen der Arbeit wurde die für makroskopische Teile bekannte Jochmethode so adaptiert, daß B-H-Kurven von galvanisiertem Nickel und Permalloy gemessen werden konnten. Als guter Anhaltswert für die Permeabilität ergab sich für Nickel ein Wert von 12 und bei Permalloy von 400. Mit der aus den Messungen ermittelten Daten wurden Kraftberechnungen sowohl analytisch als auch mit FEM durchgeführt. Dabei ergab sich für große Permeabilitäten eine gute Übereinstimmung zwischen den analytischen und den FEM-Werten. Für kleine Permeabilitäten macht sich die Streuung des magnetischen Feldes stärker bemerkbar, was in den analytischen Rechnungen unberücksichtigt ist.

Ein wesentliches Designkriterium ist die Verlustleistung. Da die Mikrospule einen nicht zu vernachlässigenden Ohmschen Widerstand hat, ist der maximale Strom aufgrund der elektrischen Verlustleistung und der dadurch bedingten Erwärmung begrenzt. Abschätzungen zeigen, daß beim derzeitigen Aufbau der Mikrospule 90 % des Widerstandes einer Windung bei der elektrischen Leiterbahn auf dem Substrat anfällt, die im Vergleich zu den seitlichen Spulensäulen und den über dem Kern angebrachten Verbindungsstegen äußerst dünn ist.

Mit Hilfe der bei den Voruntersuchungen erarbeiteten Ergebnisse wurden Designs für drei unterschiedliche Aktoren erstellt. Um den Spulenkern sind je nach Aktor 38 bis 51 Windungen angeordnet. Bei den beiden Stellgliedern wurde die Luftspaltquerschnittsfläche so optimiert, daß bei gegebener Durchflutung der Wert für das Minimum der Gesamtstellkraft maximal wird. Beim Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft wird die Luftspaltquerschnittsfläche für kleine Luftspalte optimiert, um große Haltekräfte zu ermöglichen.

Messungen mit den hergestellten Aktoren machen deutlich, daß galvanisiertes Nickel aufgrund seiner niedrigen Permeabilität zum Bau magnetischer Aktoren ungeeignet ist. Zum Betrieb sind so hohe Ströme notwendig, daß die elektrische Verlustleistung nicht mehr abgeführt werden kann. Aktoren aus Permalloy dagegen arbeiten mit Strömen unter 200 mA und Versorgungsspannungen unter 3 V. Bei den im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Stellgliedern werden Stellwege von 190 µm bei einem Strom von 170 mA gemessen. Das Stellglied mit Hebelübersetzung benötigt für den gleichen Stellweg nur 55 mA. Beim Aktor mit kleinem Stellweg werden Haltekräfte von 17 mN bei einem Strom von 150 mA erreicht. Die Begrenzung der Kraft erfolgt durch die magnetische Sättigung. Die Funktionsweise eines solchen Aktors als Relais wurde nachgewiesen. Der Kontaktwiderstand liegt zwischen 100 und 500 Ω. Die Schaltverzögerung beträgt 0,4 ms.

## **Development, Optimisation and Testing of Electromagnetic Linear Actuators Based on LIGA Micromechanics**

Electromagnetic linear actuators based on LIGA microtechnology are presented in this work. The two-layer LIGA technique specifically developed for this purpose is used to manufacture them. The experimental results show that with respect to other micro actuators magnetic micro actuators allow comparatively high forces and actuator travels. Standard bipolar circuits are sufficient as Power supply.

In a process involving five masks magnetic actuators can be manufactured by combining the LIGA sacrificial layer technique with thin-film deposition and optical lithography techniques. The process allows for a complete batch fabrication of microcoil, fixed and magnetically soft core and an armature suspended on bending springs. While the coil's parts on the substrate are fabricated by thin-film and etching processes, patterning of the coil's columns, the coil's core and the moveable part (armature), is accomplished in two X-ray lithography steps followed by electroplating. The coil's turns are closed by using an optical lithography layer followed by electroplating on top of the core layer.

In the actuators the magnetic field is guided parallel to the substrate in the core and the armature. By this configuration the magnetic energy is concentrated in the air gap. Compared to actuators without guided magnetic flux, this gives rise to great forces. Besides the application specific requirements, the properties of the electroplated material, the cross-sectional area of the air gap, and the current carrying capacity of the microcoil are of particular importance to the optimum design of the actuators.

In the course of this work the yoke method known in measurement of macroscopic parts has been adapted such that B-H plots of electroplated nickel and permalloy could be measured. A good reference value of the permeability has been found to be 12 for nickel and 400 for permalloy. The forces were calculated both analytically and by FEM using the data derived from the yoke method. For high permeabilities good agreement has been achieved between the analytical and the FEM values. In case of small permeabilities a straying of the magnetic field gets more noticeable which is not taken into account in the analytical computations.

A major design criterion is the dissipated power. As the microcoil has an ohmic resistance which cannot be neglected, the maximum current is limited due to the dissipated electric power and the resulting heat generation. Estimates have shown that in the present microcoil design 90% of the resistance results from the thin-film layer on the substrate which is extremely thin compared to the lateral coil columns and the connections provided above the core.

Using the results elaborated in the preliminary tests, designs were conceived for three different actuators. Depending on the type of actuator, 38 up to 51 turns are provided around the coil's core. The cross-sectional areas of the air gaps of the two positioning elements were optimised in such a way that for a given magnetic potential the value of the minimum of the total actuating force becomes maximum. For the actuator characterised by short travel and great force, the cross-sectional area of the air gap has been optimised for small air gaps in order to allow large holding forces.

Measurements performed with the actuators make apparent that electroplated nickel is unsuited for magnetic actuators due to its low permeability. The currents needed for operation are so high that the dissipated electric power leads to intolerable temperatures. On the other hand, actuators made of permalloy operate at currents below 200 mA and supply voltages of less than 3 V. The actuators manufactured in the course of this work exhibit travels of 190  $\mu\text{m}$  at 170 mA current. The actuator with lever transmission needs only 55 mA for the same travel. In case of the actuator with the short travel holding forces of 17 mN are achieved at 150 mA current. The force is restricted through magnetic saturation. Evidence has been provided that such an actuator is capable of operating as a relay. The contact resistance ranges from 100 to 500  $\Omega$ . The operating delay is 0.4 ms.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	1
<b>Liste der verwendeten Symbole</b> .....	3
<b>1. Einleitung</b> .....	5
<b>2. Grundlagen</b> .....	9
2.1 Magnetische Feldstärke und magnetischer Fluß .....	9
2.2 Analogien zwischen elektrischem und magnetischem Kreis .....	10
2.3 Kraftberechnung beim magnetischen Linearaktor .....	11
2.3.1 Analytische Kraftberechnung.....	11
2.3.2 Kraftberechnung mit Finite-Elemente-Methode .....	13
<b>3. Messung der magnetischen Eigenschaften</b> .....	17
3.1 Jochmethode .....	18
3.2 Experimentelle Ergebnisse und Diskussion.....	20
3.3 Grundzüge einer allgemeineren Theorie .....	23
3.3.1 Kraftberechnung.....	24
<b>4. Designaspekte</b> .....	26
4.1 Optimale Luftspaltquerschnittsfläche .....	26
4.2 Einfluß des Spulenmaterials auf die magnetische Kraft .....	30
4.3 Maximaler Spulenstrom.....	31
4.3.1 Temperaturmodell des Verbindungsstegs .....	32
4.3.2 Thermische Zerstörung von Bonddrähten.....	35
<b>5. Aktorvarianten für unterschiedliche Anwendungen</b> .....	37
5.1 Stellglied mit großem Stellweg.....	37
5.1.1 Design .....	37
5.2 Stellglied mit Hebelübersetzung .....	41
5.2.1 Design .....	41
5.3 Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft .....	44
5.3.1 Elektrischer Kontakt.....	44
5.3.2 Design .....	45
<b>6. Herstellung</b> .....	48
6.1 Das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren .....	48
6.2 Justierung .....	50
6.3 Beschreibung einzelner Prozeßschritte .....	52
6.3.1 Aufbringen und Strukturieren von Cr/Au-Schichten .....	52
6.3.2 Probleme mit der Schichtfolge Gold/Titan .....	53
6.3.3 Resist für die Röntgentiefenlithographie.....	55
6.3.4 Einsatz dielektrischer Blenden bei der Galvanik .....	55
6.4 Konzept für die positionierte Abformung.....	57
<b>7. Experimentelle Ergebnisse</b> .....	61
7.1 Strom-Stellweg Kennlinien.....	61
7.1.1 Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft .....	61

---

7.1.2 Stellglieder .....	62
7.1.3 Diskussion .....	63
7.2 Messung des Schaltverhaltens .....	64
7.2.1 Meßaufbau.....	64
7.2.2 Meßergebnisse.....	64
7.3 Bestimmung des Frequenzganges .....	65
7.3.1 Bestimmung der Dämpfungskonstanten .....	65
7.3.2 Meßergebnisse.....	67
7.4 Haltekraft .....	68
7.4.1 Meßaufbau.....	68
7.4.2 Meßergebnisse.....	68
7.5. Messung der Induktivität.....	69
7.5.1 Meßaufbau.....	70
7.5.2 Meßergebnisse.....	70
7.6 Zusammenfassung der Meßergebnisse.....	71
<b>8. Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>73</b>
<b>Literatur .....</b>	<b>76</b>

## Liste der verwendeten Symbole

### Symbole

Symbol	Einheit	Größe
$A$	$m^2$	Querschnittsfläche
$\alpha_K$	$\frac{W}{m^2 K}$	Wärmeübergangszahl zur Beschreibung der Konvektion
$b$	$m$	Federbreite
$B$	$T$	magnetische Flußdichte
$c$	$N/m$	Federkonstante
$d$	$1$	Dämpfungskonstante
$\delta$	$m$	Luftspalt
$E$	$\frac{N}{m^2}$	Elastizitätsmodul
$F$	$N$	Kraft
$\Phi$	$Vs$	magnetischer Fluß
$h$	$m$	Höhe der magnetischen Aktoren
$H$	$A/m$	magnetische Feldstärke
$I$	$A$	Strom
$J_0$	$\mu m$	Justiergenauigkeit
$\kappa$	$\frac{1}{\Omega m}$	elektrische Leitfähigkeit
$l$	$m$	Länge
$\lambda$	$\frac{W}{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
$L$	$H$	Induktivität
$M$	$Nm$	Drehmoment
$\mu_r$	$1$	relative Permeabilität
$\mu_0$	$\frac{Vs}{Am}$	magnetische Feldkonstante
$N$	$w$	Anzahl der Windungen
$P$	$W$	Leistung
$\Theta$	$Aw$	Durchflutung
$Q$	$1$	Güte
$R$	$\Omega$	Ohmscher Widerstand
$\mathcal{R}$	$\frac{A}{Vs}$	magnetischer Widerstand
$\rho$	$\Omega m$	spezifischer Widerstand
$S$	$A/m^2$	Stromdichte
$\sigma(\mu_r, \delta)$	$1$	Streufaktor

$\sigma$	$\frac{W}{m^2 K^4}$	Stefan-Boltzman-Konstante
$t$	s	Zeit
$T$	K	Temperatur
$U$	V	Spannung
$V$	$m^3$	Volumen
$W$	J	Energie
$\omega$	Hz	Kreisfrequenz

### Indizes

Fe	ferromagnetisches Material
L	Luft
res	Resonanz
S	Sättigung

# 1. Einleitung

Die industrielle Revolution zu Beginn des 19. Jahrhunderts in Europa befriedigte in zunehmenden Maße die Konsumbedürfnisse großer Bevölkerungsteile mit immer neuen Produkten. Dabei wurden auf den einzelnen Anwender zugeschnittene von Hand hergestellte Erzeugnisse von Produkten verdrängt, die vollkommen identisch und maschinell in großen Stückzahlen hergestellt wurden. In den vergangenen Jahrzehnten ist hier ein Umbruch festzustellen. Die Schlüsseltechnologie, um wieder auf die Produktwünsche des einzelnen einzugehen, ist die Mikroelektronik. Es ist möglich geworden, Produkte mit vielen auch redundanten Funktionen preiswert herzustellen, die erst vom Endverbraucher auf seine speziellen Bedürfnisse hin angepaßt werden.

Durch Hinzufügen von Sensoren und Aktoren zur Mikroelektronik können völlig neue Produkte entstehen. Wichtig dabei ist es, eine Herstellungsmethode zu finden, die eine preiswerte Fertigung und Kompatibilität zur Mikroelektronik erlaubt. Dies ist Thema der Mikromechanik. Durch Verbindung ganzer mit Mikroelektronik gefertigter Sensorarrays mit Mikroelektronik ist es beispielsweise möglich, zwischen Sensoren umzuschalten und so den für den Meßbereich passenden Sensor auszuwählen oder defekte Sensoren zu erkennen und auszuschalten [Str95]. Voraussetzung sind auch hier wie in der Mikroelektronik Fertigungsmethoden, die erstens so preiswert sind, daß sie eine gewisse Redundanz erlauben, und zweitens kleine Strukturen hervorbringen, so daß das Produkt nicht unnötig groß wird. Erfüllt werden können diese Anforderungen mit der Einführung von Batch-Prozessen, die eine parallele Bearbeitung vieler Strukturen ermöglicht.

In den vergangenen Jahren wurde der Sensorik allgemein mehr Beachtung geschenkt als der Aktorik. Dies ist um so erstaunlicher, als typische Massengeräte wie CD-Spieler, Fotoapparate und Computerfestplatten nicht ohne Aktoren auskommen. Viele in diesem High-Tech Bereich verwendete Aktoren werden nach wie vor mit feinwerktechnischen, konventionellen Methoden hergestellt. Es zeichnet sich aber ab, daß für eine weitere Miniaturisierung Methoden aus der Mikrotechnik herangezogen werden müssen.

Aktoren schaffen die Verbindung zwischen dem informationsverarbeitenden Teil von elektronischen Steuerungen und einem technischen oder nichttechnischen, z. B. biologischen Prozeß. Der Aktoreingang wird oft elektrisch angesteuert, möglichst leistungsarm mit Strömen oder Spannungen, die mit der Mikroelektronik kompatibel sein sollten. Insbesondere die letzte Eigenschaft unterscheidet die Mikroaktoren von "normalen Stellgliedern" und verleiht ihnen Systemfähigkeit [Jan92].

In der Mikrotechnik kam elektromagnetischen Aktoren bislang wenig Aufmerksamkeit zuteil. Vorrang wurde dem elektrostatischen Prinzip eingeräumt. Dies hat im wesentlichen zwei Ursachen: Die erste Ursache ist in einem Vergleich der Kräfte begründet. Bei einer Verkleinerung schneiden die elektrostatischen Aktoren günstiger ab [Tri89]. Außerdem wächst die Durchbruchfeldstärke in Isolatoren mit kleiner werdenden Abmessungen (Paschen-Effekt). Die zweite Ursache ist die in der Mikrotechnik übliche Fertigungstechnik. Mit Hilfe der Photolithographie werden die Strukturen auf das Werkstück übertragen. Durch die optische Abbildung können nur zweidimensionale Strukturen übertragen werden. Dies beinhaltet für elektrostatische Antriebe keine Einschränkung. Bei den elektromagnetischen Aktoren, die im allgemeinen aus einer um einen ferromagnetischen Kern gewickelten Spule bestehen, muß erst nach Möglichkeiten gesucht werden, die durch die Fertigungstechnik vorgeschriebene Zweidimensionalität zu umgehen, um wirklich dreidimensionale Strukturen herzustellen.

Nimmt man diese Aussagen genauer unter die Lupe, wird klar, daß sie allenfalls für bestimmte technische Randbedingungen zutreffend sind. Zunächst einmal muß festgestellt werden, daß die bislang vorgestellten elektrostatischen Aktoren nicht mit Spannungen, die in der Mikroelektronik gängig sind, arbeiten. Tang et al. [Tan89] stellten z. B. einen Antrieb vor, der Stellwege von 30 µm bei Spannungen von 50 V realisiert. Wallrabe et. al [Wal92] realisierten

einen elektrostatischen Rotationsmotor, der ebenfalls mit Spannungen über 50 V arbeitet. Weitere Beispiele sind in der Literatur zu finden.

In [Guc91] findet sich eine Gegenüberstellung von elektrostatischer und elektromagnetischer Kraft. Die elektrostatische Kraft kann angegeben werden zu

$$F_e = \frac{1}{2} A_L \epsilon_0 \left( \frac{U}{\delta} \right)^2, \quad (1.1)$$

wobei  $A_L$  die Luftspaltquerschnittsfläche ist,  $\epsilon_0$  die elektrische Feldkonstante,  $U$  die angelegte Spannung und  $\delta$  der Luftspalt. Die elektromagnetische Kraft vereinfacht sich für eine unendlich große Permeabilität zu

$$F_{\text{mag}} = \frac{1}{2} A_L \frac{B^2}{\mu_0} \approx \frac{1}{2} A_L \mu_0 \left( \frac{NI}{\delta} \right)^2, \quad (1.2)$$

wobei  $B$  die magnetische Flußdichte,  $\mu_0$  die magnetische Feldkonstante,  $N$  die Anzahl der Windungen und  $I$  der Strom ist. Es ergeben sich gleiche Werte für die elektrostatische und elektromagnetische Kraft für den Fall, daß pro Volt Spannungsversorgung beim elektrostatischen Aktor ein Strom von 2,65 mA pro Spulenwindung beim elektromagnetischen Aktor fließt. Interessant ist ein Vergleich der beiden Aktortypen auch bezüglich der maximal erreichbaren Energiedichte, da sich die Kraft durch Differentiation der Energie nach dem Weg berechnen läßt. Elektrostatische Antriebe arbeiten mit einer maximalen elektrischen Feldstärke von  $10^8$  V/m. Damit läßt sich maximal eine Energiedichte von  $4,4 \cdot 10^4$  J/m<sup>3</sup> erzielen. Bei elektromagnetischen Antrieben ist die maximale Energiedichte durch die magnetische Sättigung begrenzt. Geht man von einer magnetischen Sättigungsflußdichte von 1 Tesla aus, so führt dies zu einer Energiedichte von  $4 \cdot 10^5$  J/m<sup>3</sup>. Beachtet werden muß in diesem Zusammenhang, daß das Erreichen der magnetischen Sättigung einen harmlosen Betriebszustand darstellt, während das Erreichen der Durchbruchfeldstärke zu einer dauerhaften Schädigung des Aktors führen kann. Wenn die magnetische Sättigung  $B_S$  von 1 Tesla erreicht ist, wird die Kraft zu

$$F_{\text{mag}} = \frac{1}{2} A_L \frac{B_S^2}{\mu_0} \approx 0,4 \mu\text{N} \frac{A}{\mu\text{m}^2} \quad (1.3)$$

Um magnetische Sättigung zu erreichen, benötigt man bei einem Aktor mit 50 Windungen für eine unendlich große Permeabilität lediglich einen Strom von

$$I_s = \frac{B_S}{N\mu_0} \delta \approx 16\text{mA} \frac{\delta}{\mu\text{m}} \quad (1.4)$$

Angeführt werden kann außerdem noch, daß magnetische Aktoren weniger empfindlich gegen Umwelteinflüsse wie Feuchtigkeit und Staub sind.

Die angestellten Überlegungen zeigen, daß das elektromagnetische Antriebsprinzip sehr wohl interessant für die Mikrotechnik ist, wenngleich die Spule zusätzlich zum aktiven Spalt aufgebaut werden muß, während die Zuführung des elektrischen Feldes beim elektrostatischen Aktor einfach über Zuleitungen möglich ist.

In den letzten Jahren sind verschiedene Möglichkeiten zum Aufbau magnetischer Aktoren untersucht worden. Wagner et al. [Wag92] bauten verschiedene Aktoren mit Spulen, die ein magnetisches Feld senkrecht zum Substrat erzeugten, mit dem Permanentmagnete positioniert werden konnten. Mit diesem Aufbau war es jedoch nicht möglich, magnetische Feldstärke in kleinen Luftspalten zu konzentrieren, um so große Kräfte zu erzeugen. Vorteilhaft sind Strukturen, bei denen der magnetische Fluß mit Hilfe von hochpermeablen Materialien

zum Luftspalt geführt wird. Guckel et al. [Guc93] stellten einen nach diesem Prinzip entworfenen Rotationsmotor vor. Die Spulen wurden dabei durch Überbunden von Spulensäulen hergestellt. Der Fluß wird parallel zum Substrat geführt. Erstmals einen vollständig integriert hergestellten Rotationsmotor zeigten Ahn et al. [Ahn93]. Bei diesem Aufbau wurde nicht die Spule um den Kern herum aufgebaut, sondern es wurden Spule und Kern miteinander quasi verflochten. Dies hat aber den Nachteil, daß der Kern im Vergleich zum hier verfolgten Konzept dünn gestaltet werden muß. Die magnetische Sättigung wird so im Kernmaterial schnell erreicht.

Vorteilhaft für die Herstellung magnetischer Aktoren erweist sich das am Kernforschungszentrum entwickelte LIGA-Verfahren, das die Röntgentiefenlithographie, die Galvanik und die Abformung zur Mikrostrukturierung nutzt [Bec85]. Mit diesem Verfahren können Mikrostrukturen von mehreren 100  $\mu\text{m}$  Höhe mit freier lateraler Form, sehr guter Auflösung im  $\mu\text{m}$ -Bereich und hoher Genauigkeit in Metall hergestellt werden. Mit der Entwicklung der Opferschichttechnik für das LIGA-Verfahren [Bur91] ist es auch möglich geworden, bewegliche Mikrostrukturen in Kombination mit festverankerten Strukturen auf einem Substrat herzustellen, so daß eine Montage der beweglichen Strukturteile entfällt. Damit lassen sich reibungslose Antriebe realisieren. Die Rückstellkräfte werden mit Hilfe einer elastischen Aufhängung bewirkt. Wegen der sehr guten Auflösung des LIGA-Verfahrens im  $\mu\text{m}$ -Bereich lassen sich so Federn mit kleinen Federkonstanten herstellen. Elektrostatische Linearaktoren, die mit dieser Konzeption arbeiten, wurden in LIGA-Technik bereits aufgebaut [Koh93].

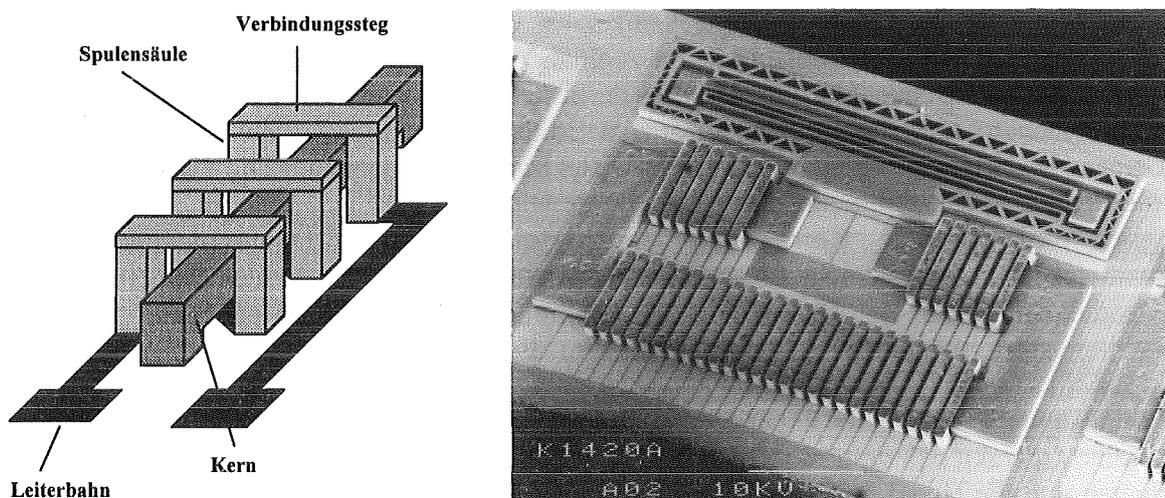


Abb. 1.1 Magnetischer Linearaktor (siehe Text)  
Prinzipieller Aufbau der Mikrospule (links) und Realisierung (rechts)

Ziel dieser Arbeit war die Berechnung, Optimierung und Herstellung von elektromagnetischen Linearaktoren. Dabei galt es basierend auf LIGA-Mikrotechnik eine Fertigungstechnik zu entwickeln, die eine integrierte Herstellung von elektromagnetischen Linearaktoren ermöglicht. Grundelement dieser Aktoren sollte die in Abb. 1.1a skizzierte Mikrospule sein, bei der der magnetische Fluß parallel zum Substrat geführt wird. Der die Bewegung ausführende Anker sollte elastisch an Federn aufgehängt sein. Ein derartiger Aktor ist in Abb. 1.1 dargestellt. Im unteren Bildteil der REM-Aufnahme ist die integrierte Mikrospule mit Kern zu sehen, im oberen Bildteil der bewegliche Anker, der über zwei mäanderförmige Federn an den beiden quadratischen Strukturen fest aufgehängt ist.

Grundlage für die Erstellung eines Designs ist die Kenntnis der erzielbaren Kräfte. Die Kraftberechnung wird daher ausführlich in Kapitel 2 beschrieben. Sie erfolgt sowohl mit analytischen Methoden als auch mit Finite-Elemente-Methode (FEM).

Als ein wesentlicher Parameter bei der Kraftberechnung erweist sich die Permeabilität. Da über die im Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) galvanisierten Materialien keine Meß-

werte vorlagen, wurde eine Meßmethode entwickelt, die eine Aussage über die magnetischen Eigenschaften erlaubt. Damit können Rückschlüsse über die Eignung verschiedener Materialien gezogen werden. Die Meßmethode und die damit gewonnen Ergebnisse werden in Kapitel 3 dargestellt.

In Kapitel 4 werden Designaspekte beschrieben. Mit Hilfe des analytisch gewonnenen Ausdrucks für die Kraft, kann eine Optimierung der Luftspaltquerschnittsfläche vorgenommen werden. Zum besseren Verständnis werden Analogien zwischen dem elektrischen und dem magnetischen Kreis aufgezeigt. Einfluß auf das Design hat außerdem die Stromtragfähigkeit der Spulenwindungen. Für eine Abschätzung des maximalen Stromes, der noch nicht zu einer thermischen Zerstörung der Spule führt, wird ein Temperaturmodell für den Steg erstellt, der die Spulensäulen verbindet. Das Temperaturmodell wird an Hand von Bonddrähten experimentell überprüft.

Die experimentell und theoretisch gewonnenen Erkenntnisse fließen in das Design für drei unterschiedliche Aktoren ein. Damit sollen die Möglichkeiten elektromagnetischer Aktoren analysiert werden. Die ersten beiden Aktoren realisieren Stellglieder. Ziel ist es, große Stellwege zu erreichen. Die dabei erzielte Kraft dient lediglich dazu, die Federkraft zu überwinden. Mit dem dritten Aktor sollen große Haltekraften bei einem kleinen Stellweg erreicht werden. Dies ist wichtig für Anwendung wie z. B. einen Greifer oder ein Relais.

Zur Herstellung der magnetischen Aktoren war es notwendig, die LIGA-Opferschichttechnik zum Zwei-Schicht LIGA-Verfahren weiterzuentwickeln. Dieses in Kapitel 6 beschriebene Verfahren wird den Anforderungen nach einer integrierten Fertigung gerecht. Diese Technik bringt für die LIGA-Mikromechanik zwei wesentliche Neuerungen: Strukturen aus unterschiedlichen Metallen können justiert zueinander auf einem Substrat hergestellt werden. Im Fall der magnetischen Aktoren sind dies der feststehende Kern und der bewegliche an Federn aufgehängte Anker aus einem ferromagnetischen Material sowie die Spulenwindungen aus einem Material mit kleinem spezifischen elektrischen Widerstand. Die zweite Neuerung ist die Realisierung dreidimensionaler Strukturen. Hier sind die Spulenwindungen zu nennen. Möglich wurde dies durch Kombination von Übergalvanisieren und Dünnschichttechnik. Mit der entwickelten Zwei-Schicht LIGA-Technik wird gleichzeitig ein breites Feld für weitere Anwendungen eröffnet. Das Ende des Kapitels bilden Überlegungen, wie der Herstellungsprozeß modifiziert werden muß, um die Abformung der Strukturen und damit eine Serienfertigung zu ermöglichen.

In Kapitel 7 werden die experimentellen Ergebnisse dargestellt. Bei den Stellgliedern erfolgt eine Charakterisierung mit Hilfe von Strom-Stellweg Kennlinien, während das Schaltverhalten und die Haltekraft beim Aktor mit großer Kraft gemessen werden. Die experimentellen Ergebnisse unterstreichen die Attraktivität magnetischer Mikroaktoren für die Mikrosystemtechnik.

## 2. Grundlagen

Für ein tieferes Verständnis der physikalischen Vorgänge bei magnetischen Aktoren ist die Kenntnis der elektromagnetischen Feldtheorie Voraussetzung. Daher werden in diesem Kapitel die Grundbegriffe des magnetischen Feldes und ihre wichtigsten Verknüpfungen erörtert. Ausgehend von einer Spule werden zunächst die Begriffe magnetische Feldstärke und magnetischer Fluß eingeführt [Koc91]. Zum besseren Verständnis werden Analogien zwischen magnetischem Kreis und elektrischem Kreis aufgezeigt. Mit Hilfe der magnetischen Energie kann die Kraft zwischen Kern und Anker analytisch berechnet werden. Ein Vergleich mit Finite-Elemente-Methode (FEM) Rechnungen schließt sich an. Abschließend werden die Eigenschaften ferromagnetischer Materialien ermittelt und in die Überlegungen mit einbezogen.

### 2.1 Magnetische Feldstärke und magnetischer Fluß

Wird eine kreisförmige, dicht mit  $N$  Windungen bewickelte Spule mit dem Radius  $r$  von einem Gleichstrom  $I$  durchflossen, ergibt sich ein magnetisches Feld, dessen magnetische Feldstärke  $H$  im Inneren der Spule

$$H = \frac{NI}{2\pi r} \quad (2.1)$$

beträgt. Gleichung (2.1) ist ein Spezialfall des Durchflutungsgesetzes (nach Maxwell)

$$\Theta = \oint H dl = NI \quad (2.2)$$

wobei  $\Theta$  die magnetische Durchflutung ist. Das Durchflutungsgesetz gibt den Zusammenhang zwischen der längs einer geschlossenen Randkurve integrierten magnetischen Feldstärke und der diese Randkurve durchdringenden Stromstärke wieder. Es wird im folgenden für die Berechnung magnetischer Kreise noch oft verwendet.

Bringt man eine kurze, kleine Probespule mit  $N$  Windungen in ein magnetisches Feld, wobei die Windungsfläche senkrecht zum Feld steht, dann tritt an den Drahtenden der Spule eine Spannung auf, die durch die Änderung des magnetischen Flusses  $\Phi$  in der Spule hervorgerufen wird (Induktionsgesetz)

$$U_{\text{ind}} = -N \frac{d\Phi}{dt} \quad (2.3)$$

Für die magnetische Flußdichte  $B$  gilt

$$\Phi = \int B dA \quad (2.4)$$

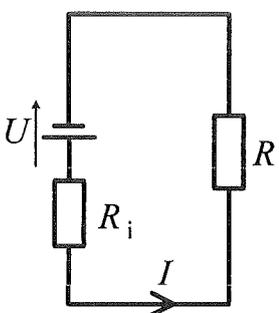
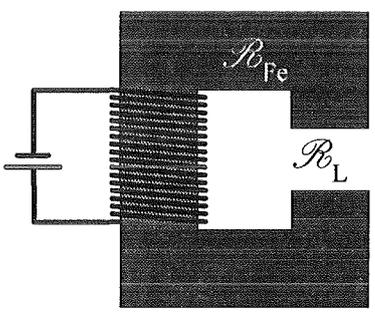
Nach der Proportionaltheorie, die ein Sonderfall der allgemeinen Theorie ist [Fis76], gilt

$$\frac{B}{H} = \mu_0 \mu_r = \text{const}_H \quad (2.5)$$

Die Proportionaltheorie setzt eine empirisch gewonnene Materialkonstante  $\mu_r$  voraus, während die allgemeine Theorie von empirisch gewonnenen Materialfunktionen  $H(B)$  oder  $B(H)$  ausgeht. Im folgenden wird zunächst die Proportionaltheorie angewendet.

## 2.2 Analogien zwischen elektrischem und magnetischem Kreis

Zur Veranschaulichung der Größen des magnetischen Feldes eignen sich Analogien zwischen elektrischem Kreis und magnetischem Kreis [Str86]. Zur Lösung von Optimierungsproblemen werden sie im folgenden ebenfalls noch angewendet. Der magnetische Kreis besteht aus einer geschlossenen Folge von hochpermeablen Körpern und Lufträumen, wobei die Querschnitte der einzelnen Teile einander ähnlich und die Längen der Luftstrecken wesentlich kleiner sind als die Längen der Strecken in den hochpermeablen Körpern. Das einfachste Modell ist ein eine Wicklung tragender ringartiger Körper aus einem hochpermeablen Material, der durch einen kurzen Luftspalt unterbrochen ist. Gefragt ist meist nach dem Zusammenhang zwischen dem magnetischen Fluß im Luftspalt und der Durchflutung. Dabei ist es möglich, analog zum elektrischen Kreis "magnetische Widerstände" zu definieren.

Elektrischer Kreis	Magnetischer Kreis
	
Stromdichte $S = \kappa E$	magnetische Flußdichte $B = \mu_0 \mu_r H$
$\text{div } S = 0$	$\text{div } B = 0$
Strom $I = \int S dA$	Fluß $\Phi = \int B dA$
Spannung $U = \int E dl$	Durchflutung $\Theta = \int H dl$
Leitfähigkeit $\kappa$	Permittivität $\mu = \mu_0 \mu_r$
Querschnittsfläche des Lastwiderstandes bzw. des Innenwiderstandes $A$	Querschnittsfläche des Kernes bzw. des Luftspaltes $A$
Innenwiderstand $R_i = \frac{l}{\kappa_{R_i} A_{R_i}}$	Widerstand des Kernes $\mathcal{R}_{Fe} = \frac{l}{\mu_0 \mu_r A_{Fe}}$
Lastwiderstand $R = \frac{l}{\kappa_R A_R}$	Widerstand des Luftspaltes $\mathcal{R}_L = \frac{l}{\mu_0 A_L}$

Tab. 2.1 Analogien zwischen elektrischem und magnetischem Kreis

In Tab. 2.1 sind die wichtigsten analogen Größen und Gesetzmäßigkeiten gegenübergestellt. Den elektrischen Widerständen entsprechen magnetische Widerstände, der antreibenden Spannung  $U$  des elektrischen Stromkreises entspricht die Durchflutung  $\Theta$  des mag-

netischen Kreises, während der elektrische Stromstärke  $I$  der Fluß  $\Phi$  entspricht. Dem Innenwiderstand des elektrischen Kreises entspricht der magnetische Widerstand des Kernes beim magnetischen Kreis, während der Lastwiderstand durch den Luftspalt gebildet wird. Ist beim elektrischen Kreis der Innenwiderstand sehr viel größer als der Lastwiderstand, dann fällt die Spannung vollständig am Lastwiderstand ab. Der dazu analoge Fall tritt beim magnetischen Kreis für große Permeabilitäten auf. Dann ist der magnetische Widerstand des Kernes gegenüber dem des Luftspaltes vernachlässigbar. Daher fällt die magnetische Feldstärke vollständig im Luftspalt ab. Die Analogie läßt sich auch auf Permanentmagnete, die eine Spannungsquelle mit Innenwiderstand darstellen, übertragen.

### 2.3 Kraftberechnung beim magnetischen Linearaktor

Um einen Aktor sinnvoll auslegen zu können, ist die Kenntnis der auftretenden Kräfte und deren Abhängigkeit von verschiedenen Parametern erforderlich. Im folgenden wird die Kraftberechnung für den in Abb. 2.1 schematisch dargestellten magnetischen Linearaktor mittels

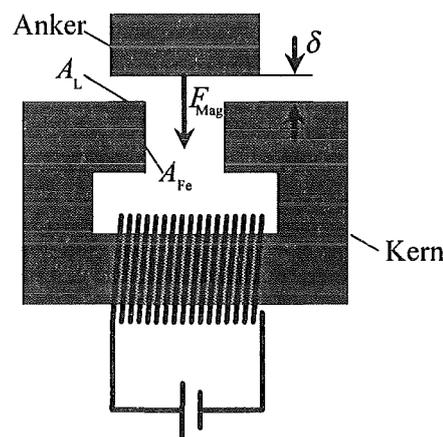


Abb. 2.1 Kraftberechnung beim magnetischen Linearaktor

analytischer Methode sowie mit Finite-Elemente-Methode (FEM) beschrieben. Der magnetische Kreis besteht aus Kern, Anker und zwei Luftspalten  $\delta$ . Die Weglänge in Kern und Anker wird zu  $l_{Fe}$  zusammengefaßt, die Luftstrecke zu  $2\delta$ .

#### 2.3.1 Analytische Kraftberechnung

Bei der Kraftberechnung wird in diesem Abschnitt von der Proportionaltheorie ausgegangen. Die am Anker des Hubmagneten angreifenden Kräfte ergeben sich aus der Ableitung der magnetischen Feldenergie  $W_m$  nach der jeweiligen Richtung. Für die Kraft senkrecht zur Luftspaltquerschnittsfläche ergibt sich

$$F = \frac{dW_m}{d\delta} \quad (2.6)$$

Die Volumendichte der magnetischen Feldenergie berechnet sich mit  $\mu_r = \text{const}_H$  zu

$$w_m = \int_0^B H_m dB_m = \frac{1}{2\mu_0\mu_r} B^2 = \frac{1}{2}\mu_0\mu_r H^2 \quad (2.7)$$

In Luft beträgt die relative Permeabilität 1. Im folgenden wird unter  $\mu_r$  die relative Permeabilität von Anker und Kern verstanden. Die magnetische Gesamtenergie läßt sich damit angeben zu

$$W_m = W_{m_L} + W_{m_{Fe}} = \frac{1}{2}\mu_0 H_L^2 A_L 2\delta + \frac{1}{2}\mu_0\mu_r H_{Fe}^2 A_{Fe} l_{Fe} \quad (2.8)$$

mit Index L Luft  
Fe Anker und Kern

Aus dem Durchflutungsgesetz (2.2) folgt

$$H_{Fe} l_{Fe} + H_L \delta = NI \quad (2.9)$$

und aufgrund der Quellenfreiheit des magnetischen Feldes  $\text{div } B = 0$  gilt

$$B_{Fe} A_{Fe} = B_L A_L \quad (2.10)$$

Somit ergibt sich mit (2.5)

$$\begin{aligned} H_L(\delta) &= \frac{NI\mu_r}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta} & B_L(\delta) &= \frac{NI\mu_0\mu_r}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta} \\ H_{Fe}(\delta) &= \frac{A_L}{A_{Fe}} \frac{NI}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta} & B_{Fe}(\delta) &= \frac{A_L}{A_{Fe}} \frac{NI\mu_0\mu_r}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Damit berechnet sich die Kraft, mit der der Anker des Hubmagneten an den Kern gezogen wird, zu

$$F_{\text{Mag}} = \frac{dW_m}{d\delta} = \left( \frac{NI\mu_0\mu_r}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\delta\mu_r} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} = B_L^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (2.12)$$

Für den Grenzfall

$$2\delta\mu_r \gg l_{Fe} \Rightarrow F \approx \left( \frac{NI\mu_0}{2\delta} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (2.13)$$

ist der magnetische Widerstand von Anker und Kern vernachlässigbar gegenüber dem der Luftspalte. Für große Produkte von Luftspalt und Permeabilität hängt die Kraft nicht mehr von der Permeabilität ab. Das bedeutet, daß Aktoren, die auf große Stellwege hin ausgelegt werden, auch mit Materialien, die eine nicht so große Permeabilität aufweisen, hergestellt werden können.

Für den Fall

$$2\delta\mu_r \ll l_{Fe} \Rightarrow F \approx \mu_r^2 \left( \frac{NI\mu_0}{l_{Fe}} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (2.14)$$

ist der magnetische Widerstand von Anker und Kern groß gegenüber dem der Luftspalte. Die Kraft hängt quadratisch von der Permeabilität ab. Um große Haltekräfte bei kleinen Strömen zu erzeugen, wie sie z. B. bei einem Relais zum Schließen des elektrischen Kontaktes erforderlich sind, müssen die flußführenden Materialien eine hohe Permeabilität besitzen und die Länge von Anker und Kern sollte klein sein. Hier bietet die Mikrotechnik Vorteile.

### 2.3.2 Kraftberechnung mit Finite-Elemente-Methode

Die analytische Kraftberechnung erlaubt eine schnelle Abschätzung der den Aktor beeinflussenden Parameter. Nicht berücksichtigt werden dabei jedoch Verluste, die durch Streuung verursacht werden. Der Gesamtfluß im magnetischen Kreis setzt sich aus dem Nutzfluß im Spalt und dem Streufluß außerhalb des Luftspaltes zusammen,

$$\Phi_G = \Phi_{\text{Nutz}} + \Phi_{\text{Streu}} \quad (2.15)$$

Als Streufaktor definiert man

$$\sigma = \frac{\Phi_G}{\Phi_{\text{Nutz}}} \quad (2.16)$$

Der Streufaktor hängt im wesentlichen von der Permeabilität und von der Größe des Luftspaltes ab. Soll der Streufaktor bei der analytischen Kraftberechnung berücksichtigt werden, so kann das durch Einführen einer Korrekturfunktion  $\sigma(\mu_r, \delta)$  in der Form

$$F_{\text{Mag}} = \frac{1}{\sigma(\mu_r, \delta)^2} \left( \frac{NI\mu_o\mu_r}{\frac{A_L}{A_{\text{Fe}}} l_{\text{Fe}} + 2\delta\mu_r} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_o} \quad (2.17)$$

geschehen.

Bei der FEM-Rechnung wird die Streuung berücksichtigt. Aus diesem Grund wird zusätzlich eine Kraftberechnung mit dem FEM-Programm ANSYS [Ans89] durchgeführt. Da bei Anker und Kern, welche den magnetischen Fluß führen, keine Geometrievariationen in der Höhe vorliegen und da das magnetische Feld in z-Richtung viel schneller abklingt sowie die Aufweitung des Feldes zwischen Kern und Anker hauptsächlich in der xy-Ebene stattfindet, ist eine zweidimensionale Rechnung ausreichend. Das bedeutet für den Linearaktor, daß nur ein zweidimensionales Netz erzeugt werden muß, das einen horizontalen Schnitt durch den Aktor darstellt.

In Abb. 2.2 sind die magnetische Feldstärke und Flußdichte für verschiedene Permeabilitäten dargestellt, wie sie sich aus der Simulationsrechnung ergeben. Eingezeichnet sind außerdem die Umriss von Kern, Anker und Spulenflächen. Bei der Simulationsrechnung wird für die Spulenflächen eine Stromdichte vorgegeben. Die Stromdichte ist so gewählt, daß das Produkt aus Stromdichte und Spulenfläche gleich der Durchflutung ist. Beim Einprägen der Stromdichte muß die Richtung der Stromdichte berücksichtigt werden. Es ist deutlich zu erkennen, daß die magnetische Feldstärke hauptsächlich in den beiden Luftspalten abfällt, während der magnetische Fluß konstant bleibt. Bei größerer Permeabilität ist in Abb. 2.2 eine deutlich bessere Fokussierung des magnetischen Flusses auf den Luftspalt zu erkennen. Die Abnahme der Flußdichte geht einher mit einer Aufweitung des magnetischen Feldes.

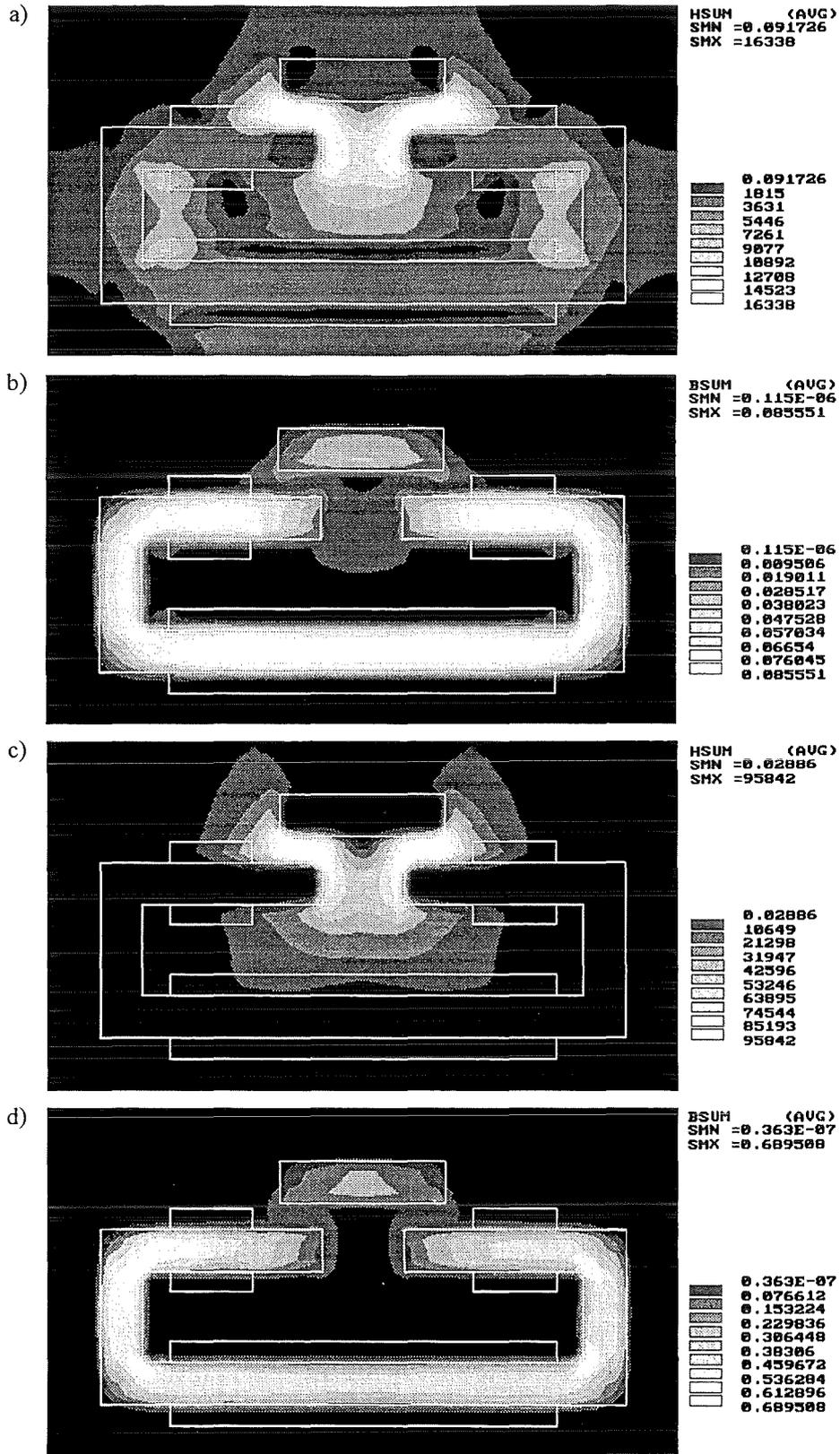


Abb. 2.2 Mit ANSYS für verschiedene Permeabilitätszahlen berechnete magnetische Felder beim Linearaktor ( $\delta = 190 \mu\text{m}$ ,  $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_{Fe} = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 9520 \mu\text{m}$ ,  $\Phi = 41 \text{ Aw}$ )

- a) H-Feld für  $\mu_r=12$
- b) B-Feld für  $\mu_r=12$
- c) H-Feld für  $\mu_r=400$
- d) B-Feld für  $\mu_r=400$

Der Vergleich der analytisch berechneten Kraft mit den simulierten Werten (Abb. 2.3 und 2.4) zeigt für große Permeabilitätszahlen eine gute Übereinstimmung der analytisch berechneten Werte mit den FEM-Werten (Abb. 2.4). Die Streuung des magnetischen Feldes kann also vernachlässigt werden.

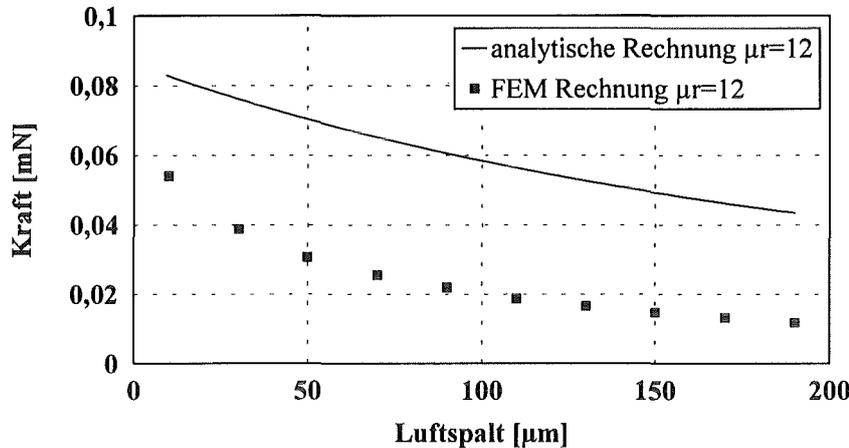


Abb. 2.3 Vergleich der Kräfte von analytischer und FEM Rechnung für  $\mu_r = 12$  ( $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_{Fe} = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 9520 \mu\text{m}$ ,  $\Phi = 41 \text{ Aw}$ )

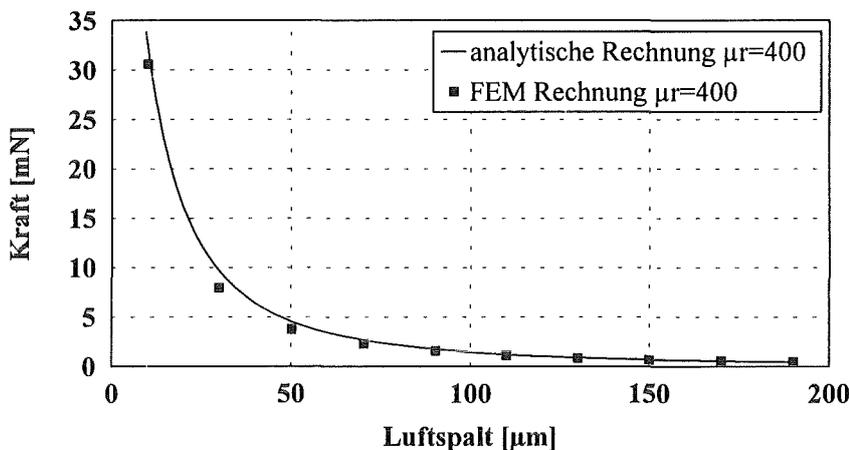


Abb. 2.4 Vergleich der Kräfte von analytischer und FEM Rechnung für  $\mu_r = 400$  ( $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_{Fe} = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 9520 \mu\text{m}$ ,  $\Phi = 41 \text{ Aw}$ )

Für kleine Permeabilitätszahlen (Abb. 2.3) ist ein deutlicher Unterschied zu sehen, so daß die analytische Berechnung lediglich eine grobe Abschätzung der Kräfte erlaubt. Da die Streuung in z-Richtung bei der zweidimensionalen Simulation nicht berücksichtigt wird, sind bei den realen dreidimensionalen Aktoren etwas größere Streufaktoren zu erwarten. Die simulierten Kraftwerte stellen also eine Maximalabschätzung dar.

Aus diesen Ergebnissen ergibt sich, daß der Streufaktor stark von der Permeabilitätszahl des fließführenden Materials abhängt. In Abb. 2.5 ist der Streufaktor als Funktion der Permeabilität für zwei unterschiedliche Luftspalte aufgetragen. Der Streufaktor ergibt sich durch Vergleich der analytisch berechneten mit denen durch die FEM-Rechnung ermittelten Werte. Für Permeabilitätszahlen unter 100 steigt der Streufaktor stark an. Zusätzlich ist bei kleinen Permeabilitätszahlen eine Abhängigkeit des Streufaktors vom Luftspalt zu beobachten. Große Luftspalte führen bei kleinen Permeabilitätszahlen zu stärkerer Streuung.

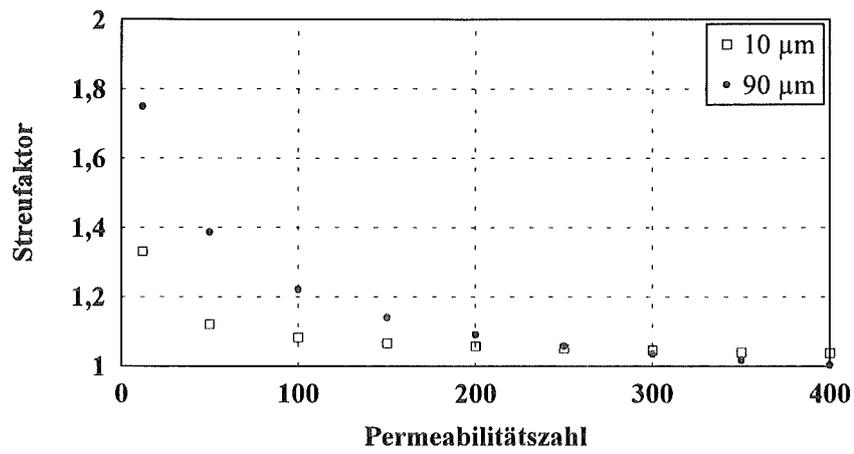


Abb. 2.5 Streufaktor in Abhängigkeit von der Permeabilitätszahl für zwei unterschiedliche Luftspalte bei magnetischen Linearaktoren mit  $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_{Fe} = 30000 \mu\text{m}^2$  und  $l_{Fe} = 9520 \mu\text{m}$ ,  $\Phi = 41 \text{ Aw}$ )

### 3. Messung der magnetischen Eigenschaften

Von entscheidender Bedeutung für die erzielbare Kraft und sonstige Eigenschaften bei elektromagnetischen Mikroaktoren sind die magnetischen Eigenschaften des flußführenden Materials, aus dem Kern und Anker bestehen. Bei den bisherigen Überlegungen wurde die Permeabilität als Materialkonstante betrachtet. Nun soll die Materialfunktion  $B(H)$  ermittelt und die sich daraus ergebenden Konsequenzen diskutiert werden.

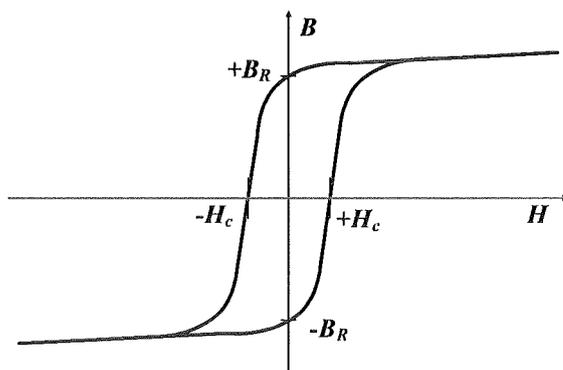


Abb. 3.1 Hystereseschleife realer ferromagnetischer Materialien

Für ferromagnetische Stoffe erhält man die in Abb. 3.1 dargestellte Hystereseschleife. Es wird deutlich, daß die Permeabilität ferromagnetischer Stoffe keine Konstante ist, sondern von der magnetischen Feldstärke sowie von der Vorbehandlung des Materials abhängt. Die Erscheinung, daß nach der Abnahme der Feldstärke auf den Wert Null noch die Flußdichte  $B_R$  vorhanden ist, nennt man Remanenz. Die zur völligen Aufhebung der Magnetisierung erforderliche Feldstärke nennt man Koerzitivfeldstärke  $H_C$ . Zu beachten ist außerdem, daß die Flußdichte nicht beliebig ansteigt, sondern daß es zur Sättigung kommt. Für die magnetischen Aktoren wäre ein weichmagnetisches Material mit möglichst kleiner Koerzitivfeldstärke und kleiner Remanenz ideal.

Beim Design der Aktoren müssen diese Erscheinungen berücksichtigt werden. Beispielsweise darf der Querschnitt von Anker und Kern nicht zu klein gewählt werden, damit die Flußdichte nicht zu stark ansteigt und es zur Sättigung kommt und damit zu einer Begrenzung der magnetischen Kraft. Weiterhin sollte der bewegliche an Federn aufgehängte Anker bei einer geringen magnetischen Erregung vom Kern angezogen werden, andererseits aber beim Abschalten des Magnetisierungsstroms unmittelbar wieder in die Ruhelage zurückkehren. Dazu darf die Kraft aufgrund der remanenten Flußdichte nicht größer sein als die Federkraft.

Da sich die Eigenschaften galvanisierter und schmelzmetallurgisch hergestellter Metalle oft erheblich unterscheiden, kann nicht einfach auf Werte aus der Literatur zurückgegriffen werden. Es müssen also eigens Messungen für die im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Proben durchgeführt werden, womit sich die Frage nach einem geeigneten Meßverfahren stellt. Wegen der relativ kleinen Probenabmessungen reduziert sich die Zahl der möglichen Meßverfahren. Die Probleme bei der Untersuchung ferromagnetischer Stoffe liegen weniger in der Messung der magnetischen Flußdichte als vielmehr in der Ermittlung der Feldstärke im Innern der Probe [Koh85]. Die Schwierigkeiten, die bei offenen Magnetkreisen wegen des von den freien Polen ausgehenden entmagnetisierenden Feldes auftreten, vermeidet man bei geschlossenen Magnetkreisen weitgehend. Ringförmige magnetische Kreise, die über den Umfang querschnittsgleich und mit einer gleichmäßigen Feldwicklung versehen sind, haben keine freien Pole, und daher treten auch keine entmagnetisierenden Felder auf. Der Nachteil jedoch ist, daß Erreger- und Meßspule auf die Ringprobe aufgewickelt werden müssen. Dies wird bei

den LIGA typischen Abmessungen schwierig. Einen Ausweg bietet die Jochmethode. Bei diesem Meßverfahren liegt ebenfalls ein geschlossener magnetischer Kreis vor, wobei lediglich um die Probe die Meßspule gewickelt werden muß.

### 3.1 Jochmethode

Die Jochmethode erlaubt Messungen an Stäben mit konstantem Querschnitt, also an häufig vorkommenden Probenformen. Indem man die Pole der Probe durch einen weichmagnetischen Rückschluß, dem sogenannten Joch, verbindet, bietet man den dort ausgehenden Feldlinien einen Weg, auf dem sie sich schließen können, ohne das Feld im Innern der Probe zu stören. Abb. 3.2 zeigt eine derartige Jochanordnung [Liv88]. Die magnetischen Widerstände des Jochs und der Luftspalte im magnetischen Kreis müssen klein gegen den magnetischen Widerstand der Probe sein. Die Probe aus dem zu vermessenden Material wird in das Joch geklemmt, das aus einem hochpermeablem Material besteht. Um das Joch ist die Erregerspule

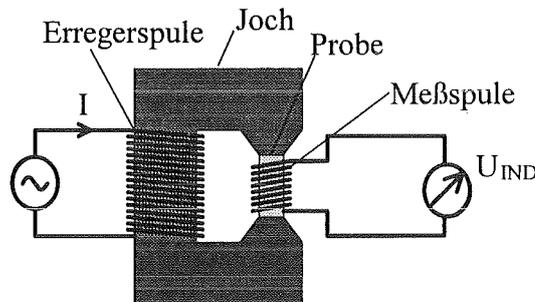


Abb. 3.2 Versuchsaufbau zur Messung der Hysterese

mit  $N_P$  Windungen gewickelt, die in dem magnetischen Kreis den Fluß erzeugt. Um die Probe ist die Meßspule mit  $N_S$  Windungen gewickelt, in der bei sich änderndem magnetischen Fluß eine Spannung induziert wird. Der magnetische Kreis besteht aus dem Kern, der zu vermessenden Probe und den Luftspalten zwischen Probe und Kern.

Aus dem Durchflutungsgesetz und der Quellenfreiheit der magnetischen Flußdichte läßt sich mit dem Zusammenhang  $B(H) = \mu_0 \mu_r(H)H$  für die Flußdichte in der Probe berechnen

$$B_{\text{Probe}} = \frac{N_P I \mu_0 \mu_{r_{\text{Probe}}}}{\frac{A_{\text{Probe}} \mu_{r_{\text{Probe}}}}{A_{\text{Fe}} \mu_{r_{\text{Fe}}}} l_{\text{Fe}} + \frac{A_{\text{Probe}} \mu_{r_{\text{Probe}}}}{A_L} \delta + l_{\text{Probe}}} \quad (3.1)$$

Daraus ergibt sich für die magnetische Feldstärke

$$H_{\text{Probe}} = \frac{N_P I}{\frac{A_{\text{Probe}} \mu_{r_{\text{Probe}}}}{A_{\text{Fe}} \mu_{r_{\text{Fe}}}} l_{\text{Fe}} + \frac{A_{\text{Probe}} \mu_{r_{\text{Probe}}}}{A_L \mu_{r_L}} \delta + l_{\text{Probe}}} \quad (3.2)$$

Für große Permeabilitätszahlen des Kernes und kleine Luftspalte ergibt sich für die magnetische Flußdichte in der Probe näherungsweise

$$B_{\text{Probe}} \approx \frac{N_P I \mu_0 \mu_{r_{\text{Probe}}}}{l_{\text{Probe}}} \quad (3.3)$$

und für die magnetische Feldstärke

$$H_{\text{Probe}} \approx \frac{N_p I}{l_{\text{Probe}}} \quad (3.4)$$

Die magnetische Feldstärke in der Probe läßt sich unmittelbar mit Hilfe des Stromes berechnen. Der Strom wird über einen Meßwiderstand, der in Reihe zur Erregerspule geschaltet ist, gemessen. Mit

$$U_{\text{ind}} = -N_s \frac{d\Phi}{dt} \quad (3.5)$$

folgt

$$U_{\text{ind}} = -N_s \frac{dB_{\text{Probe}}}{dt} A_{\text{Probe}} \quad (3.6)$$

Damit ist es möglich, aus der in der Meßspule induzierten Spannung durch zeitliche Integration auf die magnetische Flußdichte zu schließen. Der in der Erregerspule fließende Strom, der proportional zur magnetischen Feldstärke ist, sowie die in der Meßspule induzierte Spannung werden mit Hilfe eines Digitaloszilloskopes abgetastet. In Abb. 3.3 sind diese beiden Signale als Funktion der Zeit aufgetragen.

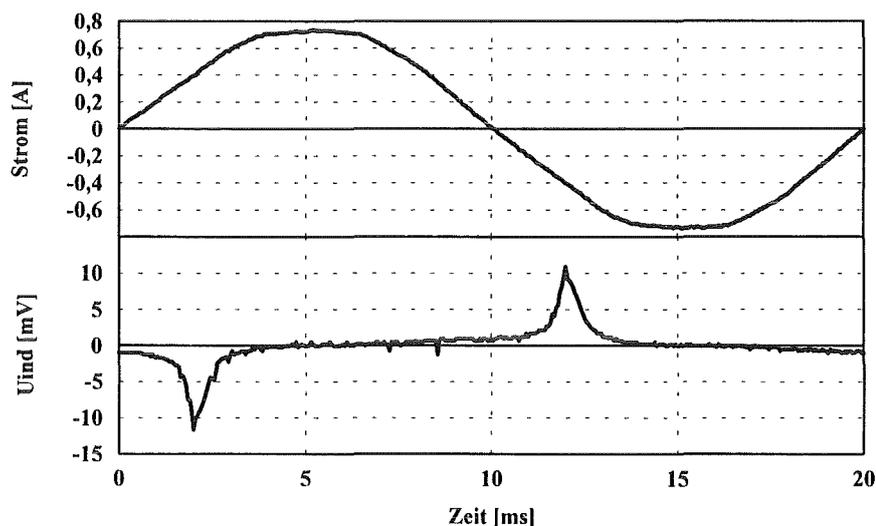


Abb. 3.3 Meßsignale bei der Jochmethode mit einer Probe aus ungetempertem galvanisch abgeschiedenem Nickel ( $N_s = 100$ ,  $N_p = 50$ ,  $A = 160 \cdot 10^3 \mu\text{m}^2$ )

Die Frequenz des Stromes in der Erregerspule ist 50 Hz. Die induzierte Spannung ent-

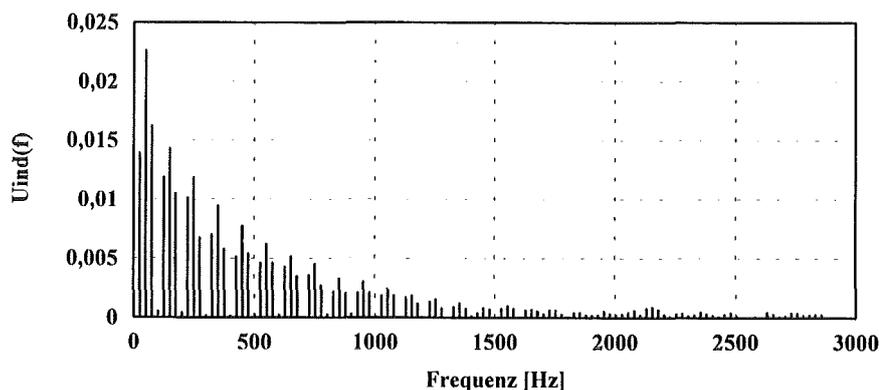


Abb. 3.4 Fouriertransformierte des Signals der Meßspule

hält aber Anteile höherer Frequenzen bis etwa 2 kHz (Abb. 3.4). Das Maximum des Spektrums ergibt sich bei 50 Hz. Um das ursprüngliche Signal aus dem abgetasteten Signal rekonstruieren zu können, ist es erforderlich, die Abtastfrequenz mindestens doppelt so groß wie die maximale Frequenz der Fouriertransformierten des ursprünglichen Signals zu wählen [Kam89]. Für die Messungen wird eine Abtastfrequenz von 20 kHz gewählt, um auch bei Proben mit einer größeren differentiellen Permeabilität das Meßsignal der induzierten Spannung rekonstruieren zu können.

Bei der Auswertung der Messungen müssen Meßfehler berücksichtigt werden. Die Unsicherheiten des Meßverfahrens werden im folgenden aufgeführt:

- Zwischen dem Joch aus Weicheisen und der Probe verbleibt ein Luftspalt. Dieser Luftspalt wird vernachlässigt. Je größer die Permeabilität des Probenmaterials ist, desto mehr magnetische Feldstärke fällt im Luftspalt ab. Die gemessenen Werte für die Koerzitivfeldstärke können also zu klein sein.
- Der Abfall der magnetischen Feldstärke im Joch wird vernachlässigt ( $\mu_r = \infty$ ). Dies führt ebenfalls dazu, daß die Meßwerte für die Koerzitivfeldstärke zu klein sein können.
- Wirbelströme wirken der Änderung des Magnetfeldes entgegen. Die Meßwerte für die magnetische Flußdichte können zu klein sein.

Die Jochmethode bewirkt also eine konservative Abschätzung von Koerzitivfeldstärke und Remanenz. Die Fehler werden mit steigender Permeabilität der Probe größer. Die Jochmethode bietet die Möglichkeit, mit geringem meßtechnischem Aufwand Aussagen über die magnetischen Eigenschaften verschiedener Werkstoffe zu treffen. Dabei können Proben vermessen werden, die mit dem LIGA-Verfahren hergestellt werden.

### 3.2 Experimentelle Ergebnisse und Diskussion

Als Material für Anker und Kern kommen wegen ihrer hohen Permeabilitätszahlen nur Ferromagnetika in Frage. Sie sind gekennzeichnet durch ihre Grundsubstanzen Eisen, Kobalt und Nickel. Je nach dem prozentualen Anteil von Fe, Co und Ni in einer ferromagnetischen Legierung erhält man weichmagnetische oder hartmagnetische Materialien. Man nennt eine ferromagnetische Substanz magnetisch um so weicher, je kleiner ihre Koerzitivfeldstärke, und magnetisch um so härter, je größer diese ist [Fis76]. Magnetisch weiche Substanzen haben vergleichsweise große, magnetisch harte vergleichsweise kleine Maximalwerte der Permeabilität.

Zunächst werden Proben aus galvanisch abgeschiedenem Nickel untersucht. Dieses Ma-

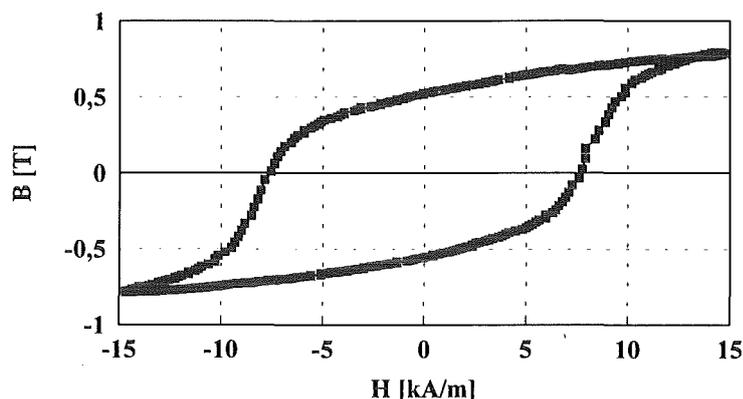


Abb. 3.5 B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem ungetempertem Nickel

terial wird am IMT häufig für Mikrostrukturen eingesetzt. Die gemessene B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem ungetempertem Nickel ist in Abb. 3.5 zu sehen. Die Koerzitivfeldstärke liegt bei 8 kA/m und die Sättigungsflußdichte bei 0,8 T. Für schmelzmetallurgisch hergestelltes Reinstnickel beträgt die Koerzitivfeldstärke 150 A/m [Mic93] und die Sättigungsflußdichte 0,6 T [Tho95]. Galvanisch abgeschiedenes Nickel hat also eine deutlich niedrigere Permeabilität als schmelzmetallurgisch hergestelltes Nickel.

Eine Verringerung der Koerzitivfeldstärke und eine damit verbundene Erhöhung der Permeabilität läßt sich durch eine Glühbehandlung erreichen [Guc93]. Bei galvanisch hergestellten Metallen tritt ebenso wie bei schmelzmetallurgisch hergestellten Metallen bei geeigneter Glühbehandlung Rekristallisation ein [Fei93]. Im Gegensatz zu schmelzmetallurgisch hergestellten Metallen gibt es Unterschiede in dem Ablauf der Rekristallisation, da sich der

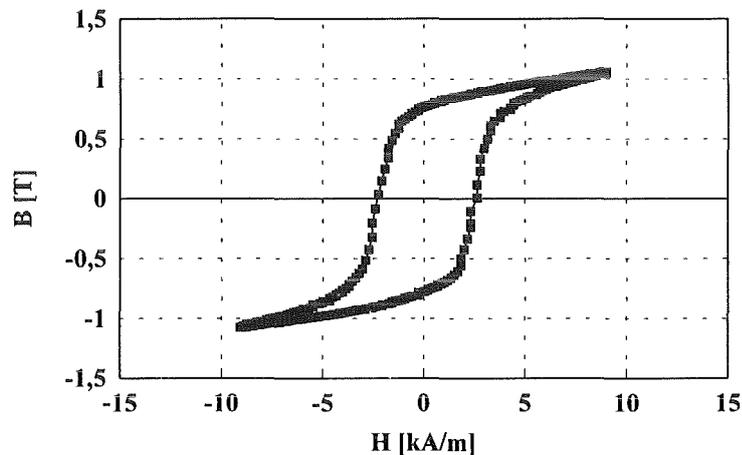


Abb. 3.6 B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem bei 800°C getempertem Nickel

Entstehungsprozeß der galvanischen Metalle im Glühverhalten niederschlägt. Normalerweise werden während des Galvanikprozesses Fremdstoffe mitabgeschieden. In Abhängigkeit von der Badzusammensetzung und von den Abscheidebedingungen variieren dabei Art und Menge der abgeschiedenen Fremdstoffe. Daher kann auch keine allgemein gültige Aussage über die Eigenschaften von galvanisch abgeschiedenem Nickel gemacht werden. Abb. 3.6 zeigt die B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem und bei 800°C getempertem Nickel. Die Koerzitivfeldstärke hat deutlich abgenommen auf 2,5 kA/m, die Sättigungsflußdichte hat leicht zugenommen. Der Verlauf der Koerzitivfeldstärke in Abhängigkeit von der Glüh-

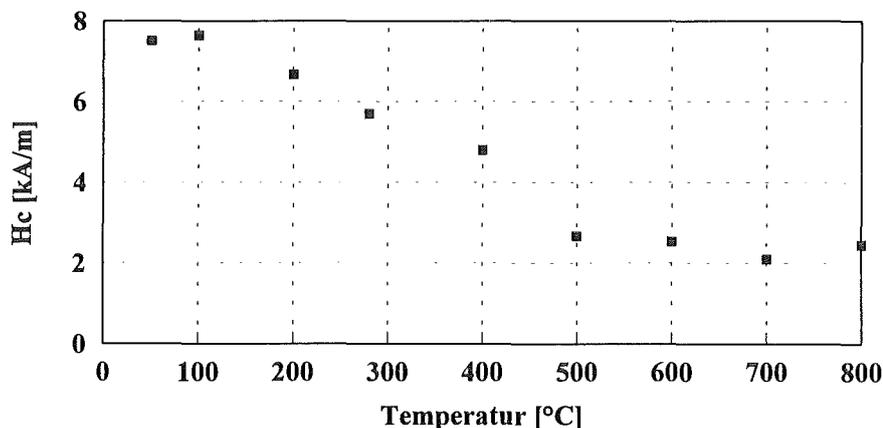


Abb. 3.7 Verlauf der Koerzitivfeldstärke in Abhängigkeit von der Glühtemperatur für galvanisches Nickel (Glühdauer: 1h)

temperatur für galvanisches Nickel ist in Abb. 3.7 zu sehen. Die Glühdauer der Proben war jeweils eine Stunde. Die Wärmebehandlung hat einen starken Einfluß auf die magnetischen Eigenschaften. Erst ab etwa 500°C kommt es zu keiner deutlichen Verringerung der Koerzitivfeldstärke und damit zu keiner Erhöhung der Permeabilität mehr. Die Wärmebehandlung führt aber zu Problemen. Es ändern sich z. B. nicht nur die magnetischen, sondern auch die mechanischen Eigenschaften. Mit zunehmender Glüh­temperatur verringert sich die Härte [Fei93]. Außerdem kommt es zu einer starken Verformung der Proben. Erschwerend kommt hinzu, daß sich beim realen Aktor Strukturen aus Materialien mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten auf einem Substrat befinden. Das Substratmaterial selbst hat wieder einen anderen Ausdehnungskoeffizienten. Die Folge von großen Temperaturschwankungen ist somit die Zerstörung des magnetischen Aktors. Eine Wärmebehandlung zur Erhöhung der Permeabilität kommt also nicht in Frage. Daher muß nach anderen Werkstoffen mit kleinerer Koerzitivfeldstärke gesucht werden. Es werden Legierungen aus Nickel-Kobalt und Nickel-Eisen untersucht.

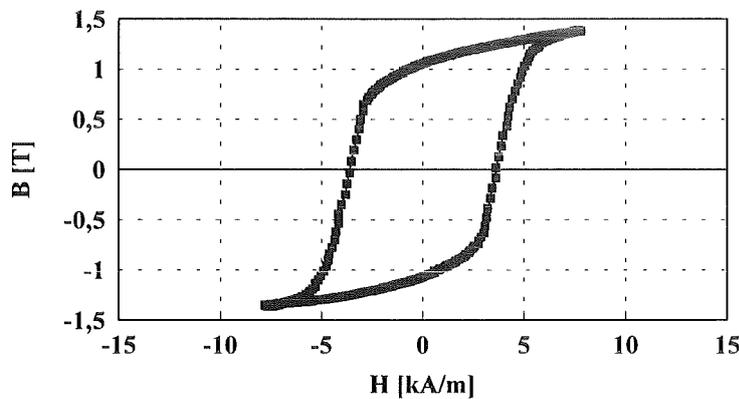


Abb. 3.8 B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem ungetempertem Nickel-Kobalt (22-23 % Kobalt)

Die gemessene B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem NiCo [Rei94] ist in Abb. 3.8 zu sehen. Während der Herstellung wurde die Probe eine Stunde einer Temperatur von 230°C ausgesetzt. Die Koerzitivfeldstärke liegt bei 4 kA/m und die Sättigungsflußdichte bei 1,4 T. Es ergibt sich also eine deutlich höhere Permeabilität als bei ungetempertem Nickel.

Äußerst interessant von den magnetischen und den mechanischen Eigenschaften ist galvanisch abgeschiedenes Permalloy. Permalloy setzt sich aus 80% Nickel und 20% Eisen zusammen [Tho95]. Abb. 3.9 ist zu entnehmen, daß die Koerzitivfeldstärke bei 1,5 kA/m und

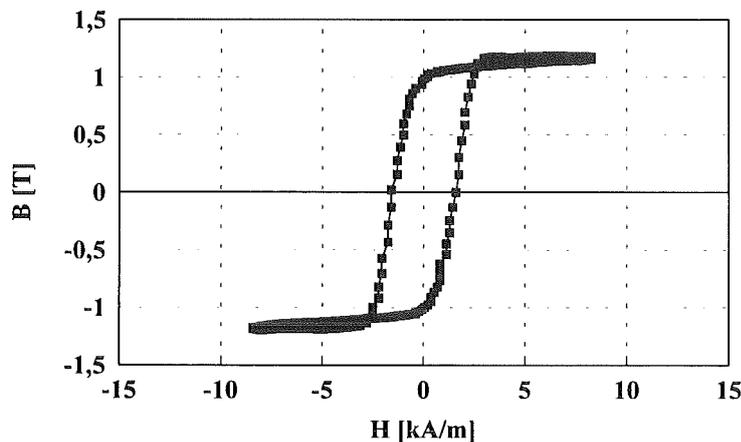


Abb. 3.9 B-H-Kurve von galvanisch abgeschiedenem ungetempertem Permalloy

die Sättigungsflußdichte bei 1,1 T liegt.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die magnetischen Eigenschaften von galvanisiertem Nickel deutlich schlechter sind als von schmelzmetallurgisch hergestelltem Nickel. Durch eine Wärmebehandlung könnten zwar die magnetischen Eigenschaften verbessert werden, allerdings würde dies zu einer Zerstörung des Aktors führen. Damit ist galvanisiertes Nickel nur bedingt für den Bau von magnetischen Aktoren brauchbar. Bessere magnetische Eigenschaften hat galvanisiertes Nickel-Kobalt. Eine nochmals deutlich höhere Permeabilität ist bei galvanisch abgeschiedenem Permalloy vorhanden.

### 3.3 Grundzüge einer allgemeineren Theorie

Die Messungen der B-H-Kurven machen deutlich, daß es sich bei der Permeabilität nicht um eine Materialkonstante, sondern um Materialfunktionen handelt. Es ergibt sich damit die Schwierigkeit, welche Permeabilität für die Kraftberechnungen angenommen werden soll. Zur Beschreibung wird daher die differentielle Permeabilität

$$\frac{dB}{dH} = \mu_0 \mu_{\text{rdiff}}(H) \quad (3.7)$$

eingeführt [Fis76].

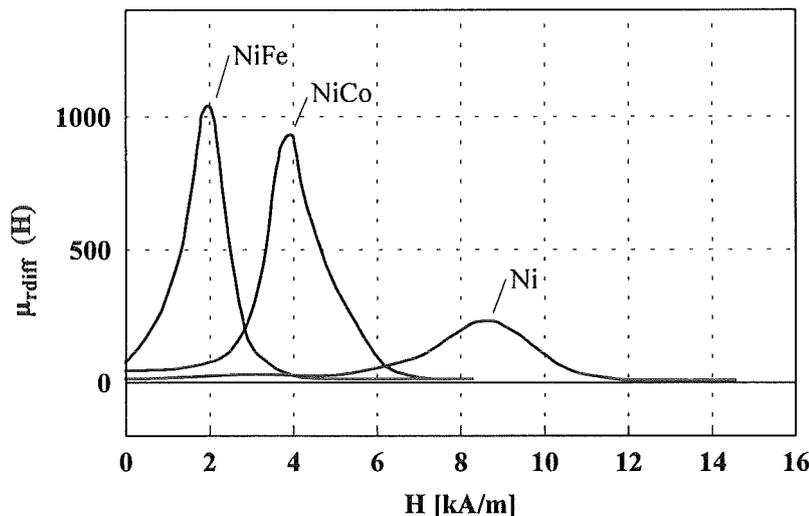


Abb. 3.10 Vergleich der differentiellen Permeabilität von ungetempertem galvanisiertem Nickel mit der von Nickel-Kobalt und Permalloy gemessen mit der Jochmethode

Abb. 3.10 zeigt einen Vergleich der differentiellen relativen Permeabilität von ungetempertem Nickel mit bei 230°C getempertem Nickel-Kobalt und ungetempertem Permalloy als Funktion der magnetischen Feldstärke. Die vorangehenden Messungen zeigen, daß Permalloy magnetisch weicher ist als getempertes Nickel. Magnetisch weiche Ferromagnetika haben eine eindeutige Magnetisierungskurve, die durch den Punkt (0,0) geht. Es soll im folgenden nun die für die Kraftberechnung relevante Permeabilität diskutiert werden. Dazu ist es zweckmäßig, den Begriff reversible Permeabilität einzuführen.

Der untere Ast einer Hystereseschleife gibt die Folge von Zustandspunkten wieder, die sich bei zunehmender Feldstärke einstellen, der obere Ast diejenige Folge von Zustandspunkten, die sich bei abnehmender Feldstärke einstellen. Ist auf dem unteren Kurvenast einer Schleife ein Zustandspunkt  $P|B,H|$  erreicht und wird dann eine Änderung  $-\Delta H$  vorgenommen,

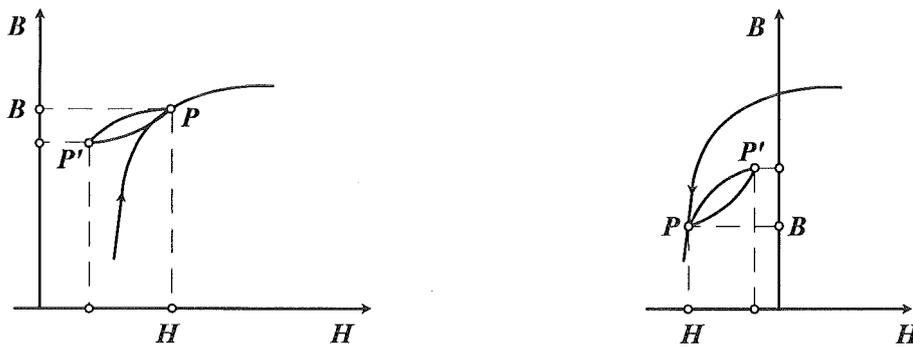


Abb. 3.11 Definition der reversiblen Permeabilität

so geht der Zustandspunkt in  $P'$  über. Entsprechendes gilt, wenn an einem Zustandspunkt auf dem oberen Kurvenast eine Änderung  $\Delta H$  vorgenommen wird. Wird die Änderung rückgängig gemacht und hat sie einen hinreichend kleinen Betrag, so wird der Ausgangspunkt  $P$  auf dem Kurvenast der Schleife wieder eingenommen. Die Zustandsänderungen sind reversibel, es wird eine Schleife durchlaufen, die die Gestalt einer schräg liegenden Lanzette hat. Ein hauptsächliches Kennzeichen ist der Steigungswinkel des Geradenstückes  $\overline{PP'}$ . Als reversible Permeabilität definiert man

$$\mu_{\text{rev}} = \frac{1}{\mu_0} \lim_{\Delta H \rightarrow dH} \left( \frac{\Delta B}{\Delta H} \right)_{\overline{PP'}} \quad (3.8)$$

In jedem Zustandspunkt der Hysterese gilt erfahrungsgemäß

$$\mu_{\text{rev}} < \mu_{\text{diff}} \quad (3.9)$$

Geht man also bei der Kraftberechnung von der differentiellen Permeabilität aus, so erhält man die maximale Kraft. Die wirkliche Kraft liegt je nach Vorgeschichte unter diesem Wert.

### 3.3.1 Kraftberechnung

Bei der allgemeineren Theorie geht man von den Materialfunktionen  $B(H)$  bzw.  $H(B)$  aus, die experimentell ermittelt wurden, aber nicht als analytische Funktion vorliegen. Für die magnetische Kraft gilt aber weiterhin näherungsweise [Fis76]

$$F_{\text{Mag}} = B_L^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (3.10)$$

mit dem größtmöglichen Fehler  $1/(\mu_r)_{\text{min}}$ . Für die Berechnung der magnetischen Flußdichte wird von den Materialfunktionen, dem Durchflutungsgesetz und der Quellenfreiheit der magnetischen Flußdichte Gebrauch gemacht. Ein geschlossener analytischer Ausdruck kann für die magnetische Flußdichte nicht mehr angegeben werden. In Abb. 3.10 ist ein einfacher Algorithmus zur Berechnung der magnetischen Flußdichte angegeben. Der Algorithmus startet damit, daß die Feldstärke im Kern zu Null angenommen wird. Mit Hilfe der Materialfunktionen können dann die Flußdichte im Kern und wegen der Quellenfreiheit der Flußdichte auch die Flußdichte im Luftspalt berechnet werden. Aus der Flußdichte im Luftspalt kann mit der Materialfunktion die Feldstärke im Luftspalt ermittelt werden. Ist die Summe der magnetischen Spannungen noch kleiner als die Durchflutung, bedeutet dies, daß für die Feldstärke ein zu kleiner Wert angenommen wurde. Daher wird der Wert solange erhöht und die übrige Prozedur erneut durchlaufen, bis die Summe der magnetischen Spannungen gleich dem

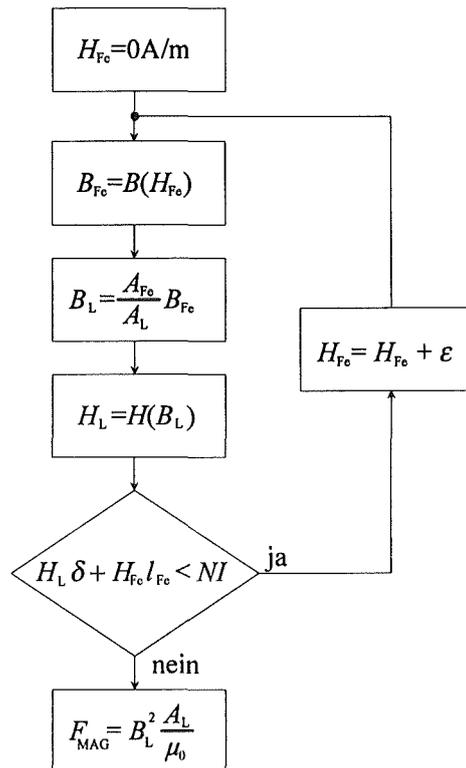


Abb. 3.12 Algorithmus zur Berechnung der magnetischen Kraft mit der Permeabilität als Materialfunktion

der Durchflutung ist. Auf diese Weise erhält man die Flußdichte im Luftspalt, mit der dann schließlich die Kraft ermittelt werden kann.

Es ist also möglich, die gemessenen B-H-Kurven für die Berechnung der magnetischen Kraft zu verwenden. Um die weiteren Herleitungen jedoch überschaubar zu halten und den Einfluß der einzelnen Größen besser nachvollziehbar zu gestalten, wird in den folgenden Kapiteln mit einer konstanten Permeabilität für kleine Feldstärken gerechnet. Bei großen Feldstärken wird die magnetische Sättigung berücksichtigt.

## 4. Designaspekte

In diesem Kapitel werden einige das Aktordesign beeinflussende Themen diskutiert. Der zentrale Punkt ist dabei die magnetische Kraft. In den vorangegangenen Ausführungen wurde bereits der Einfluß der Permeabilität auf die magnetische Kraft diskutiert. Ausgehend von der in Kapitel 2 hergeleiteten Kraftformel wird nun eine Kraftmaximierung bezüglich der Luftspaltquerschnittsfläche durchgeführt. Anschließend wird der Einfluß des Materials der Spulensäulen auf die Kraft untersucht. Dies geschieht zunächst in Hinblick auf die Beeinflussung des magnetischen Feldes bei Spulensäulen aus einem ferromagnetischen Material. Ein weiterer Aspekt ist der spezifische elektrische Widerstand, der die elektrische Verlustleistung mitbestimmt und damit den maximalen Spulenstrom. Dieses Thema wird noch vertieft. Dabei wird auf den speziellen Aufbau der Windung der Mikroschule und die sich daraus ergebenden thermischen Probleme eingegangen.

### 4.1 Optimale Luftspaltquerschnittsfläche

Um beim magnetisch angetriebenen Aktor hohe Kräfte zu erzeugen, muß die magnetische Feldenergie im Luftspalt zwischen Anker und Kern möglichst groß sein. Gestaltet man die Luftspaltquerschnittsfläche sehr groß, dann wird der magnetische Widerstand des Luftspaltes klein. Dadurch erreicht man zwar einen großen magnetischen Fluß, aber die magnetische Feldstärke im Luftspalt wird sehr klein. Folglich wird die magnetische Feldenergie im Luftspalt klein. Wählt man dagegen die Luftspaltquerschnittsfläche klein, dann wird der magnetische Widerstand des Luftspaltes groß und es fließt nur ein kleiner magnetischer Fluß. Die Folge davon ist, daß die magnetische Feldenergie im Luftspalt wieder klein ist.

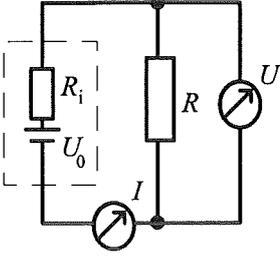
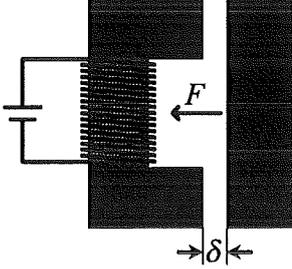
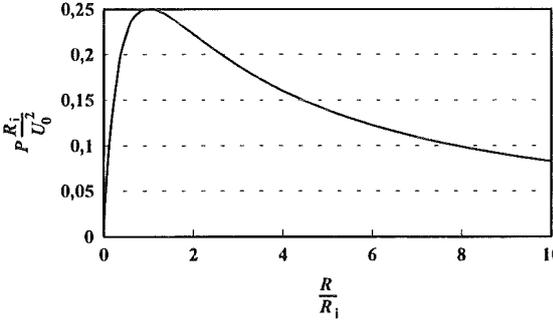
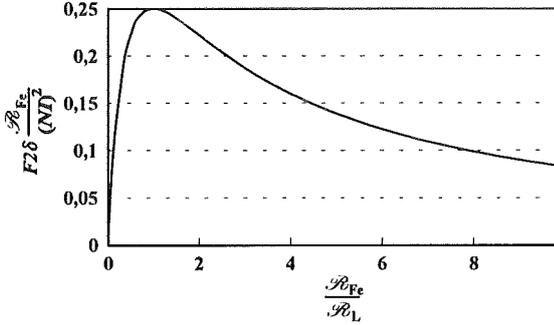
Um nun einen Ausdruck für die optimale Luftspaltquerschnittsfläche zu erhalten, kann auf ein analoges Problem im elektrischen Kreis zurückgegriffen werden, das unter dem Begriff Leistungsanpassung bekannt ist [Ger82]. In Tab. 4.1 sind die Analogien für den elektrischen und den magnetischen Kreis aufgeführt. Die maximale Leistung ergibt sich für den Fall, daß der Innenwiderstand gleich dem Lastwiderstand ist. Übertragen auf den magnetischen Kreis bedeutet das, daß die Luftspaltquerschnittsfläche optimal ist, wenn der magnetische Widerstand des Kernes gleich dem des Luftspaltes ist. Die optimale Luftspaltquerschnittsfläche ist sowohl eine Funktion der Permeabilitätszahl als auch des Abstandes von Anker und Kern.

Die optimale Designfläche, also die Fläche, die bei gegebener Permeabilitätszahl und vorgegebenem Luftspalt zur maximalen Kraft führt, läßt sich durch Nullsetzen der Ableitung der Kraft nach der Fläche bestimmen. Es ergibt sich als optimale Luftspaltquerschnittsfläche

$$A_{\text{Lopt}} = 2 \frac{A_{\text{Fe}}}{l_{\text{Fe}}} \delta \mu_r \quad (4.1)$$

Zum gleichen Ergebnis gelangt man, wenn man den magnetischen Widerstand des Luftspaltes und des Kernes gleichsetzt und nach der Querschnittsfläche des Luftspaltes auflöst. Dieser Zusammenhang ist noch einmal in Tab. 4.1 dargestellt.

Für kleine Werte des Produktes aus Permeabilitäten und Luftspalt ist auch die optimale Luftspaltquerschnittsfläche klein. Das führt zu großen magnetischen Flußdichten, so daß es zu magnetischen Sättigungserscheinungen kommen kann. Daher ist es nicht sinnvoll, die Luftspaltquerschnittsfläche beliebig klein zu machen. In die weiteren Überlegungen wird die magnetische Sättigung einbezogen. Dabei wird zunächst davon ausgegangen, daß die Flußdichte nach Erreichen der Sättigung konstant bleibt. Mit dieser Annahme ist es möglich, einen analytischen Ausdruck für die optimale Luftspaltquerschnittsfläche im Bereich der Sättigung zu finden. Anschließend wird davon ausgegangen, daß die Flußdichte nach Erreichen der

Elektrischer Kreis	Magnetischer Kreis
	
$P = \frac{U_0^2 R}{(R_i + R)^2}$	$F_{\text{mag}} = \frac{1}{2\delta} \frac{(NI)^2 \mathcal{R}_L}{(\mathcal{R}_{\text{Fe}} + \mathcal{R}_L)^2}$
	
<p>Maximale Leistung für <math>R_i = R</math></p>	<p>Maximale Kraft für <math>\mathcal{R}_{\text{Fe}} = \mathcal{R}_L</math></p>

Tab. 4.1 Vergleich von Leistungsanpassung im elektrischen Kreis mit Optimierung der Luftspaltquerschnittsfläche zur Kraftmaximierung beim magnetischen Kreis

Sättigung noch mit der Steigung  $\mu_0$  anwächst. Mit dieser Annahme läßt sich das Problem nur noch numerisch lösen.

Berücksichtigt man also die Sättigung zunächst in der Form

$$B(H) = \begin{cases} \mu_0 \mu_r H & \text{für } H \leq H_s \\ B_s & \text{für } H > H_s \end{cases} \quad (4.2)$$

ergeben sich für kleine Produkte aus Permeabilität und Luftspalt größere optimierte Luftspaltquerschnittsflächen als in Formel (4.1). Der Luftspalt  $\delta_s$ , für den gerade Sättigung auftritt, läßt sich mit den Formeln (2.11) und (4.1) sowie der Bedingung

$$B(\delta_s) = B_s \quad (4.3)$$

berechnen zu

$$\delta_s = \frac{NI\mu_0}{B_s} \quad (4.4)$$

$\delta_s$  hängt nur von der Durchflutung und der magnetischen Sättigungsflußdichte und nicht von der Permeabilität ab. Für den Fall, daß  $\delta$  kleiner oder gleich  $\delta_s$  ist, was bedeutet, daß magnetische Sättigung berücksichtigt werden muß, erreicht man die optimale Luftspaltquerschnittsfläche, indem man die Luftspaltquerschnittsfläche solange erhöht, bis die magnetische Flußdichte gleich der Sättigungsflußdichte ist. Die optimale Luftspaltquerschnittsfläche ergibt sich also aus der Bedingung

$$B(A_{Lopt}) = B_s \quad (4.5)$$

ZU

$$A_{Lopt} = \left( \frac{NI\mu_0\mu_r}{B_s} - 2\delta\mu_r \right) \frac{A_{Fe}}{l_{Fe}} \quad (4.6)$$

Zusammenfassend läßt sich für die optimale Luftspaltquerschnittsfläche

$$A_{Lopt} = \begin{cases} \left( \frac{NI\mu_0\mu_r}{B_s} - 2\delta\mu_r \right) \frac{A_{Fe}}{l_{Fe}} & \text{für } \delta \leq \delta_s \\ 2 \frac{A_{Fe}}{l_{Fe}} \delta\mu_r & \text{für } \delta > \delta_s \end{cases} \quad (4.7)$$

angeben und für die dazugehörige magnetische Flußdichte

$$B(\delta) = \begin{cases} B_s & \text{für } \delta \leq \delta_s \\ \frac{NI\mu_0\mu_r}{\frac{A_L}{l_{Fe}} + \mu_r \delta} & \text{für } \delta > \delta_s \end{cases} \quad (4.8)$$

Der Zusammenhang von optimaler Luftspaltquerschnittsfläche und der dazugehörigen magnetischen Flußdichte ist in Abb. 4.1 für eine konstante Permeabilität dargestellt.

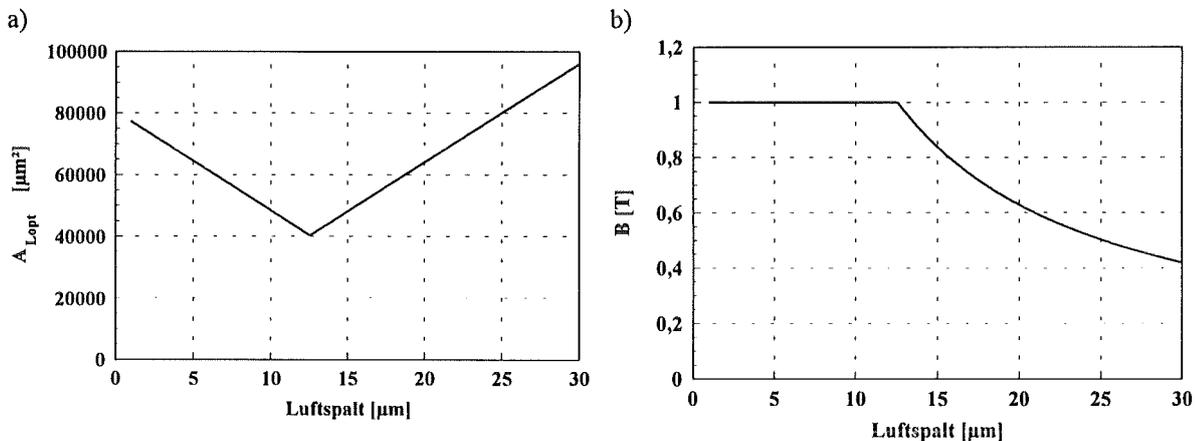


Abb. 4.1 Zusammenhang zwischen optimaler Luftspaltquerschnittsfläche und dazugehöriger magnetischer Flußdichte unter Berücksichtigung der magnetischen Sättigung ( $\mu_r = 400$ ,  $\Theta = 40$  Aw,  $l_{Fe} = 10000$   $\mu\text{m}$ ,  $A_{Fe} = 40000$   $\mu\text{m}^2$ ,  $B_s = 1$  T)

- a) optimale Luftspaltquerschnittsfläche  
b) magnetische Flußdichte

Berücksichtigt man die Sättigung in der Form

$$B(H) = \begin{cases} \mu_0\mu_r H & \text{für } H \leq H_s \\ B_s + (H - H_s)\mu_0 & \text{für } H > H_s \end{cases}, \quad (4.9)$$

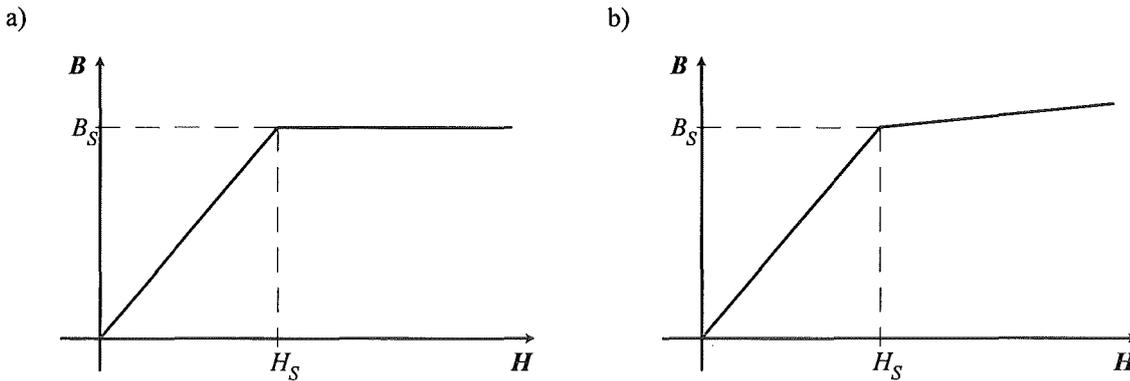


Abb. 4.2 Magnetische Sättigung  
 a) nach Formel (4.2)  
 b) nach Formel (4.9)

was bedeutet, daß nach Erreichen der Sättigungsflußdichte die Flußdichte noch mit der Steigung  $\mu_0$  anwächst, läßt sich die optimale Luftspaltquerschnittsfläche für den Fall der Sättigung nicht mehr analytisch berechnen, da der Lösungsweg auf ein Polynom dritten Grades führt. Die numerische Lösung ist in Abb. 4.3 dargestellt. Bei der Kraftmaximierung muß zunächst entschieden werden, für welchen Luftspalt die Optimierung vorgenommen werden soll. Mit Kenntnis der Permeabilitätszahl kann dann die optimale Luftspaltquerschnittsfläche ermittelt werden.

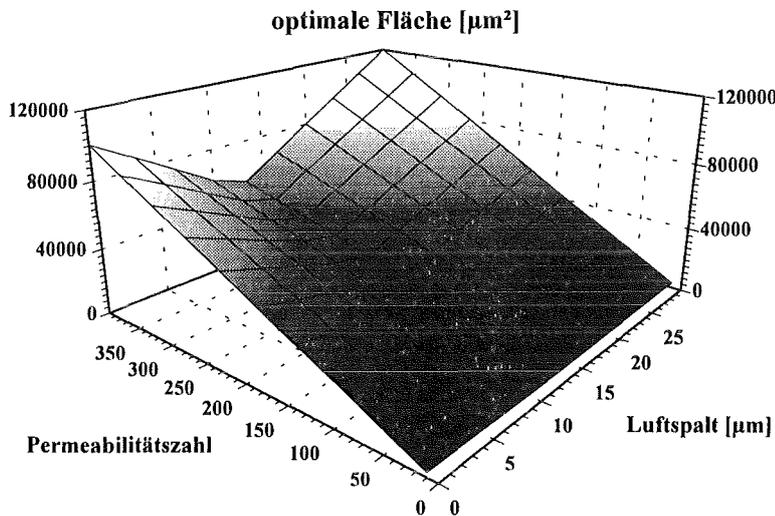


Abb. 4.3 Optimale Luftspaltquerschnittsfläche beim Stellglied mit großem Stellweg als Funktion von Luftspalt und Permeabilitätszahl unter Berücksichtigung der magnetischen Sättigung ( $A_{Fe} = 50000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 10000 \mu\text{m}$ ,  $B_S = 1\text{T}$ ,  $\Theta = 40 \text{ Aw}$ )

Bei den gewählten Parametern ( $A_{Fe} = 50000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 10000 \mu\text{m}$ ,  $\Theta = 40 \text{ Aw}$  und  $B_S = 1\text{T}$ ) ist z. B. für einen Luftspalt von  $20 \mu\text{m}$  und einer Permeabilität von 400 die optimale Luftspaltquerschnittsfläche  $80000 \mu\text{m}^2$ . Die magnetische Sättigung ist erst bei Luftspalten unter  $15 \mu\text{m}$  von Bedeutung. Die magnetische Sättigung muß also besonders bei Optimierungen für kleine Luftspalte berücksichtigt werden. Das ist der Fall bei Aktoren, die große Haltekräfte benötigen wie z. B. ein Relais.

## 4.2 Einfluß des Spulenmaterials auf die magnetische Kraft

Als Spulenmaterial wird im allgemeinen Kupfer wegen seines geringen spezifischen elektrischen Widerstandes verwendet. Da es bei einer integrierten Herstellung unter Umständen günstiger ist, Kern, Anker und Spulensäulen aus einem Material zu fertigen, wird in diesem Abschnitt der Einfluß des Materials der Spulensäulen auf die magnetische Kraft untersucht. Die Leiterbahn und die Verbindungsstege sollen weiterhin aus einem nicht ferromagnetischen Material bestehen.

Bei Verwendung eines Spulenmaterials mit gleicher Permeabilität wie Anker und Kern fließt ein Teil des erzeugten magnetischen Flusses gleich wieder über die Spulen ab und gelangt nicht mehr zum Luftspalt. Die magnetische Energie im Luftspalt wird dadurch reduziert, was schließlich zu einer kleineren Kraft führt. Dieser Effekt wird mit zunehmendem Abstand der Spulenwindungen vom Kern und zunehmendem Abstand zwischen den einzelnen Spulenwindungen verringert.

Bei der analytischen Kraftberechnung wird das Spulenmaterial nicht berücksichtigt. Daher wird eine Abschätzung mit Hilfe von FEM-Rechnungen durchgeführt. In Abb. 4.4 werden die Kräfte eines Linearaktors mit Spulen aus einem Material mit der Permeabilitätszahl 1 verglichen mit denen eines Linearaktors mit Spulen aus einem Material mit gleicher Permeabilitätszahl wie Anker und Kern. Sind die Spulenwindungen ohne Abstand zum Kern und auch ohne Abstand zueinander angeordnet, so wird die Kraft um bis zu 25 Prozent reduziert. Bei einem Abstand der Spulenwindungen von  $30\ \mu\text{m}$  zum Kern und  $50\ \mu\text{m}$  zueinander ist keine signifikante Verringerung der Kraft mehr festzustellen. Für den Fall, daß zwischen den Windungen kein Abstand ist, die Windungen aber in einem Abstand von  $30\ \mu\text{m}$  zum Kern angeordnet sind, wird die Kraft bereits nur noch um 10 Prozent reduziert. Als Anhaltspunkt für den Abstand der Spulenwindungen zum Kern und zueinander, bei dem keine deutliche Verringerung der Kraft mehr beobachtet wird, gilt, daß die Summe der einzelnen Abstände groß gegenüber dem Luftspalt zwischen Anker und Kern sein muß. Da die Summe der einzelnen Abstände groß sein muß, ist auch eine Verringerung des Abstandes zwischen den Spulenwindungen bei gleichzeitiger Erhöhung der Windungsdichte denkbar.

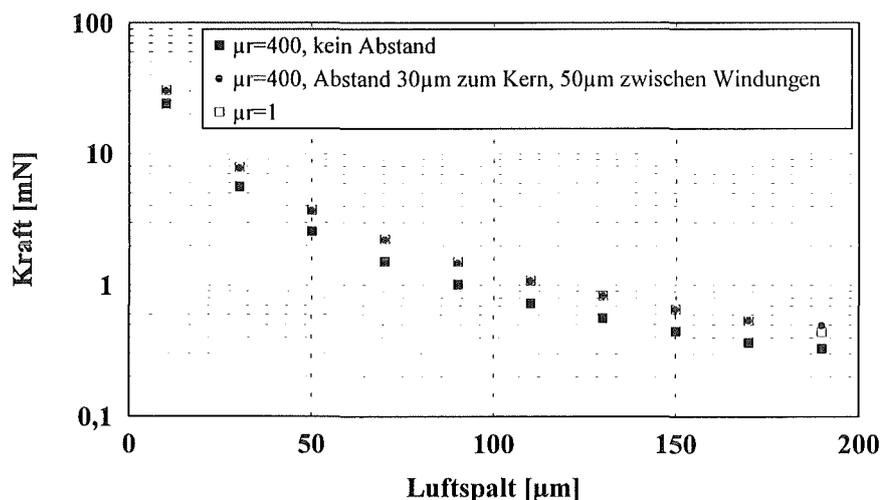


Abb. 4.4 Einfluß der Permeabilität des Spulenmaterials auf die Kraft beim Linearaktor bei unterschiedlichen Abständen zwischen Kern und Spule und unter den einzelnen Windungen ( $A_L = 30000\ \mu\text{m}^2$ ,  $A_{Fe} = 30000\ \mu\text{m}^2$ ,  $I_{Fe} = 9520\ \mu\text{m}$ ,  $\Phi = 41\ \text{Aw}$ )

Das Spulenmaterial hat jedoch auch, wenn man eine konstante elektrische Verlustleistung voraussetzt, Einfluß auf den maximalen Strom. Ein Vergleich von z. B. Kupfer- und Nickelspulen ergibt:

$$R_{\text{Cu}} I_{\text{Cu}}^2 = R_{\text{Ni}} I_{\text{Ni}}^2 \quad (4.10)$$

$$\Rightarrow \frac{I_{\text{Cu}}^2}{I_{\text{Ni}}^2} = \frac{\rho_{\text{Ni}}}{\rho_{\text{Cu}}}$$

Die spezifischen Widerstände des Spulenmaterials verhalten sich umgekehrt proportional zum Quadrat der aufgrund der elektrischen Verlustleistung maximal erreichbaren Ströme. Bei einem Aktor mit Nickelspule muß nach dieser Rechnung die Querschnittsfläche der Spulensäulen etwa vier mal so groß sein wie beim gleichen Aktor mit Kupferspulensäulen.

### 4.3 Maximaler Spulenstrom

Wichtig für die erzielbare Kraft ist der Spulenstrom, da die Kraft quadratisch mit diesem wächst. Da die Spulenwicklungen einen nicht vernachlässigbaren Ohmschen Widerstand haben, wird ihnen elektrische Leistung zugeführt, die in Wärme umgesetzt wird. Der Spulenstrom ist somit begrenzt, da es bei zu großen Strömen zu einer thermischen Zerstörung der Spulenwicklungen kommt. Eine einzelne Spulenwicklung wie in Abb. 4.5 besteht aus der elektrischen Leiterbahn auf dem Substrat, den Spulensäulen und den Verbindungsstegen. In Tab. 4.2 ist der Widerstand einer einzelnen Spulenwindung berechnet. Danach fallen 91,7 % der Verlustleistung in der Leiterbahn an. Messungen, die in [Sot93] beschrieben sind, zeigen jedoch, daß bei dem vorliegenden Aufbau der Mikropule nicht die dünnen Leiterbahnen, sondern zuerst die Verbindungsstege zwischen den Spulensäulen, an denen 7,7 % der Verlustleistung anfallen, zerstört werden. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die entstehende Wärme von der Leiterbahn auf das Substrat abgeleitet wird, während bei den Verbindungsstegen nur die Spulensäulen zur Wärmeableitung beitragen.

		absoluter Widerstand	prozentualer Widerstand
Leiterbahn	$\rho_{\text{Ag}} = 1,49 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ $l = 500 \mu\text{m}$ $A = 0,6 \mu\text{m} \cdot 120 \mu\text{m}$	103,472 mΩ	91,7 %
Spulensäulen	$\rho_{\text{Cu}} = 1,67 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ $l = 200 \mu\text{m}$ $A = 80 \mu\text{m} \cdot 120 \mu\text{m}$	0,696 mΩ	0,6 %
Verbindungssteg	$\rho_{\text{Cu}} = 1,67 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ $l = 500 \mu\text{m}$ $A = 12 \mu\text{m} \cdot 80 \mu\text{m}$	8,698 mΩ	7,7 %
ganze Windung		112,866 mΩ	100 %

Tab. 4.2 Elektrischer Widerstand einer einzelnen Spulenwindung

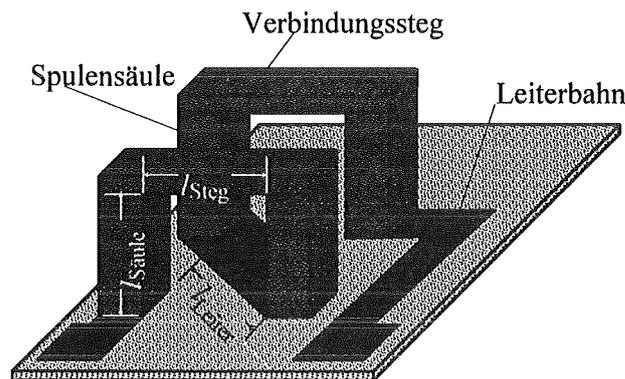


Abb. 4.5 Prinzipieller Aufbau der Spulenwindungen

### 4.3.1 Temperaturmodell des Verbindungsstegs

Um den maximalen Spulenstrom abschätzen zu können, wird im folgenden ein Temperaturmodell für einen Verbindungssteg entwickelt. Als Parameter stehen die Länge der Verbindungsstege, die Querschnittsfläche und der spezifische Widerstand zur Verfügung. Der Verbindungssteg der Länge  $l$  befindet sich an seinen Enden ( $x = \pm l/2$ ) auf Umgebungstemperatur und wird vom Strom  $I$  durchflossen (Abb. 4.6). Aufgrund des spezifischen elektrischen Widerstandes des Verbindungssteges entsteht Joulesche Wärme. Im Verbindungssteg bildet sich ein Temperaturprofil aus.

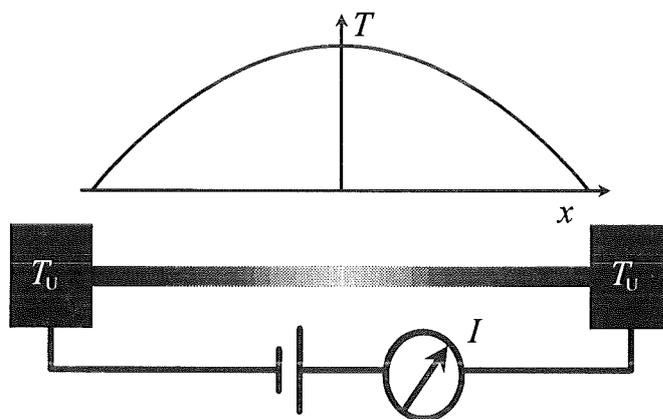


Abb. 4.6 Temperaturmodell des Verbindungsstegs

Im stationären Zustand ist die zugeführte elektrische Leistung gleich dem durch Ableitung, Konvektion und Abstrahlung abgeführten Wärmestrom. An jeder Stelle des Verbindungssteges gilt die Leistungsbilanz

$$P_{\text{Elektrisch}} = P_{\text{Konvektion}} + P_{\text{Strahlung}} + P_{\text{Leitung}} \quad (4.11)$$

Daraus folgt

$$\int_0^x I^2 \frac{\rho(T(u))}{A} du = \int_0^x (T(u) - T_U) \alpha_{\kappa} l_Q du + \sigma \int_0^x l_q (T(u)^4 - T_U^4) du - \lambda A \dot{T}(x) \quad (4.12)$$

mit	$I$	Strom
	$T(x)$	Temperatur in Abhängigkeit vom Ort
	$\rho(T(x))$	temperaturabhängiger elektrischer Widerstand
	$A$	Querschnittsfläche
	$T_U$	Umgebungstemperatur
	$\alpha_K$	Wärmeübergangszahl zur Beschreibung der Konvektion
	$l_Q$	Umfang der Querschnittsfläche
	$\sigma$	Stefan-Boltzmann-Konstante
	$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit
	$x$	Ortskoordinate (Mittelpunkt des Verbindungssteiges $x = 0$ )

Für die weitere Rechnung werden der temperaturabhängige spezifische elektrische Widerstand und die abgestrahlte Leistung linearisiert. Dies führt zu den Näherungen:

$$\rho(T(x)) \approx \rho_0(1 + \alpha_T(T(x) - T_U)) \quad (4.13)$$

$$P_{\text{Strahlung}} \approx 4\sigma \int_0^x l_Q T_U^3 (T(u) - T_U) du \quad (4.14)$$

Nach Einsetzen von (4.13) und (4.14) in (4.12) und Differenzierung nach der Ortskoordinate ergibt sich

$$\ddot{T}(x) + \left( \frac{I^2 \rho_0 \alpha_T}{\lambda A^2} - \frac{\alpha_K l_Q}{\lambda A} - \frac{4\sigma l_Q T_U^3}{\lambda A} \right) T(x) = \frac{I^2 \rho_0 \alpha_T T_U}{\lambda A^2} - \frac{\alpha_K l_Q T_U}{\lambda A} - \frac{4\sigma l_Q T_U^4}{\lambda A} - \frac{I^2 \rho_0}{\lambda A^2} \quad (4.15)$$

Man erhält also eine lineare Differentialgleichung mit konstanten Koeffizienten der Form

$$\ddot{T}(x) + a_0 T(x) = b \quad (4.16)$$

$$\text{mit} \quad a_0 = \frac{I^2 \rho_0 \alpha_T}{\lambda A^2} - \frac{\alpha_K l_Q}{\lambda A} - \frac{4\sigma l_Q T_U^3}{\lambda A}$$

$$b = \frac{I^2 \rho_0 \alpha_T T_U}{\lambda A^2} - \frac{\alpha_K l_Q T_U}{\lambda A} - \frac{4\sigma l_Q T_U^4}{\lambda A} - \frac{I^2 \rho_0}{\lambda A^2}$$

Die allgemeine Lösung der inhomogenen Differentialgleichung erhält man durch Addition der allgemeinen Lösung der homogenen Differentialgleichung und einer speziellen Lösung der inhomogenen Differentialgleichung. Die allgemeine Lösung der inhomogenen Differentialgleichung ergibt sich damit zu

$$T(x) = \begin{cases} k_1 \sinh(\sqrt{-a_0} x) + k_2 \cosh(\sqrt{-a_0} x) + \frac{b}{a_0} & \text{für } a_0 < 0 \\ \frac{b}{2} x^2 + k_1 x + k_2 & \text{für } a_0 = 0 \\ k_1 \sin(\sqrt{a_0} x) + k_2 \cos(\sqrt{a_0} x) + \frac{b}{a_0} & \text{für } a_0 > 0 \end{cases} \quad (4.17)$$

Die oszillierende Lösung für  $a_0 > 0$  führt zu negativen Temperaturen und mit 4.13 zu negativen elektrischen Widerständen. Physikalisch sinnvoll sind daher nur die nicht oszillie-

renden Lösungen für  $a_0 \leq 0$ . Zur Bestimmung der beiden Konstanten werden die Randbedingungen

-  $T(x)$  ist achsensymmetrisch

$$- T\left(\frac{l}{2}\right) = T_U$$

eingesetzt. Damit ergibt sich schließlich

$$T(x) = \begin{cases} \frac{T_U - \frac{b}{a_0}}{\cosh\left(\sqrt{-a_0} \frac{l}{2}\right)} \cosh(\sqrt{-a_0} x) + \frac{b}{a_0} & \text{für } a_0 < 0 \\ \frac{b}{2} x^2 + T_U - b \left(\frac{l}{2}\right)^2 & \text{für } a_0 = 0 \end{cases} \quad (4.18)$$

Die maximale Temperatur tritt in der Mitte des Verbindungssteges auf. Sie berechnet sich zu

$$T_{\max} = \begin{cases} \frac{T_U - \frac{b}{a_0}}{\cosh\left(\sqrt{-a_0} \frac{l}{2}\right)} + \frac{b}{a_0} & \text{für } a_0 \neq 0 \\ T_U - b \left(\frac{l}{2}\right)^2 & \text{für } a_0 = 0 \end{cases} \quad (4.19)$$

Interessant für das Design der Mikrospule sind der Einfluß der Höhe und der Länge des Verbindungssteges auf den maximal erreichbaren Strom. Der maximale Strom fließt dann, wenn der Verbindungssteg schmilzt. Dabei wird im folgenden von einem Verbindungssteg aus Kupfer ausgegangen. Kupfer hat einen sehr geringen spezifischen elektrischen Widerstand und läßt sich galvanisieren. Während sich der spezifische elektrische Widerstand, der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes und die Wärmeleitfähigkeit sehr genau angeben lassen [Goo91], liegen die experimentell ermittelten Werte für die Wärmeübergangszahl zwischen  $5 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  und  $1,5 \cdot 10^3 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  für Übergänge Luft-Wand [Dob84]. Im weiteren wird mit einer mittleren Wärmeübergangszahl von  $7,5 \cdot 10^2 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  gerechnet. Auf die Ergebnisse hat die Wärmeübergangszahl ohnehin nur geringen Einfluß, da der weitaus größte Teil der elektrischen Leistung über die Spulensäulen abgeleitet wird.

Nach Abb. 4.7a besteht zwischen der Höhe des Verbindungssteges und dem maximal möglichen Strom ein nahezu linearer Zusammenhang. Der Grund dafür ist, daß die elektrische Verlustleistung mit dem Quadrat des Stromes ansteigt und der Widerstand des Verbindungssteges sich reziprok zur Höhe verhält. Zur Länge des Steges verhält sich der maximale Strom ungefähr umgekehrt proportional, da der Widerstand des Verbindungssteges proportional mit der Länge ansteigt. Bei einer Höhe von  $10 \mu\text{m}$  kann bei einem Steg mit  $80 \mu\text{m}$  Breite und  $500 \mu\text{m}$  Länge bereits ein Strom von über  $10 \text{ A}$  fließen. Dabei muß allerdings eine Leistung von fast  $5 \text{ W}$  abgeführt werden. Bei einer Spule mit  $40$  Windungen sind das  $200 \text{ W}$ . Das ist jedoch ein unrealistisch hoher Wert, da eine Verlustleistung von  $200 \text{ W}$  nicht ohne Erwärmung des gesamten Aktors über das Substrat abgeführt werden kann. Mit einer Erwärmung des Aktors wird aber die angenommene Randbedingung verletzt, daß die Spulensäule auf Umgebungstemperatur liegt. Der Spulenstrom wird also begrenzt durch die maximal noch abführbare Verlustleistung. Als Orientierungshilfe kann die maximal zulässige Verlustleistung elektronischer Bauteile dienen. Der Transistor TO-220 mit  $150 \text{ mm}^2$  Quer-

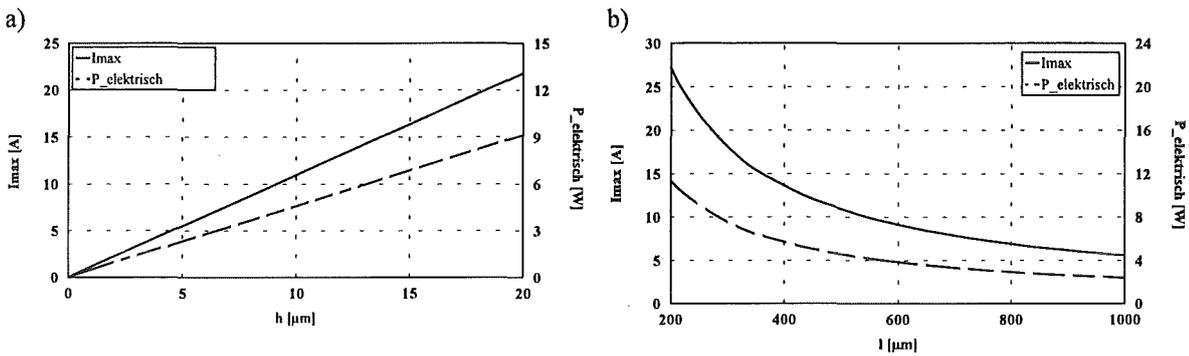


Abb. 4.7 Maximal möglicher Strom mit dazugehöriger elektrischer Leistung für Verbindungsstege aus Kupfer ( $T_U = 293,15 \text{ K}$ ,  $\rho_0 = 1,67 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ ,  $\alpha_T = 3,9 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ ,  $\lambda = 397 \text{ W/(Km)}$ )  
 a) in Abhängigkeit von der Höhe des Verbindungssteiges ( $l=500\mu\text{m}$ ,  $b=80\mu\text{m}$ )  
 b) in Abhängigkeit von der Länge des Verbindungssteiges ( $A=10\mu\text{m} \cdot 80\mu\text{m}$ )

schnittsfläche hat z. B. bei einer Gehäusetemperatur von  $25^\circ\text{C}$  eine maximale Verlustleistung von  $25 \text{ W}$  [Tie86]. Somit lässt sich die maximale Verlustleistung für die magnetischen Aktoren, deren Substratfläche nur etwa ein Zehntel der Querschnittsfläche des TO-220 beträgt, mit  $2,5 \text{ W}$  abschätzen. Geht man von einem Aktor mit 40 Windungen und den in Tab. 4.2 angenommenen Werten aus, so ergibt sich für die Gesamtpule ein Widerstand von  $4,5 \Omega$  und mit der maximalen Verlustleistung von  $2,5 \text{ W}$  ein maximaler Dauerstrom von lediglich  $0,8 \text{ A}$ .

### 4.3.2 Thermische Zerstörung von Bonddrähten

Zur Überprüfung des Temperaturmodelles werden Bonddrähte verschiedener Durchmesser und Materialien auf den maximalen Spulenstrom hin untersucht. Dabei werden die Enden auf Umgebungstemperatur gehalten und der Bonddraht wird von einem Strom  $I$  durchflossen. Der Strom, der zur thermischen Zerstörung des Bonddrahtes führt, wird gemessen. Durchgeführt

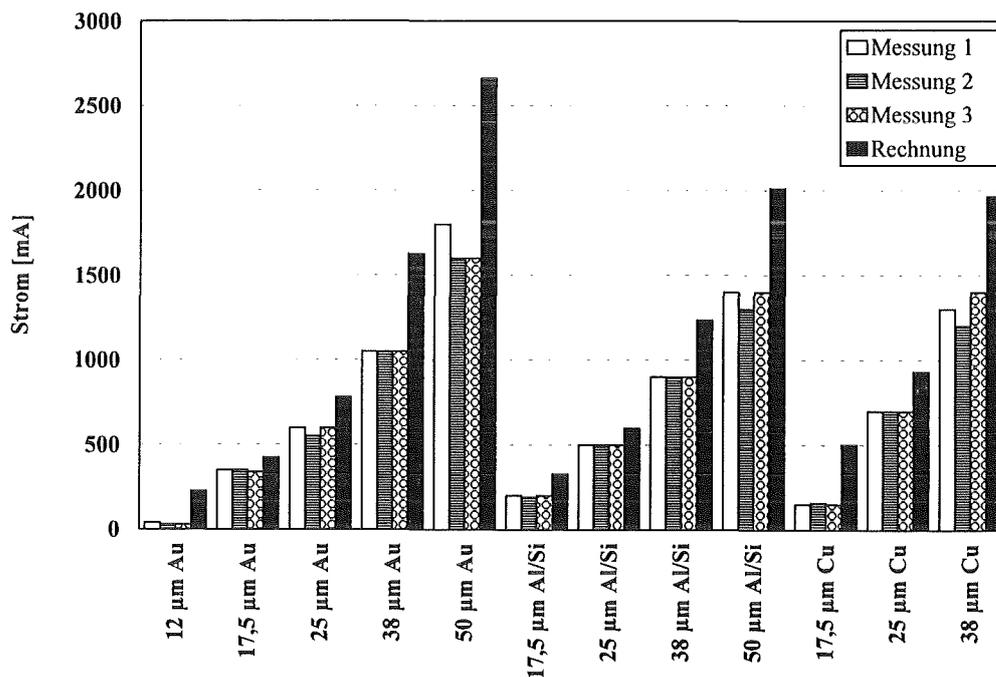


Abb. 4.8 Vergleich von theoretisch berechnetem und gemessenem maximalem Strom bei verschiedenen Bonddrähten ( $T_U = 293,15 \text{ K}$ ,  $l = 5 \text{ mm}$ )

werden jeweils drei Messungen. In Abb. 4.8 sind die Ergebnisse der drei Messungen und der berechnete Wert für verschiedene Bonddrähte zu sehen. Bei der Berechnung des maximalen Spulenstroms wurde das Erreichen der Schmelztemperatur in der Mitte des Bonddrahtes angenommen. Es wurden die Materialkonstanten aus Tab. 4.3 verwendet. Der Vergleich von gemessenen und gerechneten Werten zeigt, daß das Temperaturmodell näherungsweise auch für Bonddrähte verwendet werden kann. Bei der Rechnung ergeben sich zu große Werte. Die Ursache dafür ist, daß der Wärmeübergang zwischen dem Bonddraht und dem Material, auf das gebondet wurde, nicht ideal ist, so daß die Enden nicht auf  $T_U$  gehalten werden können.

Für den Betrieb des Aktors ist es erforderlich, daß nicht nur die Mikropule selbst hohe

Material	spezifischer elektrischer Widerstand	Wärmeleitfähigkeit	Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes	Wärmeübergangszahl	Schmelztemperatur
Au	$2,06 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	$312 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$	$4,0 \cdot 10^{-3} \frac{1}{\text{K}}$	$7,5 \cdot 10^2 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$	1336 K
Al/Si	$2,64 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	$238 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$	$3,8 \cdot 10^{-3} \frac{1}{\text{K}}$	$7,5 \cdot 10^2 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$	933 K
Cu	$1,67 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	$397 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$	$3,9 \cdot 10^{-3} \frac{1}{\text{K}}$	$7,5 \cdot 10^2 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$	1356 K

Tab. 4.3 Charakteristische Größen einiger Metalle

Ströme leiten kann, sondern auch die Bonddrähte, die den Aktor mit einer Stromquelle verbinden. Generell sollte die Bondverbindung möglichst kurz gehalten werden. Der notwendige Durchmesser kann mit Formel (4.19) und den Materialdaten aus Tab. 4.3 ermittelt werden.

## 5. Aktorvarianten für unterschiedliche Anwendungen

Die in den bisher beschriebenen theoretischen und praktischen Vorarbeiten gewonnenen Erkenntnisse werden in Designs für drei unterschiedliche Aktoren umgesetzt:

- Stellglied mit großem Stellweg
- Aktor mit großem Stellweg durch Hebelübersetzung
- Aktor mit kleinem Stellweg und großen Haltekräften

Beim Stellglied mit großem Stellweg durchfährt der gesamte Anker den Stellweg. Es ist ein großer Stellweg zu realisieren bei geringer Kraft. Beim zweiten Aktor wird der große Stellweg durch die Hebelübersetzung an einem Ende des Ankers bei ebenfalls geringer Kraft erreicht. Mit dem dritten Aktor sollen große Haltekräfte erzeugt werden. Der Stellweg ist gegenüber den beiden anderen Aktoren klein. Im folgenden werden die einzelnen Designs, der Zusammenhang zwischen Stellweg und magnetischer Kraft sowie einige Besonderheiten der Aktoren beschrieben.

### 5.1 Stellglied mit großem Stellweg

Für das BMFT-Verbundprojekt AVT-KEO (Aufbau- und Verbindungstechnik als Basistechnologie für elektrische und optische Mikrosysteme) werden am IMT Linearaktoren zur Verstellung mikrooptischer Komponenten wie z. B. eines Spiegels benötigt. Bislang werden diese Linearaktoren mit elektrostatischem Antrieb realisiert. Um einen Vergleich zwischen den beiden Antriebsprinzipien zu ermöglichen, orientiert sich der elektromagnetische Aktor an die für den elektrostatischen Aktoren geforderten Eigenschaften [Koh93]. Realisiert werden soll ein Stellweg von 190  $\mu\text{m}$  bei Schaltzeiten von maximal 10 ms. Die Substratfläche soll 16  $\text{mm}^2$  nicht überschreiten. Die maximale Versorgungsspannung beträgt 70 V. Während der Schulpausen soll keine Energie dissipieren.

#### 5.1.1 Design

Der optische Schalter besteht aus einem feststehenden Kern und einem beweglichen Anker, der an zwei Federn aufgehängt ist. Die Federn enden jeweils an einem feststehenden Lagerblock. Um den feststehenden Kern werden die Windungen angeordnet. Am Anker ist ein Spiegel angebracht. Abb. 5.1 zeigt das Design des Aktors ohne Windungen.

Um die Masse des beweglichen Ankers gering zu halten, sind in den Bereichen, die nicht zur Führung des magnetischen Flusses dienen, Aussparungen eingearbeitet. Die verringerte Masse hat zur Folge, daß die Resonanzfrequenz ansteigt, was kleinere Schaltzeiten ermöglicht. Außerdem wird der Aktor unempfindlicher gegenüber Störbeschleunigungen. Für den Herstellungsprozeß sind die Aussparungen vorteilhaft, da die Opferschicht, auf der der Aktor galvanisch aufwächst, leichter zugänglich ist und damit besser weggeätzt werden kann. Für den Betrieb ergibt sich ein weiterer Vorteil in Bezug auf ungewünschte Partikel zwischen Anker und Substrat, da diese aufgrund der Form des Ankers leicht entfernt werden können. Um die Federn bei geringem Platzbedarf möglichst weich zu gestalten, kommen mäanderförmige Federn zum Einsatz. Durch Verwendung von zwei Federn mit gleicher Federkonstante wird eine Drehbewegung des Ankers vermieden.

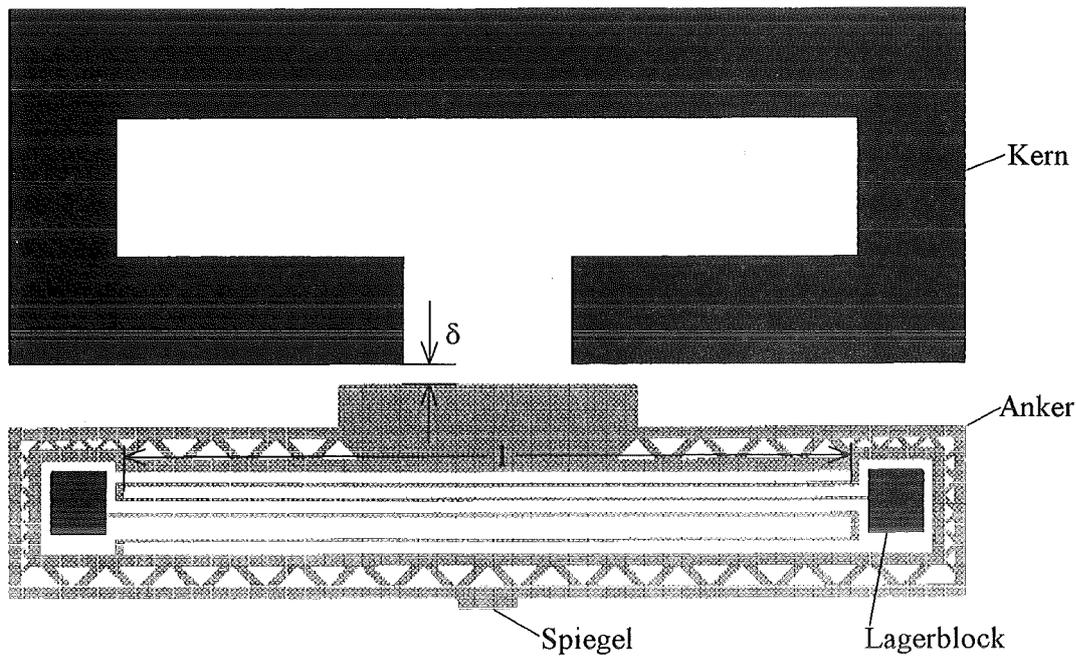


Abb. 5.1 Design des Stellglieds mit elektromagnetischem Antrieb bestehend aus feststehenden Kern und beweglichem an Federn aufgehängten Anker. Die beweglichen Teile sind grau und die feststehenden schwarz dargestellt.

Der Kehrwert der Gesamtfederkonstanten einer einzelnen mäandrierenden Feder ergibt sich aus der Summe der Kehrwerte der beiden Einzelfederkonstanten

$$\frac{1}{c} = \frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2} \quad (5.1)$$

Die Federkonstante einer einzelnen Rechteckparallelfeder ergibt sich nach [Dub90] zu

$$c_1 = c_2 = \frac{b^3 h E}{l^3} \quad (5.2)$$

mit

$b$	Breite
$h$	Höhe
$E$	Elastizitätsmodul
$l$	Länge

Die Gesamtfederkonstante beider Rechteckparallelfedern berechnet sich demnach zu

$$c_g = 2c = 2 \frac{c_1 c_2}{c_1 + c_2} = \frac{b^3 h E}{l^3} \quad (5.3)$$

Zwischen der Auslenkung des Ankers und der dazu erforderlichen Kraft gilt der Zusammenhang

$$F_{\text{Feder}} = c_g (\delta_{\text{max}} - \delta) \quad (5.4)$$

mit

$\delta_{\text{max}}$	maximaler Luftspalt
$\delta$	Luftspalt

Die für die Mikrostrukturen relevanten Elastizitätsmodule [Hec95] sind in Tab. 5.1 aufgeführt.

	Nickel (metallurgisch)	Nickel (galvanisch)	Permalloy (galvanisch)
E-Modul [GPa]	214	171±10	169±10

Tab. 5.1 Elastizitätsmodule verschiedener Werkstoffe

Durch die Subtraktion der Federkraft von der elektromagnetischen Verstellkraft ergibt sich der zunächst auf ein Minimum abfallende und danach ansteigende Kurvenverlauf der Gesamtverstellkraft als Funktion des Luftspaltes. Die Gesamtverstellkraft berechnet sich mit (2.13) und (5.4) zu

$$F_G = F_{\text{Mag}} - F_{\text{Feder}} = \left( \frac{NI\mu_o\mu_r}{\frac{A_L}{A_{\text{Fe}}} l_{\text{Fe}} + 2\delta\mu_r} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_o} - c_g (\delta_{\text{max}} - \delta) \quad (5.5)$$

Um die großen Stellwege zu ermöglichen, werden die Federn durch eine möglichst große Länge und kleine Breite weich gehalten. Dem sind aber Grenzen gesetzt, da die Außenabmessungen des Aktors 16 mm<sup>2</sup> nicht überschreiten sollen. Um insgesamt mit einer geringen magnetischen Durchflutung die großen Stellwege zu ermöglichen, wird die Luftspaltquerschnittsfläche für den Luftspalt optimiert, bei dem die Gesamtverstellkraft ihr Minimum hat. Durch Nullsetzen der Ableitung der Gesamtverstellkraft findet man das Minimum an der Stelle

$$\delta|_{F_G'=0} = \frac{1}{2} \sqrt[3]{\frac{4N^2 I^2 \mu_o A_L}{c_g} - \frac{1}{2\mu_r} \frac{A_L}{A_{\text{Fe}}} l_{\text{Fe}}} \quad (5.6)$$

Man erhält eine Gleichung mit den beiden Variablen Luftspalt  $\delta$  und Luftspaltquerschnittsfläche  $A_L$ . Um diese beiden Variablen zu bestimmen, braucht man eine zweite Gleichung. Hierzu kann nun Formel (4.7) herangezogen werden, die den Zusammenhang zwischen der optimalen Luftspaltquerschnittsfläche und dem Luftspalt angibt. Als Ergebnis erhält man die optimale Luftspaltquerschnittsfläche für den Luftspalt, bei dem die Gesamtverstellkraft ihr Minimum hat. Da das Einsetzen von (4.7) in (5.6) auf eine Gleichung dritten Grades führt, kann die Lö-

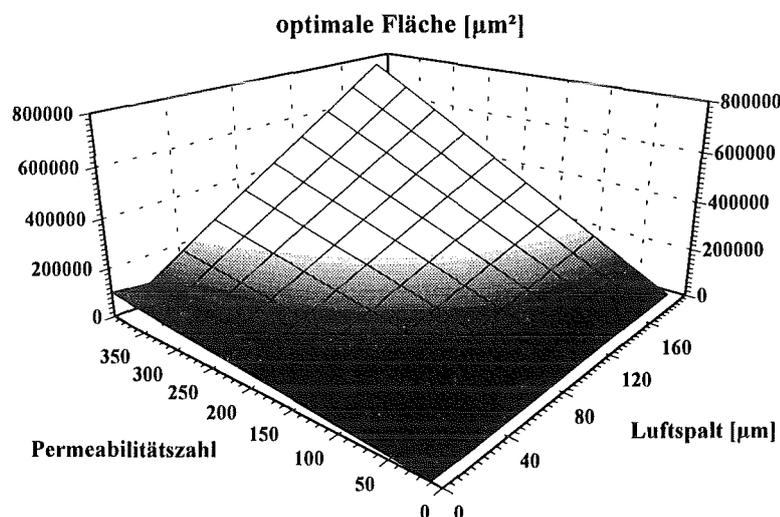


Abb. 5.2 Optimale Luftspaltquerschnittsfläche beim Stellglied mit großem Stellweg als Funktion von Luftspalt und Permeabilitätszahl unter Berücksichtigung der magnetischen Sättigung ( $A_{\text{Fe}} = 50000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{\text{Fe}} = 10000 \mu\text{m}$ ,  $B_S = 1 \text{ T}$ ,  $\Theta = 40 \text{ Aw}$ )

sung nur noch numerisch ermittelt werden.

Anschaulicher ist die iterative Bestimmung der Lösung. Dabei setzt man zunächst eine beliebige Luftspaltquerschnittsfläche voraus. Mit Hilfe von (5.6) wird dann der Luftspalt bestimmt, für den die Gesamtverstellkraft ihr Minimum hat. Für diesen Luftspalt wird die optimale Luftspaltquerschnittsfläche ermittelt. Durch die Veränderung der Luftspaltquerschnittsfläche wird der Luftspalt, für den das Minimum auftritt, verschoben. Durch wiederholte Anwendung von (5.6) und entsprechende Auswahl der Luftspaltquerschnittsfläche wird der Aktor hinsichtlich der erforderlichen magnetischen Durchflutung optimiert. Die optimale Luftspaltquerschnittsfläche kann aus Abb. 5.2 ermittelt werden.

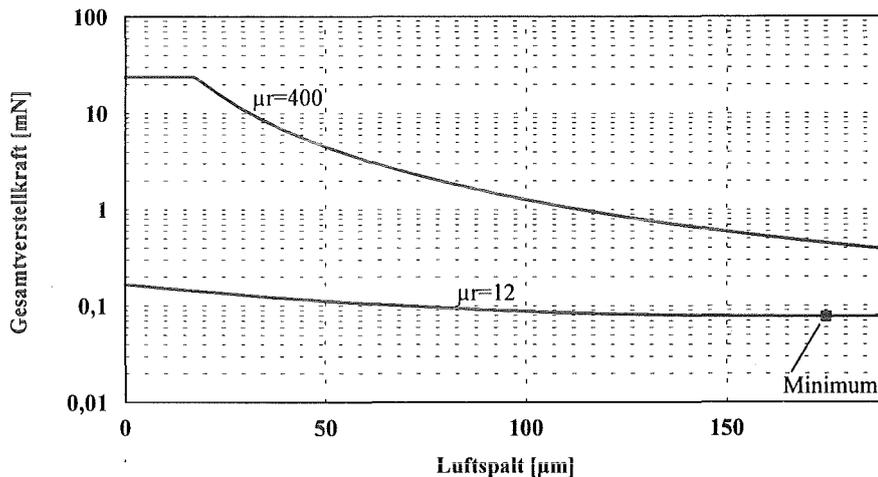


Abb. 5.3 Gesamtverstellkraft als Funktion des Luftspaltes ( $\Theta = 40\text{Aw}$ ,  $l_{\text{Fe}} = 10\text{mm}$ ,  $A_{\text{Fe}} = 50000\ \mu\text{m}^2$ ,  $A_{\text{L}} = 30000\ \mu\text{m}^2$ ,  $c_{\text{g}} = 0,394\ \text{N/m}$ ,  $B_{\text{S}} = 1\ \text{T}$ )

In Abb. 5.3 ist der Verlauf der Gesamtverstellkraft als Funktion des Luftspaltes für verschiedene Permeabilitätszahlen dargestellt ( $\Theta = 40\text{Aw}$ ,  $l_{\text{Fe}} = 10\text{mm}$ ,  $A_{\text{Fe}} = 50000\ \mu\text{m}^2$ ,  $A_{\text{L}} = 30000\ \mu\text{m}^2$ ,  $c_{\text{g}} = 0,394\ \text{N/m}$ ,  $B_{\text{S}} = 1\ \text{T}$ ). Magnetische Sättigung tritt nur bei großer Permeabilität und kleinen Luftspalten auf. Durch die Sättigung wird die maximal erreichbare Gesamtverstellkraft begrenzt. Das Minimum der Gesamtverstellkraft ergibt sich für die Permeabilitätszahl 12 bei einem Luftspalt von  $175\ \mu\text{m}$ . Bei der Permeabilitätszahl 400 liegt das Minimum außerhalb des Luftspaltes von  $190\ \mu\text{m}$ .

Da Kern und Anker nach dem Abschalten des Spulenstroms aufmagnetisiert sind, ist eine rücktreibende Kraft erforderlich, um den Anker wieder zurück in die Ausgangslage zu bringen. Diese Kraft wird durch die Federn aufgebracht. Damit die Feder nicht zu hart gemacht werden muß, ist das Design so ausgelegt, daß zwischen Anker und Kern immer ein

Design	$b_{\text{Feder}}$	$l_{\text{Feder}}$	$c_{\text{g}}$ für $E = 169\ \text{GPa}$ und $h = 100\ \mu\text{m}$	$N$	$\delta_{\text{max}}$	$l_{\text{Fe}}$	Kern- breite	Substrat- fläche
OS#1	$10\ \mu\text{m}$	$3500\ \mu\text{m}$	$0,394\ \text{N/m}$	40	$100\ \mu\text{m}$	11,3 mm	$500\ \mu\text{m}$	$15,0\ \text{mm}^2$
OS#2	$10\ \mu\text{m}$	$3500\ \mu\text{m}$	$0,394\ \text{N/m}$	40	$190\ \mu\text{m}$	11,3 mm	$500\ \mu\text{m}$	$16,0\ \text{mm}^2$
OS#3	$10\ \mu\text{m}$	$3000\ \mu\text{m}$	$0,516\ \text{N/m}$	41	$100\ \mu\text{m}$	9,5 mm	$300\ \mu\text{m}$	$11,8\ \text{mm}^2$
OS#4	$10\ \mu\text{m}$	$3000\ \mu\text{m}$	$0,516\ \text{N/m}$	41	$190\ \mu\text{m}$	9,5 mm	$300\ \mu\text{m}$	$12,4\ \text{mm}^2$

Tab. 5.2 Designvariationen des Stellgliedes mit großem Stellweg

kleiner Luftspalt verbleibt. Dies wird dadurch realisiert, daß der Abstand zwischen Anker und Lagerblock kleiner ist als der zwischen Anker und Kern. Der Anker schlägt also an die Lagerblöcke an.

Für den rein translatorisch bewegten optischen Schalter sind in Tab. 5.2 die charakteristischen Daten für vier unterschiedliche Designs zusammengestellt. Angestrebt ist ein Stellglied mit einem maximalen Stellweg von  $190\ \mu\text{m}$  und kleiner Substratfläche (Design OS#4). Um auch Aktoren zu erhalten, die mit niedrigeren Strömen und mit Materialien kleiner Permeabilität arbeiten, wird der maximale Stellweg und die Federlänge variiert (Design OS#1 bis OS#3). Die größere Federlänge führt allerdings zu einer größeren Substratfläche.

## 5.2 Stellglied mit Hebelübersetzung

Bei diesem Aktor wird ein großer Stellweg mit Hilfe einer Hebelübersetzung erzielt. Das Design orientiert sich ebenfalls an die im BMFT-Verbundprojekt AVT-KEO genannten Anforderungen. Mit der Hebelübersetzung sollen große Stellwege mit niedrigeren Strömen realisiert werden.

### 5.2.1 Design

Der Aktor besteht ebenfalls aus einem feststehenden Kern und einem beweglichen Anker. Der Anker ist mit einer einzelnen Feder direkt am Kern aufgehängt (Abb. 5.4). Um einen verbleibenden Luftspalt auch bei angezogenem Anker zu gewährleisten, ist ein Anschlagblock am Ende des Ankers angebracht.

Auf die Feder wirkt, wie im mechanischen Ersatzbild (Abb. 5.5) eingezeichnet, die Kraft  $F_1$  und das Biegemoment  $F_2 a$ . Kraft und Biegemoment bewirken ein Kippen des An-

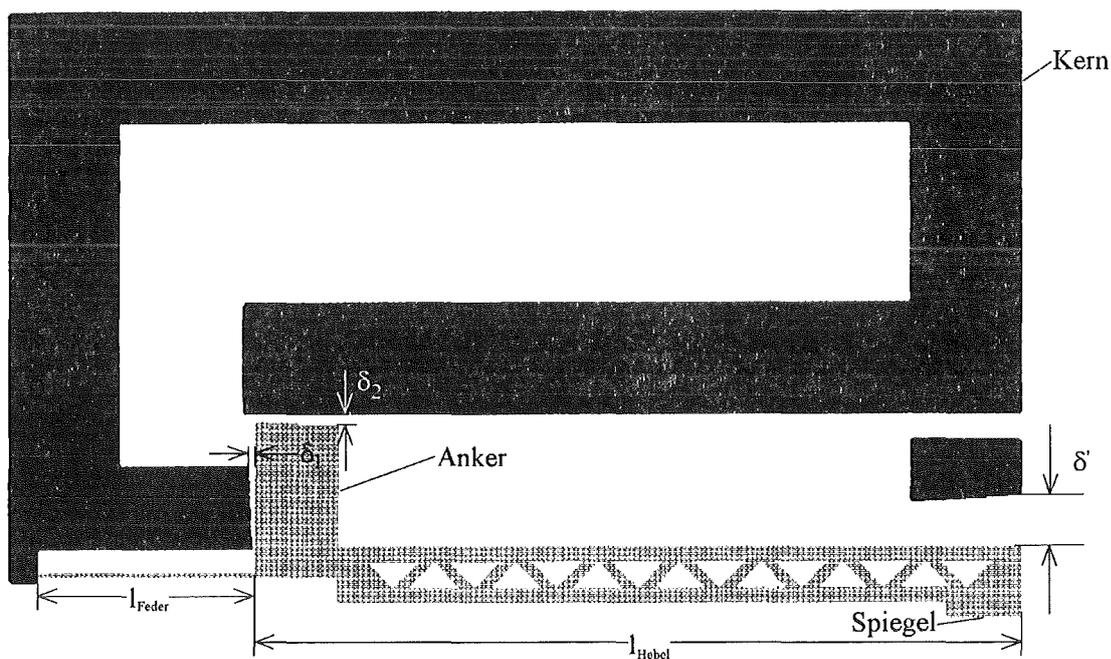


Abb. 5.4: Design eines Stellgliedes mit Hebelübersetzung bestehend aus einem feststehenden Kern und einem beweglichen an Federn aufgehängten Anker. Die beweglichen Teile sind grau und die feststehenden schwarz dargestellt.

kers und somit eine Auslenkung des Spiegels am äußeren Hebelende. Für diese beiden Lastfälle gilt

$$\delta'_{\max} - \delta'_1 = F_1 \frac{1}{c_1} + l_H \sin \alpha_1 \quad (5.7)$$

bzw.

$$\delta'_{\max} - \delta'_2 = F_2 a \frac{1}{c_2} + l_H \sin \alpha_2 \quad (5.8)$$

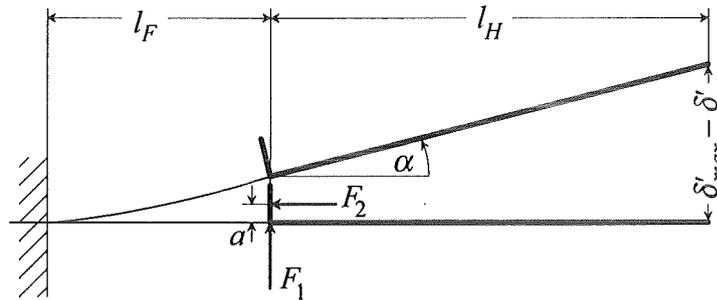


Abb. 5.5 Mechanisches Ersatzbild für Biegefeder und Anker

Die Axialkraft in der Feder, d. h. die Kraft, die die Feder zusammendrückt, wird vernachlässigt. Für alle Verformungen gilt das Superpositionsprinzip [Hüt89], d. h. Verformungen für mehrere Lastfälle beliebiger Art können einzeln berechnet und linear überlagert werden. Da die magnetische Flußdichte und die Luftspaltquerschnittsfläche in beiden Spalten gleich sind, ist auch  $F_1$  gleich  $F_2$  und wird im folgenden  $F_{\text{Feder}}$  genannt. Mit dem Superpositionsprinzip folgt

$$\delta'_{\max} - \delta' = F_{\text{Feder}} \frac{1}{c_1} + l_H \sin \alpha_1 + F_{\text{Feder}} a \frac{1}{c_2} + l_H \sin \alpha_2 \quad (5.9)$$

Für kleine Winkel gilt näherungsweise  $\sin \alpha \approx \alpha$  und damit

$$\delta'_{\max} - \delta' = F_{\text{Feder}} \frac{1}{c_1} + l_H \alpha_1 + F_{\text{Feder}} a \frac{1}{c_2} + l_H \alpha_2 \quad (5.10)$$

Schließlich ergibt sich [Dub90]

$$\begin{aligned} F_{\text{Feder}} &= \frac{b^3 h E}{4l_F^3 + 6l_F^2 l_H + 6l_F^2 a + 12l_F l_H a} (\delta'_{\max} - \delta') \\ &= \frac{b^3 h E}{c_g (\delta'_{\max} - \delta')} \end{aligned} \quad (5.11)$$

Zwischen der Auslenkung am Hebelarm und der Luftspatllänge gilt mit den Bezeichnungen aus Abb. 5.5 und 5.6 näherungsweise der Zusammenhang

$$\begin{aligned} \delta &= \delta_1 + \delta_2 \\ &= \delta_{\max} - x_1 - x_2 \\ &= \delta_{\max} - l_F (1 - \cos \alpha) - l_F \sin \alpha \quad \text{mit } \alpha = \arcsin \left( \frac{\delta'_{\max} - \delta'}{l_F + l_H} \right) \end{aligned} \quad (5.12)$$

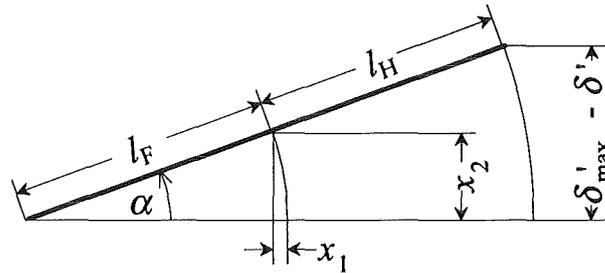


Abb. 5.6 Zusammenhang zwischen Auslenkung am Ende des Hebelarms und dem Luftspalt

Die magnetische Kraft ergibt sich mit den gewählten Bezeichnungen zu

$$F_{\text{Mag}} = \left( \frac{NI\mu_o\mu_r}{\frac{A_L}{A_{\text{Fe}}} l_{\text{Fe}} + \delta(\delta')\mu_r} \right)^2 \frac{A_L}{2\mu_o} \quad (5.13)$$

Somit kann die Gesamtkraft berechnet werden zu

$$F_G(\delta') = F_{\text{Mag}} - F_{\text{Feder}} = \left( \frac{NI\mu_o\mu_r}{\frac{A_L}{A_{\text{Fe}}} l_{\text{Fe}} + \delta(\delta')\mu_r} \right)^2 \frac{A_L}{2\mu_o} - c_g(\delta'_{\text{max}} - \delta') \quad (5.14)$$

Die Optimierung der Luftspaltquerschnittsfläche erfolgt wie beim Stellglied mit großem Stellweg. In Abb. 5.7 ist die Gesamtverstellkraft als Funktion des Luftspaltes zwischen dem Ende des Ankers und dem Anschlagblock für verschiedene Permeabilitäten dargestellt ( $\Theta = 40\text{Aw}$ ,  $l_{\text{Fe}} = 9,1\text{mm}$ ,  $A_{\text{Fe}} = 40000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $c_g = 0,970 \text{N/m}$ ,  $B_S = 1 \text{T}$ ). Für große Permeabilität wird bei kleinen Luftspalten Sättigung erreicht. Für kleine Permeabilitäten ist die magnetische Kraft so klein, daß selbst bei kleinsten Luftspalten die Federkraft größer ist und sich kein Minimum ergibt. Damit die Federkraft ausreicht, um den aufmagnetisierten Anker vom Kern zu lösen, ist der Anschlagblock so angebracht, daß zwischen Anker

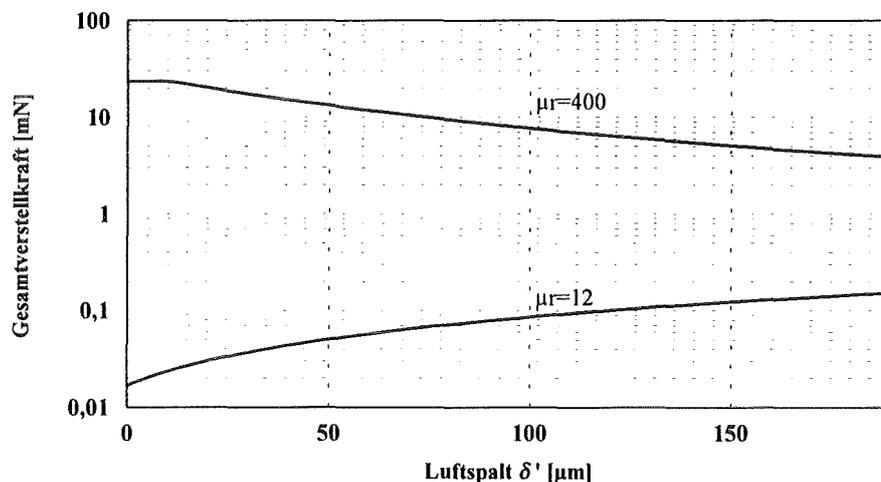


Abb. 5.7 Gesamtverstellkraft als Funktion des Luftspaltes ( $\Theta = 40\text{Aw}$ ,  $l_{\text{Fe}} = 9,1\text{mm}$ ,  $A_{\text{Fe}} = 40000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_L = 30000 \mu\text{m}^2$ ,  $c_g = 0,970 \text{N/m}$ ,  $B_S = 1 \text{T}$ )

Design	$b_{\text{Feder}}$	$l_{\text{Feder}}$	$l_{\text{Hebel}}$	$c_g$ für E = 169 GPa und h = 100 $\mu\text{m}$	N	$\delta'_{\text{max}}$	$l_{\text{Fe}}$	Substrat- fläche
HE#1	10 $\mu\text{m}$	1400 $\mu\text{m}$	3000 $\mu\text{m}$	0,322 N/m	51	100 $\mu\text{m}$	10,8 mm	16,2 mm <sup>2</sup>
HE#2	10 $\mu\text{m}$	500 $\mu\text{m}$	2500 $\mu\text{m}$	2,513 N/m	38	100 $\mu\text{m}$	8,3 mm	11,3 mm <sup>2</sup>
HE#3	10 $\mu\text{m}$	800 $\mu\text{m}$	2800 $\mu\text{m}$	0,970 N/m	44	190 $\mu\text{m}$	9,1 mm	12,7 mm <sup>2</sup>

Tab. 5.3 Design Stellglied mit Hebelübersetzung

und Kern immer ein Luftspalt bleibt. In Tab. 5.3 sind die charakteristischen Daten für drei Designs des Stellglieds mit Hebelübersetzung zusammengestellt. Der Hintergrund für die Variation der verschiedenen Parameter, insbesondere der Federlänge und Hebelarmlänge, ist, Aktoren zu erhalten, die auch mit niedrigeren Strömen bzw. mit Materialien geringerer Permeabilität arbeiten.

### 5.3 Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft

Mit diesem Aktor werden Voruntersuchungen für die Realisierung eines monostabilen elektrischen Schalters in LIGA-Technik durchgeführt. Voraussetzung für das Zustandekommen eines elektrischen Kontaktes ist eine bestimmte Kontaktkraft. Daher wird dieser Aktor für kleine Stellwege und große Kräfte ausgelegt.

#### 5.3.1 Elektrischer Kontakt

Der Begriff "Elektrischer Kontakt" beschreibt einen Zustand, der durch die stromführungsfähige Berührung zweier Bauteile entsteht. Die Oberfläche von Kontaktstücken ist nicht glatt, sondern weist unregelmäßig verteilte Unebenheiten auf. Die Kontaktstücke berühren sich auf Grund dieser Unebenheiten nicht auf der ganzen Fläche, sondern nur an wenigen Punkten [Löc78]. Der Kontaktwiderstand berechnet sich nach [Kei84] zu

$$R_K = \frac{(\rho_1 + \rho_2)\sqrt{\pi H}}{4L(n/L)_0} F_K^{-0,9} \quad (5.15)$$

mit	$\rho_1$	spezifischer Widerstand des Kontaktwerkstoffes 1
	$\rho_2$	spezifischer Widerstand des Kontaktwerkstoffes 2
	H	Härte
	L	Durchmesser der scheinbaren Kontaktfläche
	$(n/L)_0$	relative Zahl der Schnitte im Profilogramm der Oberflächen bei einer mittleren Spitzenhöhe
	$F_K$	Kontaktkraft im Bereich zwischen 1 und 1000 N

Diese Formel gibt einen Eindruck, welche Größen einen Einfluß auf den Kontaktwiderstand haben. Da sie nur für Kontaktkräfte zwischen 1 und 1000 N gilt, muß für den Bereich der Mikrotechnik dieses Problem neu diskutiert werden. Das Miniaturrelais P1 von Siemens arbeitet z.B. mit einer Kontaktkraft von 70 mN [Sed 86]. Für LIGA-Bauteile wurde das Problem

nochmals gesondert untersucht. Um einen Kontaktwiderstand im Bereich von 250 mΩ zu realisieren, sind nach [Sul93] Kräfte im Bereich von 20 mN erforderlich.

### 5.3.2 Design

Der Aktor besteht aus einem feststehenden Kern, um den die Spulenwicklungen angeordnet sind, sowie einem beweglichen Anker, der über Federn mit einem feststehenden Lagerblock verbunden ist. Der elektrische Kontakt wird durch Berührung des Ankers mit dem Kontaktblock geschlossen. Um einen guten elektrischen Kontakt zu erreichen, sind jeweils auf dem Kontaktblock und dem Anker zwei halbkreisförmige Ausbuchtungen angebracht. Dadurch entstehen zwei linienförmige Kontakte. Abb. 5.8 zeigt den Aktor ohne Windungen.

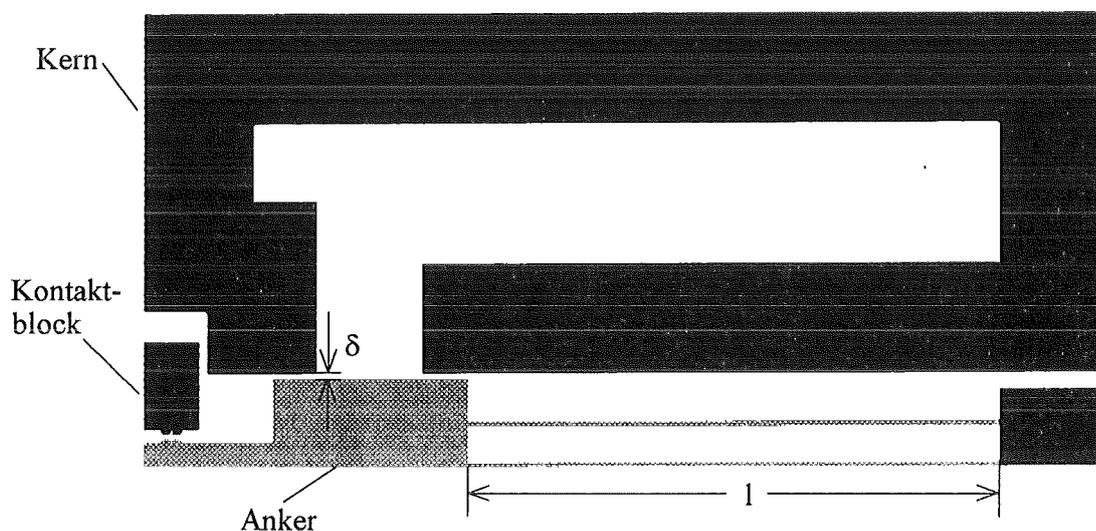


Abb. 5.8 Design eines Relais mit elektromagnetischem Antrieb bestehend aus einem feststehenden Kern, einem beweglichen an Federn aufgehängten Anker und dem Kontakt. Die beweglichen Teile sind grau und die feststehenden schwarz dargestellt.

Der Anker ist über zwei Federn mit dem Lagerblock verbunden. Durch die Anordnung der beiden Federn als Rechteckparallelfeder wird eine Drehbewegung des Ankers vermieden und ein sicheres Schließen des Kontaktes erreicht. Die Gesamtfederkonstante ergibt sich zu

$$c_g = 2 \frac{b^3 h E}{l^3} \quad (5.16)$$

mit	$b$	Breite
	$h$	Höhe
	$E$	Elastizitätsmodul
	$l$	Länge

Durch die Subtraktion der Federkraft von der elektromagnetischen Verstellkraft ergibt sich die Gesamtverstellkraft nach (5.5) als Funktion des Luftspaltes. Um große Kontaktkräfte zu erreichen, wird die Luftspaltquerschnittsfläche für kleine Luftspalte optimiert. Da der Abstand zwischen Anker und Kontaktblock um 2 μm kleiner ist als der Abstand zwischen Anker und Kern, muß die optimale Luftspaltquerschnittsfläche für einen Luftspalt von 2 μm bestimmt werden. Der entsprechende Wert kann Abb. 5.9 entnommen werden. Bei einer Permeabilität von 400 ergibt sich die optimale Luftspaltquerschnittsfläche zu etwa 100000 μm<sup>2</sup>.

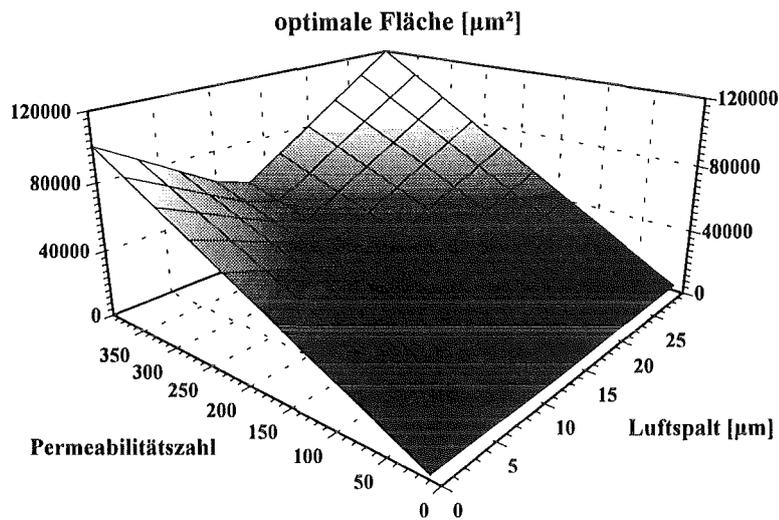


Abb. 5.9 Optimale Luftspaltquerschnittsfläche beim Stellglied mit großem Stellweg als Funktion von Luftspalt und Permeabilitätszahl unter Berücksichtigung der magnetischen Sättigung ( $A_{Fe} = 50000 \mu\text{m}^2$ ,  $l_{Fe} = 10000 \mu\text{m}$ ,  $B_S = 1 \text{ T}$ ,  $\Theta = 40 \text{ Aw}$ )

In Abb. 5.10 ist der Verlauf der Gesamtverstärkung über dem Luftspalt für verschiedene Permeabilitäten dargestellt ( $\Theta = 40 \text{ Aw}$ ,  $l_{Fe} = 9,7 \text{ mm}$ ,  $A_{Fe} = 40000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_L = 20000 \mu\text{m}^2$ ,  $c_g = 0,394 \text{ N/m}$ ,  $B_S = 1 \text{ T}$ ). Es wird deutlich, daß die geforderten Kontaktkräfte nur aufgebracht werden können bei großer Permeabilität. Damit scheidet galvanisiertes Nickel als fließführendes Material für diesen Aktor aus.

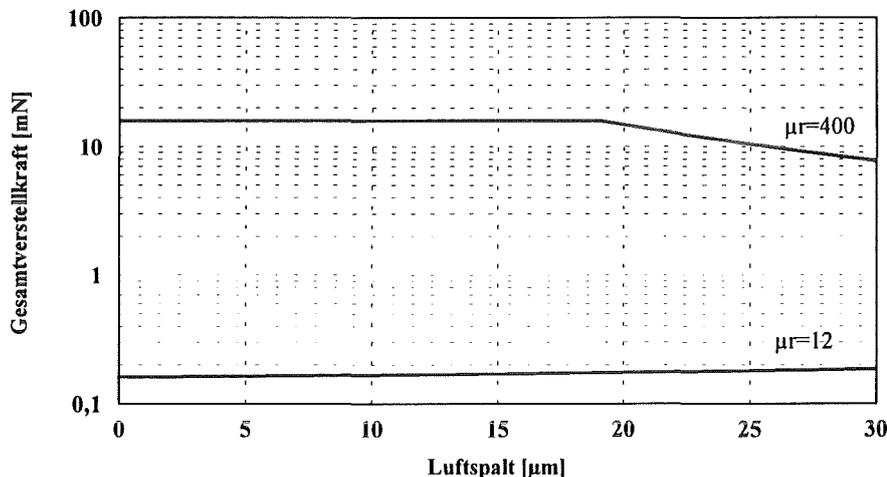


Abb. 5.10 Gesamtverstärkung als Funktion des Luftspaltes ( $\Theta = 40 \text{ Aw}$ ,  $l_{Fe} = 9,7 \text{ mm}$ ,  $A_{Fe} = 40000 \mu\text{m}^2$ ,  $A_L = 20000 \mu\text{m}^2$ ,  $c_g = 2,778 \text{ N/m}$ ,  $B_S = 1 \text{ T}$ )

Da der Abstand zwischen Anker und Kontaktblock geringer ist als der zwischen Anker und Kern, verbleibt auch bei angezogenem Anker ein kleiner Luftspalt zwischen Anker und Kern. Damit wird ein sicheres Schließen des Kontaktes sowie das Lösen des Kontaktes trotz Aufmagnetisierung von Anker und Kern gewährleistet.

In Tab. 5.4 sind einige charakteristische Daten des Aktors zusammengestellt. Variiert werden u. a. der Abstand zwischen Anker und Kontaktblock sowie die Federlänge. Für eine Spaltweite von  $20 \mu\text{m}$  ergibt sich eine Durchbruchspannung von  $300 \text{ V}$ , bei  $30 \mu\text{m}$  sind es  $380 \text{ V}$  (Luftdruck  $1 \text{ bar}$ ) [Ger59]. Die geringere Federlänge führt zu einem kleineren Aktor, was sich auf die Anzahl der Windungen und die Substratfläche auswirkt.

Design	$b_{\text{Feder}}$	$l_{\text{Feder}}$	$c_g$ für $E = 169 \text{ GPa}$ und $h = 100 \mu\text{m}$	$N$	$l_{\text{Fe}}$	$\delta_{\text{max}}$	Substrat- fläche
RE#1	10 $\mu\text{m}$	2500 $\mu\text{m}$	2,163 N/m	44	11,3 mm	20 $\mu\text{m}$	11,8 mm <sup>2</sup>
RE#2	10 $\mu\text{m}$	2500 $\mu\text{m}$	2,163 N/m	44	11,3 mm	30 $\mu\text{m}$	11,9 mm <sup>2</sup>
RE#3	10 $\mu\text{m}$	2300 $\mu\text{m}$	2,778 N/m	40	9,7 mm	20 $\mu\text{m}$	9,3 mm <sup>2</sup>
RE#4	10 $\mu\text{m}$	2300 $\mu\text{m}$	2,778 N/m	40	9,7 mm	30 $\mu\text{m}$	9,4 mm <sup>2</sup>

Tab. 5.4 Design Aktor mit kleinen Stellwegen und großen Kräften

## 6. Herstellung

Zur Herstellung der magnetischen Aktoren wird das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren entwickelt [Rog95]. Dieses Verfahren kombiniert die LIGA-Technik [Moh91] mit Dünnschichttechnik und optischer Lithographie. Mit diesem Verfahren ist es möglich, sowohl Strukturen aus unterschiedlichen Materialien justiert auf einem vorstrukturierten Substrat zu erzeugen, als auch Strukturen mit Geometrievariationen in der Höhe. In diesem Kapitel wird nach der Gesamtdarstellung des Zwei-Schicht LIGA-Verfahrens zunächst die Justierung der fünf Ebenen beschrieben. Dabei wird auch der Einfluß der Justiergenauigkeit auf das Design diskutiert. Anschließend wird auf die beim LIGA-Verfahren bisher nicht verwendete Cr/Au-Schicht eingegangen. Es wird sowohl das Aufbringen und Strukturieren der Cr/Au-Schicht dargestellt, als auch die Probleme, die sich nach dem Aufputtern der Titan-Opferschicht ergeben. Schließlich werden ein Konzept für die positionierte Abformung sowie einzelne Prozessschritte, die bereits erprobt wurden, erläutert. Die Abformung führt zu einer Reduzierung der Fertigungskosten.

### 6.1 Das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren

Beim Zwei-Schicht LIGA-Verfahren werden im ersten Schritt Kern, Anker und Federn aus einem ferromagnetischen Material hergestellt und in einem zweiten Schritt die Spulensäulen und Verbindungsstege aus einem Material mit einem niedrigen spezifischen Widerstand aufgebaut. Somit erfordert das Herstellungsverfahren zwei Röntgentiefenlithographie-Masken und drei optische Masken. Der Herstellungsprozeß ist in Abb. 6.1 zusammengefaßt. Im ersten Schritt werden auf eine  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Keramik dünne Metallschichten aufgebracht. Verwendet werden dazu Chrom/Silber- oder Chrom/Gold-Schichten, wobei Chrom jeweils als Haftvermittler dient. Diese Schichten stellen die elektrische Ebene dar und werden mit der ersten optischen Maske strukturiert. Dadurch entstehen sowohl die elektrischen Leiterbahnen, als auch die Flächen, über die Kern und Anker fest mit dem Substrat verbunden sind (Abb. 6.1a). Im weiteren wird eine 5  $\mu\text{m}$  dicke Opferschicht aus Titan aufgesputtert und strukturiert (Abb. 6.1b). Nach ihrer Entfernung am Ende des Herstellungsprozesses trennt sie die beweglichen Teile der Mikrostruktur von den feststehenden und sorgt außerdem für einen elektrisch isolierenden Abstand zwischen dem Kern und den unter dem Kern liegenden Spulenwindungen. Auf dem so vorbereiteten Substrat wird eine Resistschicht mit einer Höhe von einigen hundert Mikrometern aufpolymerisiert und über eine Röntgenmaske mit Synchrotronstrahlung belichtet. Für die Röntgentiefenlithographie wird standardmäßig Polymethylmethacrylat (PMMA) als Resist verwendet. Durch genaue Justierung der Maske zu den vorstrukturierten Schichten werden Teile der Mikrostruktur auf der Opferschicht erzeugt, während andere Teile auf den metallischen Zwischenschichten liegen. Der bestrahlte Resist wird mit einem geeigneten Entwickler entfernt (Abb. 6.1c) und die komplementäre Struktur durch Galvanoformung mit einem ferromagnetischen Elektrolyten aus Metall aufgebaut. Auf diese Weise werden der Spulenkern, der bewegliche Anker und die Federn erzeugt (Abb. 6.1d). Anschließend wird der Resist in Ethylacetat gestrippt. Danach wird erneut PMMA aufgebracht. Da das PMMA beim Aufpolymerisieren schrumpft, ist die Gefahr von Spannungsrissen gegeben. Die Spannungsrisse können weitgehend vermieden werden, wenn die aufgebrachte PMMA-Schicht etwa 40% höher ist als die eingegossenen Strukturen.

Für den weiteren Prozeßablauf sind zwei Herstellungsverfahren denkbar. Beim ersten wird eine Chrom/Gold-Schicht auf die Oberfläche des PMMA aufgebracht. Das Chrom dient als Haftschiicht. Versuche, die Gold-Schicht direkt auf dem PMMA zum Haften zu bringen durch Anrauen oder Aufheizen des PMMA, erwiesen sich als nicht ausreichend. Mit Hilfe

von optischer Lithographie wird die Chrom/Gold-Schicht derart strukturiert, daß oberhalb des in PMMA eingebetteten Spulenkerns Cr/Au-Stege stehenbleiben, die zum weiteren Aufbau der Spulen als Galvanikstartschicht dienen. Nach justierter Bestrahlung und Entwicklung des PMMA (Abb. 6.1e) erfolgt ein zweiter Galvanikschritt. Dabei werden zunächst die Spulensäulen aufgalvanisiert, bis sie über den Resist ragen und eine leitende Verbindung zu der aufgebrauchten Chrom/Gold-Schicht erzeugen. Auf diese Weise werden dann die Verbindungsstege zwischen den Säulen galvanisiert. Durch das gleichzeitige seitliche Wachsen ist die Höhe der Verbindungsstege begrenzt. Im Idealfall kann die Höhe die Hälfte des Abstandes der Spulensäulen betragen. Um den Galvanikstart auf der Chrom/Gold-Schicht zu verbessern, ist vor der Galvanik ein Reinigungsschritt im Sauerstoffplasma ratsam.

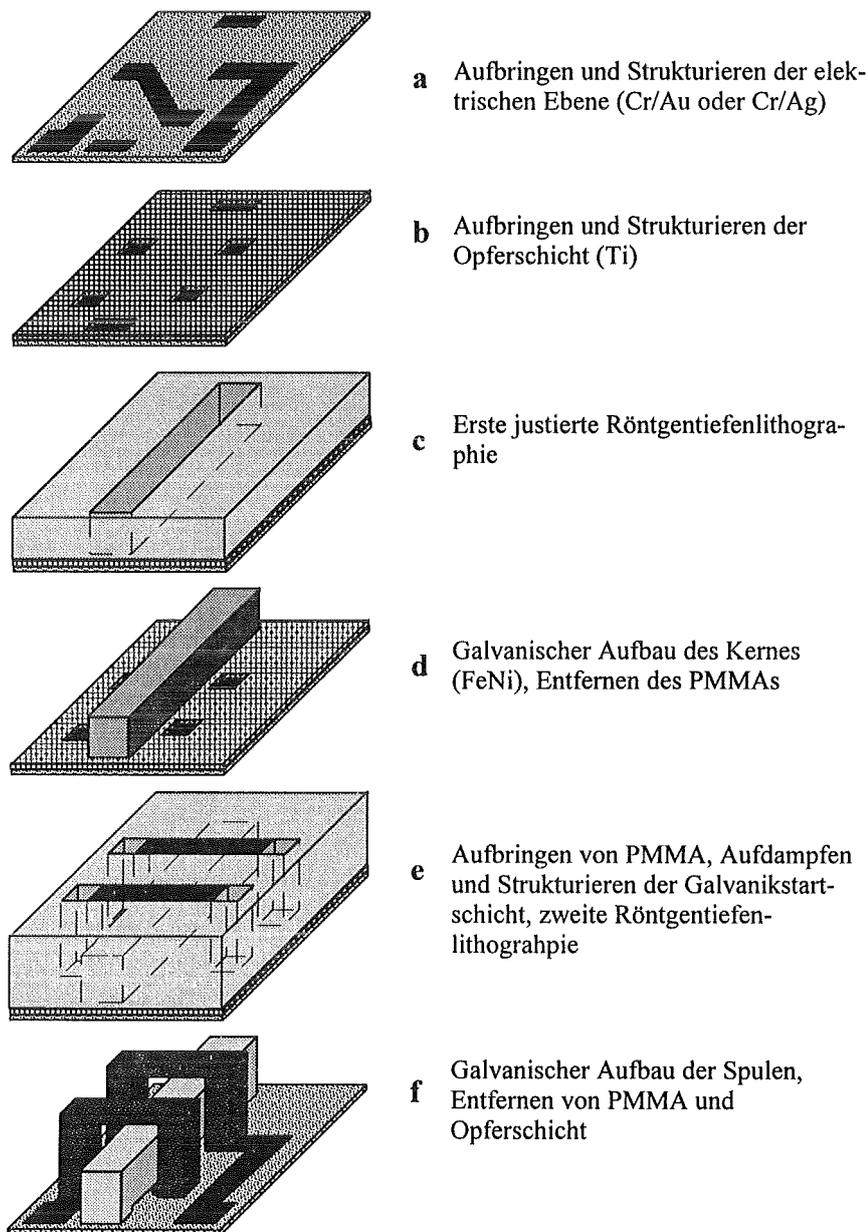


Abb. 6.1 Zwei-Schicht LIGA-Verfahren zur Herstellung magnetischer Linearaktoren

Alternativ ist auch folgender Ablauf möglich: Nach erneutem Aufbringen von PMMA erfolgt eine zweite Bestrahlung und Entwicklung. Zur Erzeugung der Spulensäulen wird danach ein zweiter Galvanikschritt durchgeführt. Anschließend wird die Oberfläche poliergefräßt. Schließlich wird eine elektrisch leitende Schicht aufgebracht und durch optische Li-

thographie strukturiert. In einem dritten Galvanikschritt werden die Verbindungsstege zwischen den Spulensäulen erzeugt.

Abschließend werden in beiden Fällen das PMMA und die Opferschicht entfernt (Abb. 6.1f). Aktoren, deren Spulenwindungen in einem Schritt galvanisiert wurden, sind in Abb. 6.2 zu sehen.

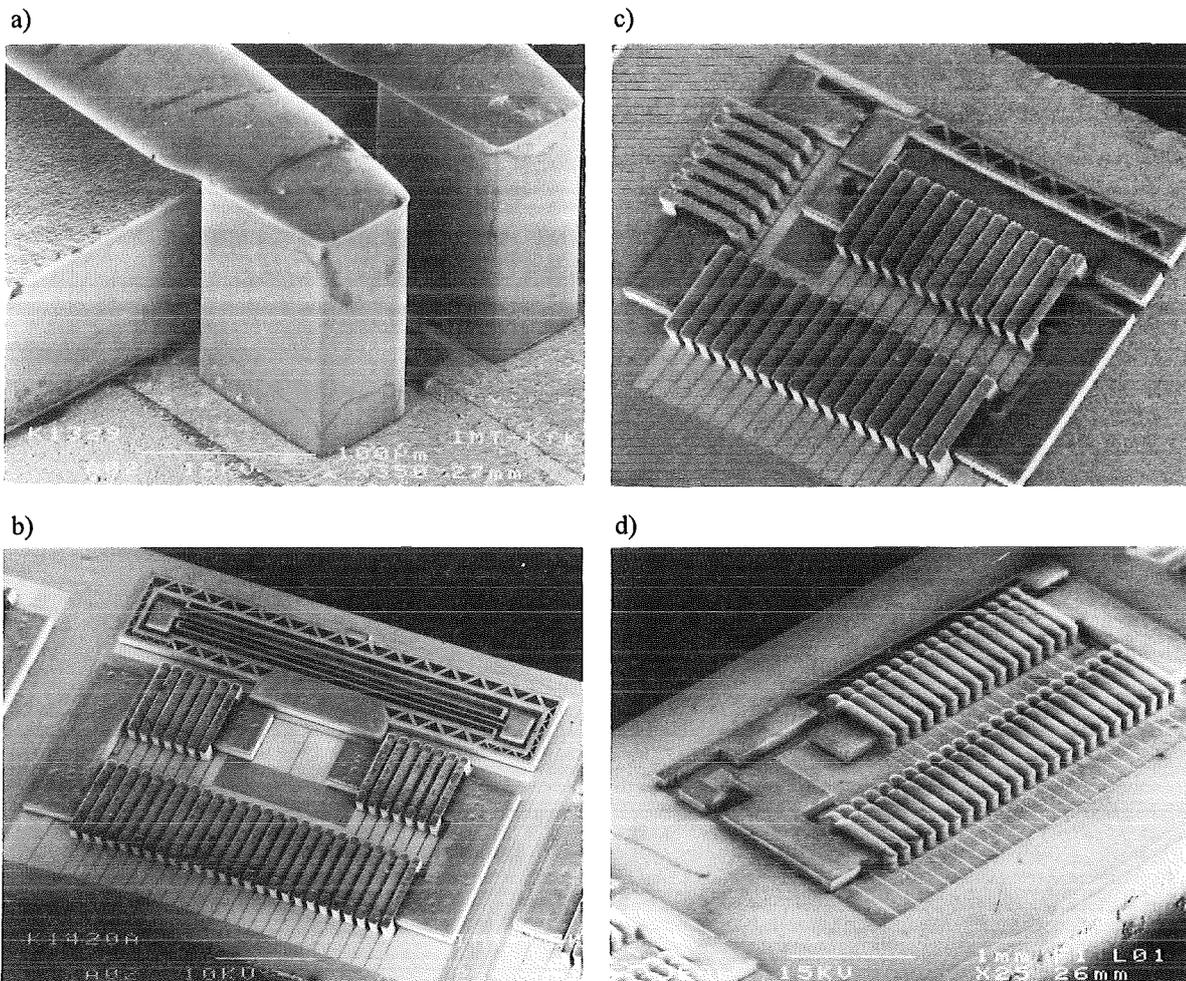


Abb. 6.2 Mit dem Zwei-Schicht LIGA-Verfahren hergestellte magnetische Aktoren

- REM Aufnahme eines Teils einer Spulenwindung. Der Kern und die LIGA-Federn sind  $120\ \mu\text{m}$  hoch, die Spule  $170\ \mu\text{m}$  und die Höhe des Verbindungssteiges ist  $12\ \mu\text{m}$ .
- REM Aufnahme des Stellgliedes mit großem Stellweg. Die Gesamtabmessungen des Stellgliedes sind  $4,5\text{mm} \cdot 3,5\ \text{mm}$ .
- REM Aufnahme des Stellgliedes mit Hebelübersetzung. Die Gesamtabmessungen des Aktors sind  $4,7\ \text{mm} \cdot 3,0\ \text{mm}$
- REM Aufnahme des Aktors mit kleinem Stellweg und großen Kräften. Die Gesamtabmessungen sind  $4\ \text{mm} \cdot 2,3\ \text{mm}$ .

## 6.2 Justierung

Die mögliche minimale Breite der Spulensäulen, deren Mindestabstand vom Kern sowie der Abstand zwischen zwei Spulensäulen hängt entscheidend von der Justiergenauigkeit  $J_0$  ab,

mit der die zur elektrischen Ebene justierten Bestrahlungen durchgeführt werden können. In der Praxis kann von einer Justiergenauigkeit  $J_0 \leq 5 \mu\text{m}$  ausgegangen werden [Wal92].

Ist  $J_0$  größer als die Breite einer Spulensäule, so werden die Spulensäulen im ungünstigsten Fall vollständig auf der Opferschicht zu stehen kommen und beim Entfernen der Opferschicht komplett vom Substrat gelöst. Fordert man aus Gründen der Stabilität, daß ungefähr die halbe Grundfläche der Spulensäulen noch mit dem Substrat verbunden sein soll, so muß die Spulenbreite mindestens  $10 \mu\text{m}$  betragen.

Durch Addition von Justierfehlern bei den beiden justierten Bestrahlungen kann im ungünstigsten Fall der ursprünglich vorgesehene Abstand zwischen Kern und Spulensäulen um  $2J_0$  verringert werden. Geht man davon aus, daß zwischen Spulensäulen und Kern immer ein Abstand von  $10 \mu\text{m}$  verbleiben sollte, so ergibt sich im Design ein Mindestabstand von  $20 \mu\text{m}$ .

Ein besonders kritischer Schritt ist das galvanische Überwachsen der Spulensäulen mit der sich anschließenden Kontaktierung der vorstrukturierten Galvanikstartschicht auf dem PMMA und dem galvanischen Aufbau der Verbindungsstege. Es besteht immer die Gefahr, daß Verbindungsstege noch nicht galvanisiert sind, während an anderen Stellen des Substrats bereits erste Verbindungsstege zusammengalvanisieren.

Die Justierung der Galvanikstartschicht auf dem PMMA kann nicht mit Hilfe von Justierkreuzen auf dem Substrat erfolgen. Durch die PMMA-Schicht ergibt sich ein Abstand von einigen hundert Mikrometern zwischen Substrat und optischer Maske, der an der verwendeten Justiervorrichtung zu großen Justierfehlern führt. Daher werden mit der ersten Röntgenmaske Justierkreuze im PMMA strukturiert und anschließend galvanisch aufgebaut. Diese Justierkreuze werden dann zur Justierung der Galvanikstartschicht verwendet. Dies führt allerdings dazu, daß die Spulensäulen und die Galvanikstartschicht im ungünstigsten Fall um  $2J_0$  dejustiert sind. Der Abstand der Spulensäulen sollte daher mindestens

$$d_{\text{Säule}} \geq 2J_0 + 2h_{\text{Steg}} \quad (6.1)$$

mit	$d_{\text{Säule}}$	Abstand der Spulensäulen
	$J_0$	Justiergenauigkeit
	$h_{\text{Steg}}$	Höhe der Verbindungsstege

sein. Für eine Höhe der Verbindungsstege von  $15 \mu\text{m}$  ergibt sich ein Mindestabstand der Spulensäulen von  $40 \mu\text{m}$ . Dieser Mindestabstand zwischen den Spulensäulen läßt die vorher diskutierte Mindestbreite der Spulen von  $10 \mu\text{m}$  wenig sinnvoll erscheinen. Um die elektrische Verlustleistung gering zu halten, sollten die Spulensäulen möglichst breit sein. Dies führt aber, wenn man eine konstante magnetische Durchflutung voraussetzt, zu höheren Strömen. Der maximal noch zulässige Strom kann sich z.B. aus der Forderung nach Kompatibilität zur Mikroelektronik ergeben.

Um eine große Prozeßsicherheit zu gewährleisten, wird der Abstand zwischen den Spulensäulen  $50 \mu\text{m}$ , der Abstand zwischen Kern und Spulensäule  $30 \mu\text{m}$  und die Grundfläche

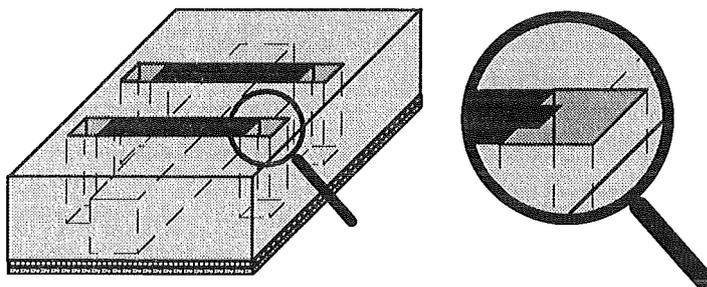


Abb. 6.3 Design der Galvanikstartfläche zur Kompensation von Justierfehlern

der Spulensäulen 80  $\mu\text{m}$ -120  $\mu\text{m}$  gewählt. Eine weitere Möglichkeit zur Erhöhung der Prozeßsicherheit ist in Abb. 6.3 dargestellt. Durch einen Überlapp der Galvanikfläche auf dem PMMA über die Spulengrundfläche können Justierfehler zum Teil toleriert werden. Es hat sich gezeigt, daß die dünne Chrom/Gold-Schicht durchlässig für die Synchrotronstrahlung ist und stabil genug, um das anschließende Entwickeln des PMMA's unbeschadet zu überstehen.

### 6.3 Beschreibung einzelner Prozessschritte

Aufgrund der besonderen Anforderungen des Zwei-Schicht LIGA-Verfahrens ist es nötig, einige Prozesse des Standard LIGA-Prozesses zu modifizieren. Ein weiterer Grund für veränderte Prozesse ist das Ziel, die Ausbeute bei einzelnen Prozessschritten zu erhöhen. Dies ist für das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren von elementarer Bedeutung, da es relativ viele Schritte benötigt. Die wichtigsten Prozeßmodifikationen sind in diesem Abschnitt beschrieben.

#### 6.3.1 Aufbringen und Strukturieren von Cr/Au-Schichten

Beim Standard LIGA-Prozeß wird für die elektrische Ebene mit Chrom/Silber-Schichten gearbeitet. Chrom/Gold-Schichten wurden bisher aus Kostengründen für Sputtertargets vermieden [Bur91], obwohl sie Vorteile bezüglich Alterung, Galvanikstart und Kontaktierung durch Bonden aufweisen. Inzwischen wurde am IMT eine Sputteranlage bereitgestellt, die mit kleineren Sputtertargets arbeitet, so daß Chrom/Gold-Schichten untersucht werden können. Als nächstes Problem stellt sich die Frage nach einer Ätzlösung für die Chrom/Gold-Schicht. Da eine Ätzlösung, die beide Metalle in gleicher Geschwindigkeit ätzt, nicht gefunden werden konnte, müssen die beiden Metallfilme nacheinander geätzt werden. Dabei wird zunächst die Goldschicht strukturiert, die danach als Maske für die Ätzung der Chrom-Schicht dient.

Die Strukturierung der Goldschicht kann mit Hilfe einer Jod/Kaliumjodid-Lösung durchgeführt werden. Zur Bestimmung der Unterätzrate wird ein Wafer mit 3  $\mu\text{m}$  dickem Photolack beschichtet. Als Teststrukturen werden Balken in den Photolack belichtet und entwickelt. Die Unterätzrate in Abhängigkeit von der Konzentration ist in Abb. 6.4 aufgetragen. Die Ätzung wird bei Raumtemperatur und ohne Rühren der Ätzlösung durchgeführt. Die Unterätzung schreitet ungefähr linear mit der Zeit fort, woraus gefolgert werden kann, daß die Ätzgeschwindigkeit nicht von der Diffusion durch den freigeätzten Kanal zwischen Photolack

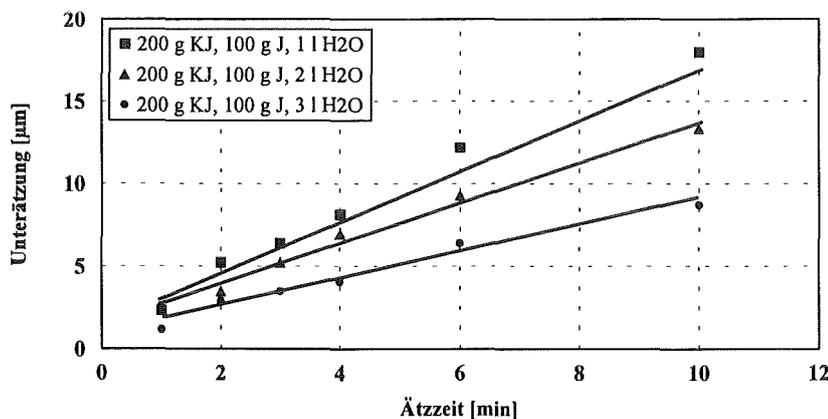


Abb. 6.4 Unterätzrate einer 2000 nm dicken Goldschicht in Jod/Kaliumjodid in Abhängigkeit von der Konzentration (Tauchverfahren)

und Substrat bestimmt ist. Somit lassen sich aus der Unterätzrate auch Rückschlüsse auf die Ätzzeit für den Höhenabtrag ziehen. Bei einer Lösung aus 200 g Kaliumjodid, 100 g Jod und einem Liter Wasser beträgt die Ätzrate etwa  $1,7 \mu\text{m}/\text{min}$ . Mit zunehmender Verdünnung nimmt die Ätzrate ab.

Problematisch beim Tauchverfahren ist, daß die Ätzlösung in Bereichen mit einem geringen Bedeckungsgrad viel schneller verbraucht wird als in Bereichen mit einem hohen Bedeckungsgrad [Bur91]. Daher ist die Ätzgeschwindigkeit in Bereichen mit hohem Bedeckungsgrad wesentlich höher als in Bereichen mit einem geringen Bedeckungsgrad, und somit erfolgt dort in der Zeit, die zum Ätzen der Bereiche mit geringem Bedeckungsgrad notwendig ist, bereits eine starke Unterätzung. Um dem entgegenzuwirken, sollte die Ätzlösung ständig in Bewegung gehalten oder gezielt an Bereichen mit niedrigem Bedeckungsgrad häufiger frische Ätzlösung zugeführt werden. Eine gleichmäßigere Ätzung könnte sicherlich auch durch ein speziell angepaßtes Sprühätzverfahren erreicht werden. Je dicker die Goldschicht ist, um so deutlicher kann das Problem der ungleichmäßigen Ätzung beobachtet werden.

Nach der Ätzung der Gold-Schicht folgt die Strukturierung der Chrom-Schicht. Diese wird bei Verwendung von Chrom/Silber-Schichten mit konzentrierter Salzsäure geätzt. Nach der Vorbehandlung wird aber eine Passivierung gegenüber der Salzsäure beobachtet. Daher wird als Ätzlösung in Essigsäure gepuffertes Ammoniumcer(IV)nitrat verwendet. Ammoniumcer(IV)nitrat kann nicht bei der Ätzung von Chrom/Silber-Schichten eingesetzt werden, da es Silber wesentlich schneller als Chrom-Schichten ätzt. Gold jedoch wird nicht angegriffen. Für die Ätzung der Chrom-Schicht steht am IMT ein Sprühätzgerät zur Verfügung. Die Ätzrate beträgt etwa  $80 \text{ nm}/\text{min}$ . Da die Chrom-Schicht lediglich als Haftschiicht dient, ist sie im Vergleich zur Gold-Schicht dünn. Im allgemeinen beträgt die Dicke weniger als  $100 \text{ nm}$ .

### 6.3.2 Probleme mit der Schichtfolge Gold/Titan

Beim Zwei-Schicht LIGA-Verfahren werden Chrom/Gold-Schichten sowohl für die elektrische Ebene als auch für die Galvanikstartschicht auf dem PMMA eingesetzt. Während die dünne Galvanikstartschicht sich als unproblematisch erweist, kommt es bei der dickeren elektrischen Ebene nach der Besputterung mit der Opferschicht aus Titan zu Problemen. Nach der Ätzung der Titan-Opferschicht sollte die Gold-Schicht wieder zum Vorschein kommen. Zu sehen ist stattdessen eine graue Schicht, die sich auch durch längeres Ätzen mit Flußsäure nicht beseitigen läßt. Beobachtet werden kann außerdem ein deutlicher Anstieg des spezifischen Widerstandes der ursprünglichen Gold-Schicht. Dabei handelt es sich durchaus um drastische Effekte: Bei einer Leiterbahn von  $600 \text{ nm}$  Dicke wird ein um Faktor 10 höherer spezifischer Widerstand gemessen.

Zurückgeführt werden können diese Effekte auf ein Eindringen des Titans in die Gold-Schicht während des Titan-Sputterprozesses. Bei einer Legierung aus Gold mit  $1,25 \text{ At.-%}$  Titan erhöht sich z. B. der spezifische Widerstand von  $2,06 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  für Reinstgold auf  $20,57 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  [Gme54]. Es stellt sich die Frage, wieso das Titan in die Goldschicht eindringen kann. Eine Erklärung liefert das Strukturzonenmodell nach Thornton [Men93]. Danach ist die Substrattemperatur ein wesentlicher Einflußfaktor auf die Schichteigenschaften der gesputterten Schicht. Da die Substrate beim Sputtern bisher nicht geheizt werden, muß von einer niedrigen Substrattemperatur ausgegangen werden. Bei niedriger Substrattemperatur wachsen jedoch nadelförmige Kristallite mit kuppenförmigen Enden, und das sich ausbildende Gefüge ist porös und von geringer Dichte. Somit ist es für die Titanatome relativ einfach, in die Gold-Schicht einzudringen.

Durch einen Tempervorgang wird nun versucht ein rekristallisiertes Gefüge von höherer Dichte zu erzeugen. Für die weiteren Untersuchungen werden drei Proben präpariert. Alle drei Proben werden mit  $50 \text{ nm}$  Chrom und  $1600 \text{ nm}$  Gold besputtert. Bei der ersten Probe wird die

Chrom/Gold-Schicht nicht getempert. Anschließend wird eine 5  $\mu\text{m}$  dicke Titan-Schicht aufgesputtert und 6 h in 5 %iger Flußsäure geätzt. Die zweite Probe wird bei 500°C eine Stunde getempert und anschließend mit Titan besputtert und geätzt. Die dritte Probe wird ebenfalls getempert, aber vor der Besputterung mit Titan wird eine 200 nm dicke Titan-Schicht aufgedampft. In Abb. 6.5 ist eine SNMS-Schichtanalyse [Men93] der drei Proben zu sehen. Aufgetragen ist die relative Konzentration, die sich aus dem Quotienten von Intensität und relativer Detektionsrate ergibt, über der Abtragszeit. Nach etwa 750 s sind die aufgesputterten Schichten abgetragen und das Aluminium der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Keramik kommt zum Vorschein. Der Sauerstoffanteil läßt auf organische Verunreinigungen schließen.

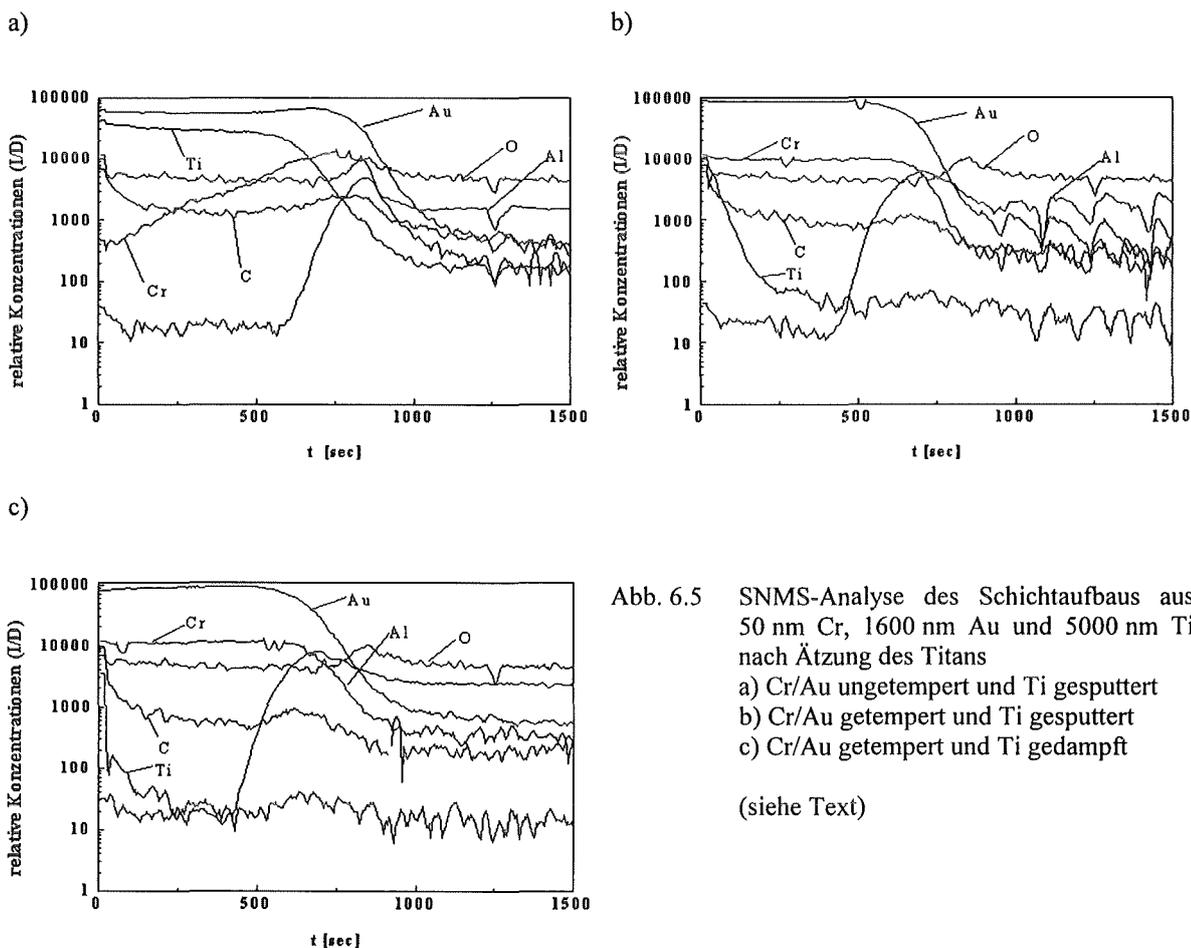


Abb. 6.5 SNMS-Analyse des Schichtaufbaus aus 50 nm Cr, 1600 nm Au und 5000 nm Ti nach Ätzung des Titans  
 a) Cr/Au ungetempert und Ti gesputtert  
 b) Cr/Au getempert und Ti gesputtert  
 c) Cr/Au getempert und Ti gedampft  
 (siehe Text)

Bei der ungetemperten Probe durchdringt das Titan fast die gesamte Goldschicht. Das Tempern der Proben führt zu einer deutlichen Reduzierung der Eindringtiefe. Die Eindringtiefe kann nochmals reduziert werden, wenn vor dem Sputtern auf das Gold zunächst eine dünne Titanschicht aufgedampft wird. Das Tempern bewirkt allerdings auch eine gleichmäßige Durchdringung des Goldes mit Chrom. Ein negativer Einfluß auf die Haftung wurde bislang nicht beobachtet.

Die gemessenen Widerstände der Proben liegen im Einklang mit der SNMS-Analyse. Legt man die getemperte und mit Titan bedampfte Probe zugrunde, so ergibt sich für die getemperte und mit Titan besputterte Probe ein um 10 % höherer Widerstand. Bei der ungetemperten Probe erhält man sogar einen um 410 % höheren Widerstand. Es ist also möglich, Goldschichten so herzustellen, daß ein Eindringen von Titan beim Sputtern weitgehend vermieden wird.

### 6.3.3 Resist für die Röntgentiefenlithographie

Als Resist für die Röntgentiefenlithographie wird PMMA verwendet. Zur Verbesserung der Haftung wird dem Gießharz im allgemeinen Methacryloxypropyltrimethoxysilan (MEMO) zugefügt [Moh88]. MEMO fungiert gleichzeitig als Vernetzer, was die Spannungsrißbildung stark herabsetzt. Der Nachteil ist jedoch, daß sich PMMA mit MEMO nicht mehr in organischen Lösungsmitteln auflösen läßt. Zum Auflösen ist ein zweiter Bestrahlungsschritt erforderlich. Nach dem Aufbau der Verbindungsstege ist aber eine ganzflächige Bestrahlung gar nicht mehr möglich, da das PMMA dort abgeschattet wird. Daher muß zumindest beim zweiten Röntgentiefenlithographie-Schritt PMMA ohne MEMO verwendet werden. Um bei der Herstellung bei beiden Röntgentiefenlithographie-Schritten PMMA ohne MEMO verwenden zu können, werden im Design verschiedene Maßnahmen ergriffen, die Spannungsrisse vermeiden helfen sollen. Zu nennen sind hier die Verrundung der Ecken und dünne Rahmen um die einzelnen Aktoren. Damit das PMMA auch ohne Haftvermittler gut auf dem Substrat haftet, werden zusätzlich Stützwände an schmalen Strukturteilen vorgesehen.

### 6.3.4 Einsatz dielektrischer Blenden bei der Galvanik

Bei den magnetischen Aktoren werden Kern, Anker, Federn sowie Spulensäulen und Verbindungsstege galvanisch aufgebaut. Eine gleichmäßige Strukturhöhe über dem Substrat ist bei Kern, Anker und Federn wünschenswert, bei den Spulensäulen ist sie Voraussetzung für ein gleichzeitiges Aufwachsen der Verbindungsstege. Eine ungleichmäßige Strukturhöhe bei den Spulensäulen über dem Substrat führt dazu, daß Verbindungsstege stellenweise zusammenwachsen, während sie an anderer Stelle noch nicht gestartet sind. Voraussetzung für ein gleichmäßiges Schichtwachstum ist eine homogene Stromdichteverteilung, die durch den

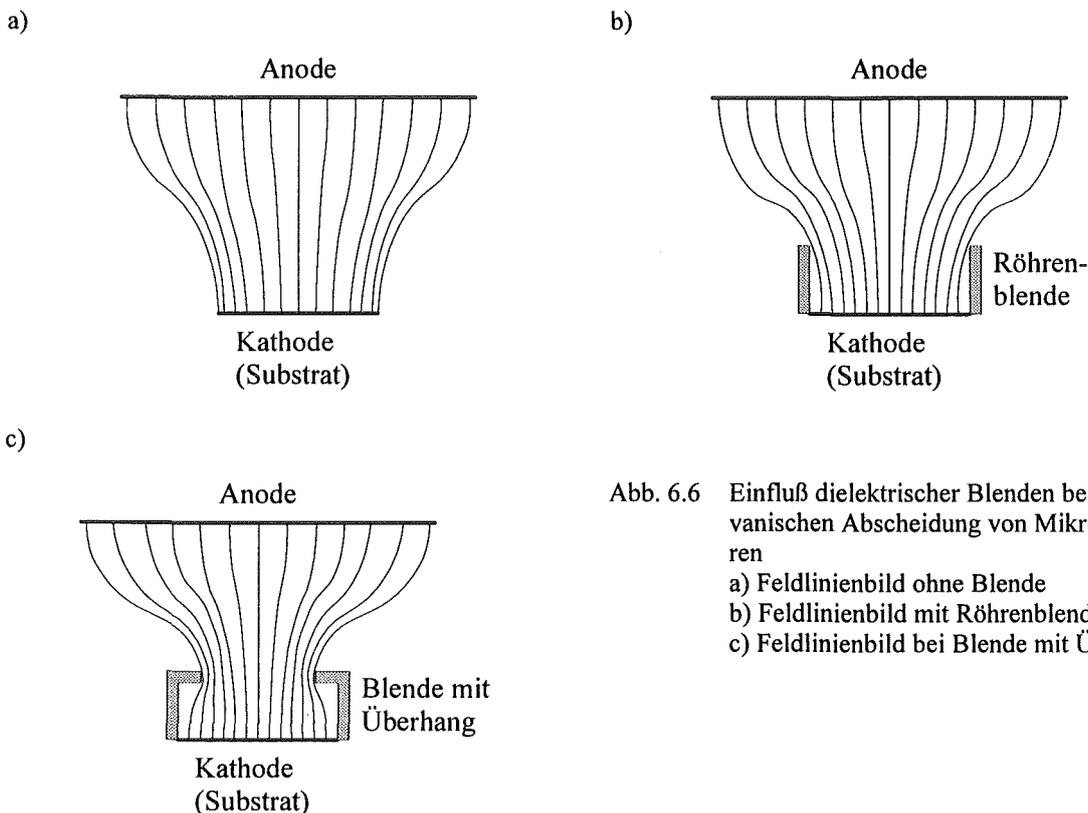


Abb. 6.6 Einfluß dielektrischer Blenden bei der galvanischen Abscheidung von Mikrostrukturen  
a) Feldlinienbild ohne Blende  
b) Feldlinienbild mit Röhrenblende  
c) Feldlinienbild bei Blende mit Überhang

Substrataufbau und durch die Anordnung von Kathode und Anode in der Galvanikanlage im allgemeinen nicht vorliegt. Deshalb kommt es zu einem ungleichmäßigen Höhenwachstum der galvanisch abgeschiedenen Schichten. Insbesondere ist zu beobachten, daß diejenigen Strukturelemente, die sich am Rande des aufzugalvanisierenden Bereichs befinden, deutlich schneller wachsen als diejenigen in der Mitte, so daß sich makroskopisch eine Höhenverteilung als vorherrschender Effekt ergibt, bei der die Mikrostrukturen am Rand höher wachsen als die in der Mitte. Für eine hohe Ausbeute ist aber eine gleichmäßige Höhenverteilung Grundvoraussetzung.

In Abb. 6.6 ist schematisch der Feldlinienverlauf im Galvanikbad mit und ohne dielektrische Blende dargestellt. Ohne dielektrische Blende ist am Rand der galvanisierbaren Fläche eine höhere Feldliniendichte festzustellen als in der Mitte. Mit Hilfe dielektrischer Blenden kann eine homogene Stromdichteverteilung und damit ein makroskopisch gleichmäßiges Höhenwachstum erreicht werden.

In [Kiw94] sind Richtlinien zur Konstruktion und Verwendung dielektrischer Blenden für den LIGA-Prozeß angegeben. Zur Erzielung einer gleichmäßigen Galvanikhöhe wird empfohlen, eine Röhrenblende zu verwenden. Abb. 6.6b zeigt den Schnitt durch eine solche Röhrenblende. Zusätzlich sollte um das eigentliche Strukturfeld noch ein etwa 1 mm breiter Rand mitentworfen werden. Der Rand sollte einen mittleren Bedeckungsgrad an galvanisierbarer Fläche haben, der dem mittleren Bedeckungsgrad auf der gesamten Designfläche entspricht. Für Strukturen ohne diesen Rand sollte eine Blende mit Überhang verwendet werden. Bei der Blende mit Überhang handelt es sich im Prinzip um eine Röhrenblende, die sich auf der dem Substrat abgewandten Seite verjüngt.

Um die Funktion zu überprüfen, werden Strukturen mit beiden Blenden galvanisiert. Zur Herstellung der PMMA-Strukturen werden die Röntgen-Masken MA441AE1A01T und MA441JE1A01T verwendet. Auf den Masken sind jeweils 56 Felder mit magnetischen Linearaktoren und vier Felder mit Justierkreuzen zu finden. Die insgesamt 60 Felder sind jeweils 4 mm·5 mm groß. Die Felder sind auf der Designfläche von 20 mm·60 mm in fünf Spalten und zwölf Zeilen angeordnet. Bei MA441JE1A01T ist der beschriebene Rahmen um das eigentliche Designfeld vorhanden, somit können die damit erzeugten Strukturen mit der Röhrenblende galvanisiert werden. Bei der Maske MA441AE1A01T ist kein Rahmen vorhanden. Für die damit hergestellten Strukturen wurde die Blende mit Überhang verwendet. Bei der

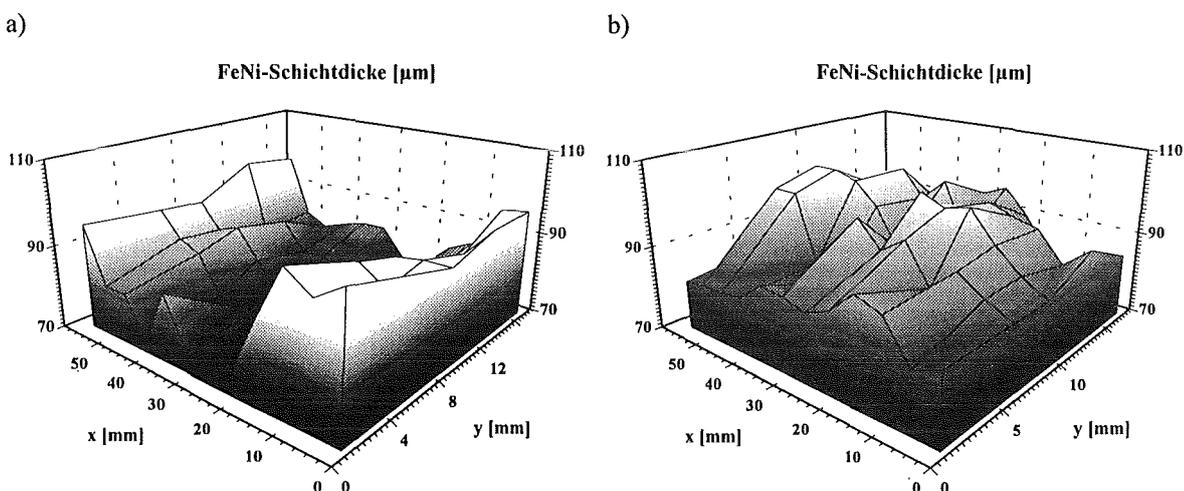


Abb. 6.7 Einsatz dielektrischer Blenden bei der Permalloygalvanik (Röhrenblende, Röntgenmaske MA441JE1A01T) zur Verbesserung der Gleichmäßigkeit des Schichtwachstums

- a) lokale FeNi-Schichtdicke ohne Blende
- b) lokale FeNi-Schichtdicke mit Röhrenblende

Messung der Galvanikhöhen wurde pro Feld eine Höhe ermittelt. Bei den Feldern mit Linearaktoren wurde die Höhe des aufgalvanisierten Kerns gemessen. Um keine Verfälschung der Ergebnisse durch mikroskopische Effekt zu erhalten, wurden in den Feldern mit Justierkreuzen, die aus schmalen Stegen bestehen, keine Galvanikhöhen gemessen. Für diese Felder wurden Höhen in den benachbarten Feldern mit Linearaktoren ermittelt.

Abb. 6.7a zeigt gemessene Galvanikhöhen für Strukturen, die ohne Galvanikblende in Permalloy galvanisiert wurden. Die in den äußeren Bereichen des Designfeldes liegenden Strukturen sind deutlich höher als die in der Mitte. Insgesamt schwankt die Höhe zwischen  $72\ \mu\text{m}$  und  $101\ \mu\text{m}$ . Mit Hilfe der Röhrenblende wird eine makroskopisch gleichmäßigere Höhenverteilung erreicht. Die gemessenen Höhen liegen zwischen  $82\ \mu\text{m}$  und  $103\ \mu\text{m}$ .

In Abb. 6.8 ist ein entsprechender Vergleich für den Einsatz der Blende mit Überhang und Nickelgalvanik durchgeführt. Ohne Blende schwankt die Galvanikhöhe zwischen  $101\ \mu\text{m}$  und  $141\ \mu\text{m}$ . Durch Einsatz der Blende wurde bis auf einen kleinen Außenbereich ein sehr gleichmäßiges Höhenwachstum erreicht mit Höhenschwankungen zwischen  $83\ \mu\text{m}$  und  $97\ \mu\text{m}$ . Der starke Abfall der Galvanikhöhe in einem Randbereich ist auf eine Dejustierung der Blende bei der Galvanik zurückzuführen.

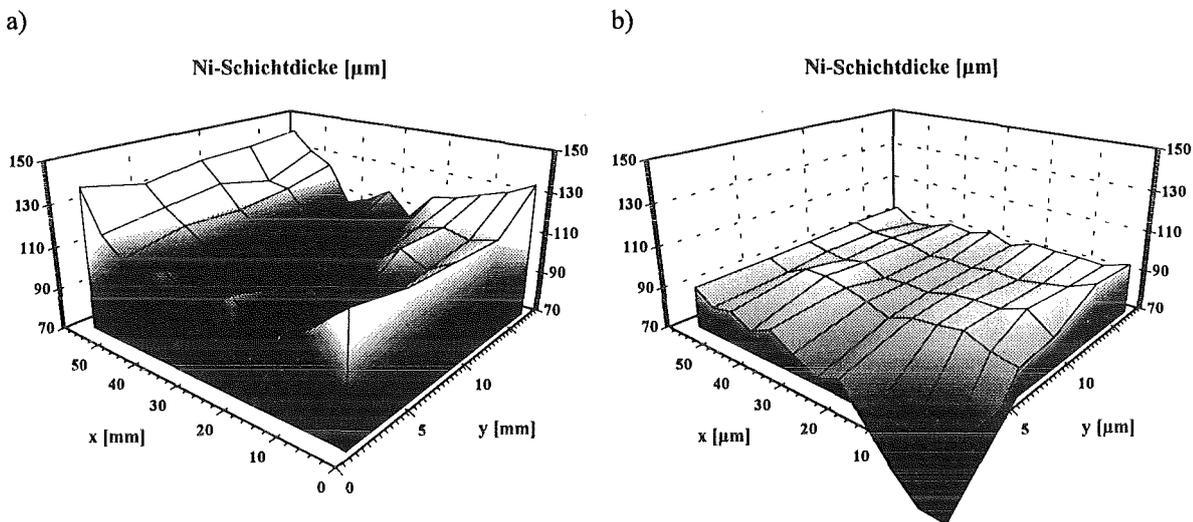


Abb. 6.8 Einsatz dielektrischer Blenden bei der Nickelgalvanik (Blende mit Überhang, Röntgenmaske MA441AE101T) zur Verbesserung der Gleichmäßigkeit des Schichtwachstums  
 a) lokale Ni-Schichtdicke ohne Blende  
 b) lokale Ni-Schichtdicke mit Blende mit Überhang

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß sowohl die Röhrenblende als auch die Blende mit Überhang zu einem gleichmäßigeren Schichtwachstum führen. Bei der Verwendung der Blenden ist kein Effekt durch die Beeinflussung der Konvektion im Galvanikbad festzustellen. Auf eine genaue Justierung der Blende zum Designfeld ist jedoch zu achten. Für eine detailliertere Beurteilung sind weitere Tests erforderlich.

## 6.4 Konzept für die positionierte Abformung

Der Einsatz von Synchrotronstrahlung bei der Herstellung macht die magnetischen Aktoren relativ teuer. Zur Reduzierung der Fertigungskosten bietet sich der Kunststoffabformprozeß an [Bot95]. Bislang wurden durch positionierte Abformung und anschließende Galvanik auf einem Substrat allerdings nur Strukturen aus einem Material, die außerdem keine Variationen

in der Höhe aufweisen, herstellt. Um die magnetischen Aktoren durch Abformung einfach fertigen zu können, ist es sinnvoll, den Herstellungsprozeß zu modifizieren.

Der Schlüssel zu einer vereinfachten Fertigung ist die Reduzierung der zwei Kunststoffstrukturierungsschritte auf einen. Das bedeutet, daß die Hohlform für Anker, Kern, Federn und Spulensäulen in einem Schritt erzeugt wird. In Abschnitt 4.2 wurde bereits gezeigt, daß bei Einhaltung bestimmter Abstände bei den Spulensäulen die Permeabilität des Spulensäulenmaterials keinen nennenswerten Einfluß auf die magnetische Kraft hat.

Ein weiteres Problem stellt die Erzeugung der Verbindungsstege dar. Beim Zweischicht LIGA-Verfahren wird der Abstand zwischen dem Kern und den Verbindungsstegen, der die elektrische Isolierung bewirkt, durch das Eingießen des Kerns in PMMA erzielt. Stattdessen kann aber auch eine Opferschicht aus Photoresist verwendet werden. Die Verbindungsstege werden in einem zweiten Galvanikschritt aufgebaut. Das bedeutet, daß die Verbindungsstege aus einem anderen Material bestehen können als Kern, Anker, Federn und Spulensäulen. Das ist für den Ohmschen Widerstand der Mikerspule und damit für die elektrische Verlustleistung von Bedeutung.

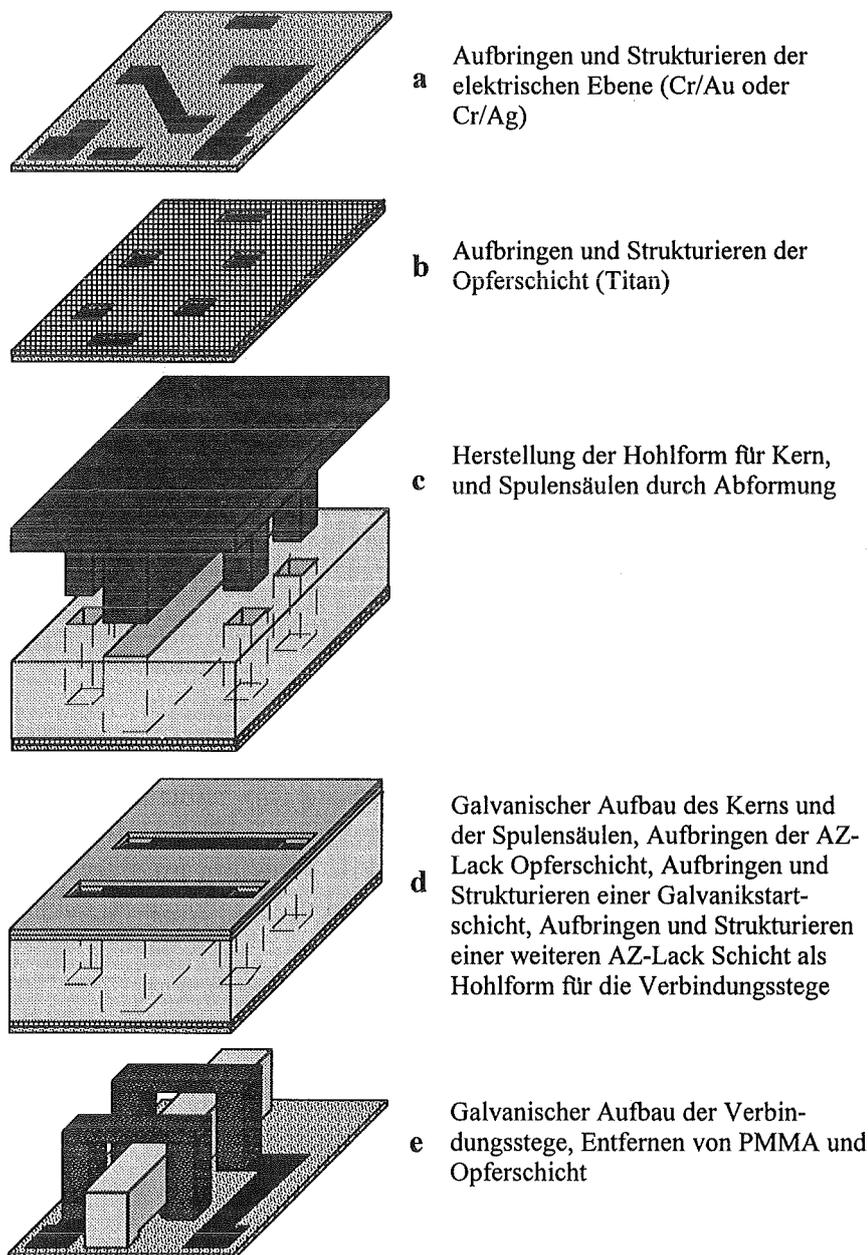


Abb. 6.9 Herstellungsprozeß magnetischer Aktoren durch Abformung

Das Herstellungsverfahren erfordert ein Abformwerkzeug und vier optische Masken. Der Herstellungsprozeß ist in Abb. 6.9 zusammengefaßt. In den beiden ersten Schritten werden die elektrische Ebene und die Opferschicht aufgebracht und strukturiert (Abb. 6.9a,b). Auf das so vorbereitete Substrat wird die PMMA-Schicht aufgebracht. Mit Hilfe der Synchrotronstrahlung wird die Hohlform für Kern, Anker, Federn und Spulensäulen in einem Schritt strukturiert. Diese Hohlform wird mit Nickel oder Permalloy gefüllt. Für die weiteren Prozeßschritte ist es wichtig, daß die galvanisierten Strukturen eben mit dem PMMA abschließen, um eine ebene Fläche zu erhalten (Abb. 6.9.c). Dies ist Voraussetzung, um im nächsten Prozeßschritt, eine homogene Photoresistschicht ohne Spannungsrisse zu erhalten.

Als nächstes werden die Verbindungsstege aufgebaut. Dazu wird zunächst eine Photoresistschicht aufgebracht, die die Funktion einer Opferschicht hat. Durch diese Schicht wird der Abstand zwischen den Verbindungsstegen und dem Kern erzeugt. Anschließend wird eine metallische Schicht aufgedampft, die später als Galvanikstartschicht für die Verbindungsstege dient. Diese Schicht wird mit Hilfe von optischer Lithographie strukturiert. Um die Verbindungsstege galvanisch aufbauen zu können, muß jetzt noch die Photoresist-Opferschicht über den Spulensäulen entfernt werden. Diese optische Lithographie wird gleichzeitig zur Erzeugung einer Form für die Verbindungsstege genutzt. Dazu wird zunächst eine weitere Schicht Photoresist aufgebracht. Der Photoresist wird dann über den Spulensäulen und den Galvanikstartflächen für die Verbindungsstege belichtet und entwickelt. Dadurch entsteht die Form für die Verbindungsstege (Abb. 6.9d). So ist es prinzipiell möglich, den Abstand zwischen den Verbindungsstegen und damit auch zwischen den Spulensäulen zu reduzieren, was größere Windungsdichten ermöglicht. Schließend werden die Verbindungsstege galvanisch aufgebaut, die Photoresist-Opferschicht, das PMMA und die Titan-Opferschicht werden entfernt.

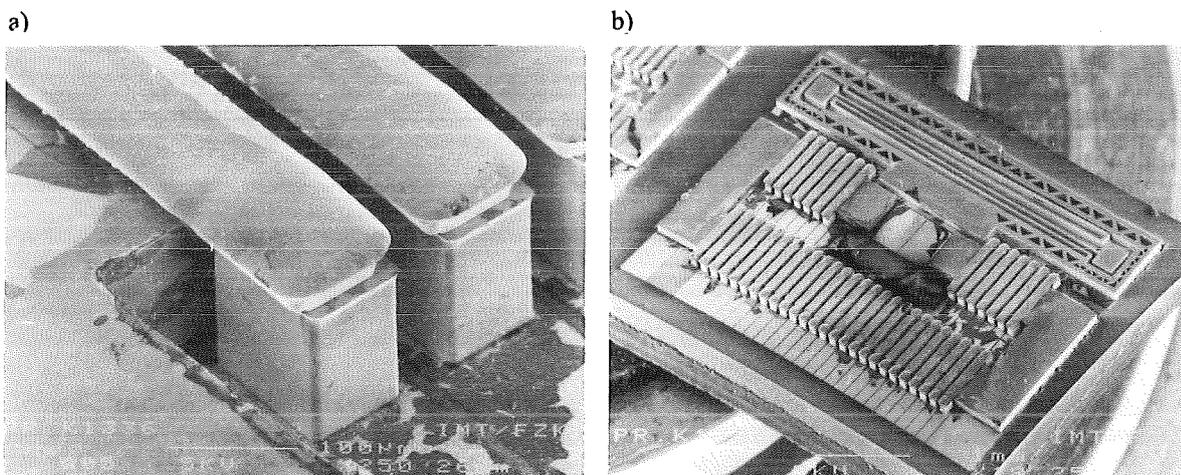


Abb. 6.10 Magnetische Aktoren hergestellt mit einem Röntgentiefenlithographie-Schritt  
 a) REM Aufnahme eines Teils einer Spulenswindung  
 b) REM Aufnahme des gesamten Stellgliedes mit großem Stellglied

Bei der Abformung werden für die elektrische Ebene und für die Opferschicht andere Materialien eingesetzt als bei der Herstellung durch das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren. Daher muß noch nach einer geeigneten Materialkombination für alle Aktorelemente gesucht werden. Deshalb wird das Konzept vor der Herstellung des Abformwerkzeuges zunächst erprobt. Dabei wird die Kunststoffstrukturierung mit einer Röntgentiefenlithographie-Maske durchgeführt. In Abb. 6.10 sind mit diesem Verfahren hergestellte Strukturen zu sehen. Bei der Detailaufnahme ist ein Versatz zwischen Spulensäule und Verbindungssteg zu erkennen.

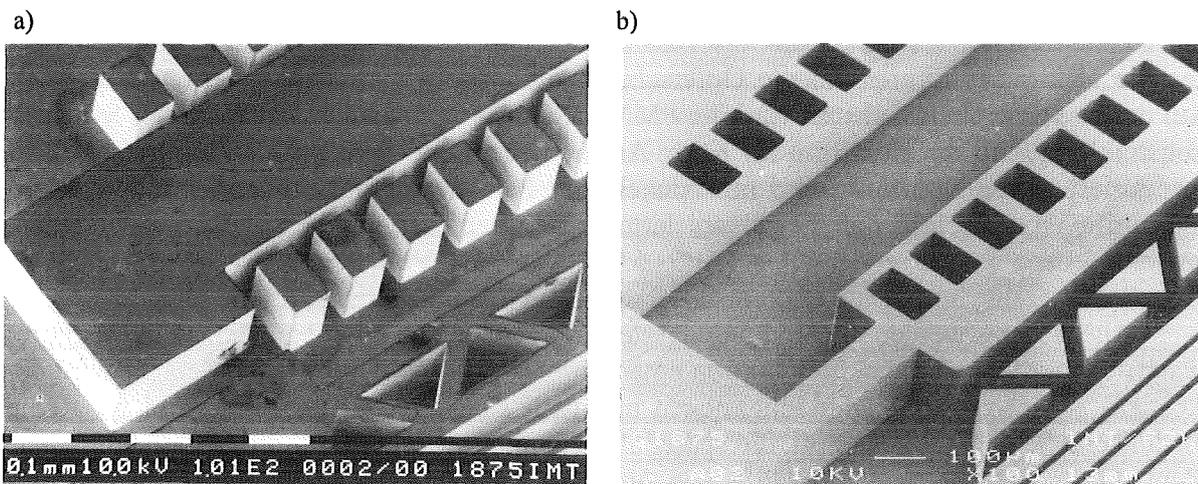


Abb. 6.11 Herstellung magnetischer Aktoren durch positionierte Abformung

a) REM Aufnahme des Formeinsatzes

b) REM Aufnahme der abgeformten Kunststoffstruktur

Erste Versuche mit dem Abformwerkzeug (Abb. 6.11a) zeigen, daß die Hohlformen für die Strukturen ohne Designänderungen erzeugt werden können. In Abb. 6.11b ist eine abgeformte Kunststoffstruktur zu sehen.

## 7. Experimentelle Ergebnisse

Zur Charakterisierung der magnetischen Aktoren werden in diesem Kapitel verschiedene Messungen durchgeführt. Mit Hilfe von Strom-Luftspalt bzw. Strom-Stellweg Kennlinien erfolgt ein Vergleich gemessener Werte der Kraft mit den in Kapitel 5 berechneten Werten. Für die theoretischen Berechnungen wird für Nickel eine Permeabilität von 12 und für Permalloy von 400 zugrunde gelegt. Diese Permeabilitätszahlen werden durch Anpassung der für den Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft berechneten Strom-Luftspalt Kennlinien an die gemessenen Werte ermittelt. Bei den Nickelaktoren wird ein Streufaktor berücksichtigt. Für alle weiteren Berechnungen werden die Permeabilitätszahlen beibehalten.

Das Design, das als elektrischer Schalter konzipiert wurde, wird in Hinblick auf die erreichbaren Haltekräfte und das Schaltverhalten untersucht. Anschließend wird das dynamische Verhalten der Aktoren getestet. Schließlich wird bei den Aktoren die magnetische Kraft aus der als Funktion des Luftspaltes gemessenen Induktivität berechnet.

Für die Messungen werden die Aktoren vereinzelt. Die Keramikstücke werden auf den Sockel eines Hybridgehäuses geklebt. Mittels Drahtbonden erfolgt die Kontaktierung von den Bondpads zu den Pins des Gehäuses. Angegeben ist bei den einzelnen Messungen jeweils der Aktortyp, die Höhe von Anker und Kern sowie die Zahl der Windungen, die sich bei einigen Aktoren wegen des Zusammenwachsens einzelner Spulenwindungen beim galvanischen Aufbau der Verbindungsstege von der in der Designbeschreibung angegebenen Zahl unterscheidet.

### 7.1 Strom-Stellweg Kennlinien

Zur Charakterisierung der magnetischen Aktoren wird der Stellweg als Funktion des Stroms gemessen. Nach Schalten eines konstanten Stromes durch die Spulenwindungen stellt sich ein Kräftegleichgewicht zwischen der Federrückstellkraft und der magnetischen Kraft bei einem bestimmten Luftspalt ein. Untersucht werden zunächst Aktoren mit kleinem Stellweg und Nickel- bzw. Permalloykernen. Anschließend werden die beiden Stellgliedertypen miteinander verglichen.

#### 7.1.1 Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft

Im folgenden werden zwei Aktoren mit kleinem Stellweg verglichen. Der eine Aktor hat einen maximalen Stellweg von 20  $\mu\text{m}$  und einen Nickel-Kern, während der andere Aktor einen Stellweg von 30  $\mu\text{m}$  und einen Permalloy-Kern hat. Beim Permalloy-Aktor sind die zum Durchfahren des gesamten Stellweges nötigen Ströme so niedrig, daß sie dauernd fließen können. Beim Nickel-Aktor sind die dazu erforderlichen Ströme zu groß. Daher werden Rechteckpulse mit einer Frequenz von 10 Hz verwendet, was zu Fehlern beim Bestimmen des Luftspaltes führt. Um den Einfluß des Kernmaterials besser vergleichen zu können, ist in Abb. 7.1 der Luftspalt als Funktion der Durchflutung aufgetragen. Während der Nickel-Aktor zum Zurücklegen des gesamten Stellweges von 20  $\mu\text{m}$  eine Durchflutung von 36 Aw bzw. 1400 mA benötigt, ist beim Permalloy-Aktor für einen Stellweg von 30  $\mu\text{m}$  lediglich eine Durchflutung von 2 Aw bzw. 45 mA erforderlich. Damit ist experimentell dargelegt, wie wichtig die richtige Materialauswahl für die Funktion der magnetischen Aktoren ist. Galvanisiertes Nickel ist als flußführendes Material nicht brauchbar. In den weiteren Messungen werden nur noch Permalloy-Aktoren untersucht.

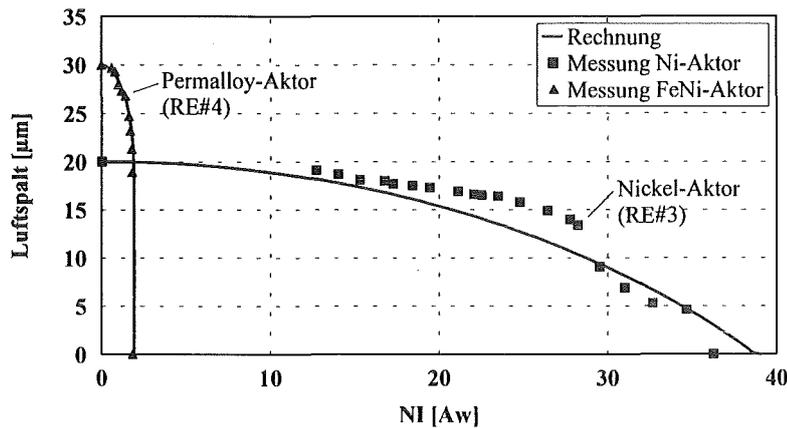


Abb. 7.1 Luftspalt als Funktion der Durchflutung bei zwei Aktoren mit kleinem Stellweg und unterschiedlichem Kernmaterial (Permalloy-Aktor: RE#4,  $h = 125 \mu\text{m}$ ,  $N = 40$ ,  $\sigma = 1$ ,  $c_g = 3,47 \text{ N/m}$ ; Nickel-Aktor: RE#3,  $h = 120 \mu\text{m}$ ,  $N = 25$ ,  $\sigma = 1,8$ ,  $c_g = 3,37 \text{ N/m}$ )

### 7.1.2 Stellglieder

Abb. 7.2 zeigt den Stellweg beim Stellglied mit großem Stellweg als Funktion des Stromes. Der gesamte Stellweg von  $190 \mu\text{m}$  wird bei einem Strom von  $170 \text{ mA}$  zurückgelegt. Der Stellweg nimmt mit wachsendem Strom zunächst nur langsam zu. Bei  $150 \text{ mA}$  sind erst  $40 \mu\text{m}$  Stellweg erreicht. Danach wird aber der Verlauf der Kurve sehr steil. Das plötzliche Ansteigen der magnetischen Kraft liegt zum einen daran, daß die Kraft proportional mit dem

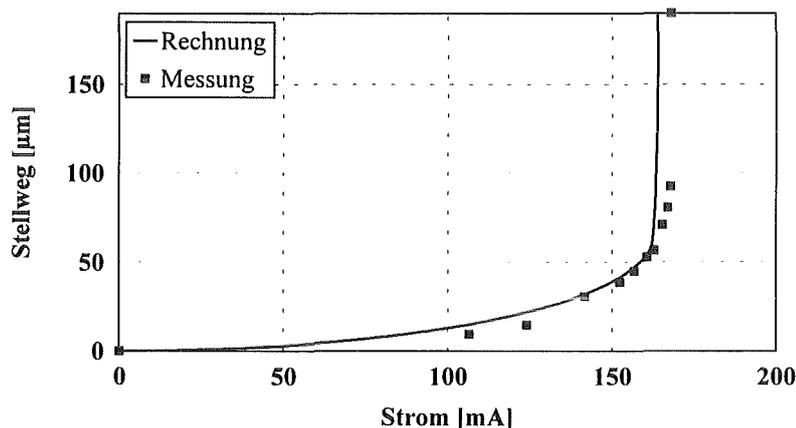


Abb. 7.2 Stellweg als Funktion des Stromes beim Stellglied mit großem Stellweg (OS#4,  $N = 41$ ,  $h = 120 \mu\text{m}$ ,  $c_g = 0,62 \text{ N/m}$ , Kernmaterial FeNi)

Quadrat des Stromes wächst und außerdem reziprok proportional zum Quadrat des Luftspaltes, wenn man den magnetischen Widerstand von Kern und Anker gegenüber dem des Luftspaltes vernachlässigt. Bei  $170 \text{ mA}$  ist der Gleichgewichtspunkt überschritten und der Aktor schaltet durch. Mit dieser Strom-Stellweg Kennlinie ist der Aktor als Proportionalstellglied nur eingeschränkt brauchbar. Sinnvoller ist eine Anwendung als digitales Stellglied.

Der Stellweg als Funktion des Stromes beim Stellglied mit Hebelübersetzung ist in Abb. 7.3 aufgetragen. Die Strom-Stellweg Kennlinie zeigt qualitativ das gleiche Verhalten.

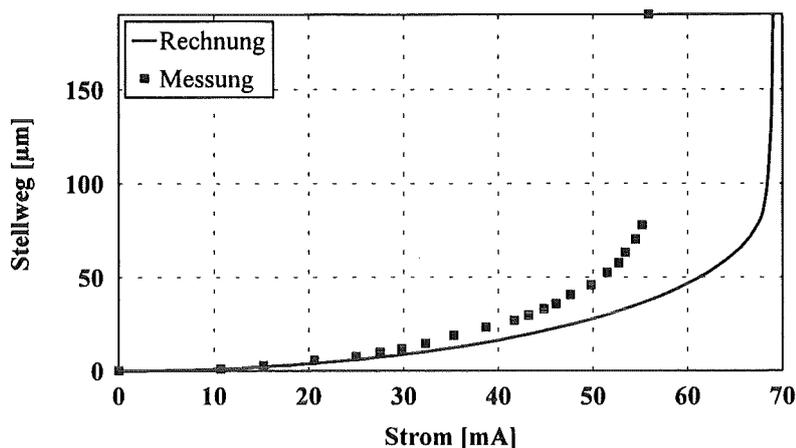


Abb. 7.3 Stellweg als Funktion des Stromes beim Stellglied mit Hebelübersetzung (HE#3,  $h = 139 \mu\text{m}$ ,  $N = 41$ ,  $c_g = 1,35 \text{ N/m}$ , Kernmaterial FeNi)

Der gesamte Stellweg von  $190 \mu\text{m}$  wird allerdings bereits bei einem Strom von  $55 \text{ mA}$  zurückgelegt. Durch die Hebelübersetzung ist der Ausgangsluftspalt bereits kleiner. Das hat eine Erhöhung der magnetischen Kraft zur Folge. Aus der Formel für die magnetische Kraft ist ersichtlich, daß näherungsweise die Reduzierung des Luftspaltes bei gleicher Kraft zu einem um den gleichen Faktor verringerten Strom führt.

### 7.1.3 Diskussion

Die theoretische Berechnung der Strom-Stellweg Kennlinien, bei der eine konstante Permeabilität angenommen wird, führt vom Kurvenverlauf auf sehr ähnliche Ergebnisse wie die Messungen. Die deutlichsten Abweichungen finden sich für das Stellglied mit Hebelübersetzung, was aber angesichts der vielen bei der Berechnung gemachten Näherungen nicht überrascht. Die Beschreibung der Aktoren mit Hilfe der Proportionaltheorie ist aber für kleine Ströme, bei denen es noch nicht zu Sättigungserscheinungen kommt, möglich. Für die beobachteten Diskrepanzen zwischen Meßergebnissen und Theorie gibt es folgende Gründe, die zum Teil schon diskutiert wurden:

- Die Streuung des magnetischen Feldes führt zu einer verringerten Kraft.
- Für die Beschreibung der Permeabilität wird zur Vereinfachung der Rechnung die Proportionaltheorie verwendet.
- Der E-Modul von galvanisiertem Permalloy kann nur auf  $\pm 6 \%$  Genauigkeit angegeben werden. Schwankungen zwischen Aktoren verschiedener Chargen sind denkbar.
- Die FeNi-Schichtdicke innerhalb eines Aktors schwankt. Generell ist an den Rändern eine größere Schichtdicke im Bereich von einigen Mikrometern zu beobachten. Schwankungen sind auch bei der Höhe der Rückstellfedern zu messen.
- Die Reibung zwischen Anker und Substrat wird durch die elastische Aufhängung zwar auf ein Minimum reduziert, kann aber nicht völlig ausgeschlossen werden.
- Die Stirnflächen von Kern und Anker stehen einander nicht exakt gegenüber. Der Grund dafür ist, daß der Kern in diesem Bereich auf der elektrischen Ebene und der Anker auf der  $5 \mu\text{m}$  dicken Opferschicht aufgewachsen ist.

## 7.2 Messung des Schaltverhaltens

Bei dem Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft wird ein elektrischer Kontakt zwischen dem Anker und dem Kontaktblock geschlossen. Zur Charakterisierung sollen der Kontaktwiderstand und die Schaltverzögerung gemessen werden. Unter Schaltverzögerung wird die Zeitspanne verstanden, die zwischen dem Erregerimpuls und dem Schließen des Kontaktes vergeht.

Erste Tests zeigen, daß es schon bei Strömen über 10 mA zu einem Verschweißen der Kontaktflächen kommt, so daß die Federrückstellkraft nicht mehr ausreicht, um die Kontaktflächen zu trennen. Der Strom muß daher durch einen Serienwiderstand begrenzt werden.

### 7.2.1 Meßaufbau

Die Ansteuerung des Aktors erfolgt mit einer Rechteckspannung. Der elektrische Kontakt wird in Serie mit einer Spannungsquelle von 1,9 V und einem Meßwiderstand von 509  $\Omega$  angeordnet. Mit einem Digitaloszilloskop werden die Rechteckspannung und der Strom, der durch den Meßwiderstand fließt, aufgezeichnet. Der Kontaktwiderstand ergibt sich aus den Meßgrößen somit zu

$$R_K = \frac{U}{I} - R_{\text{Meß}} \quad (7.1)$$

Der Meßwiderstand muß so groß sein, daß er den Strom unter 10 mA begrenzt. Andererseits darf er aber nicht zu groß gewählt werden, weil sonst die Bestimmung des Kontaktwiderstandes zu ungenau wird.

### 7.2.2 Meßergebnisse

In Abb. 7.4 sind die erregende Rechteckspannung und der Strom, der über den Kontakt fließt, über der Zeit aufgetragen. Die angelegten Rechteckpulse haben eine Zeitdauer von 1 ms. Zwischen dem Beginn des Rechteckpulses und dem Zustandekommen des Kontaktes läßt sich

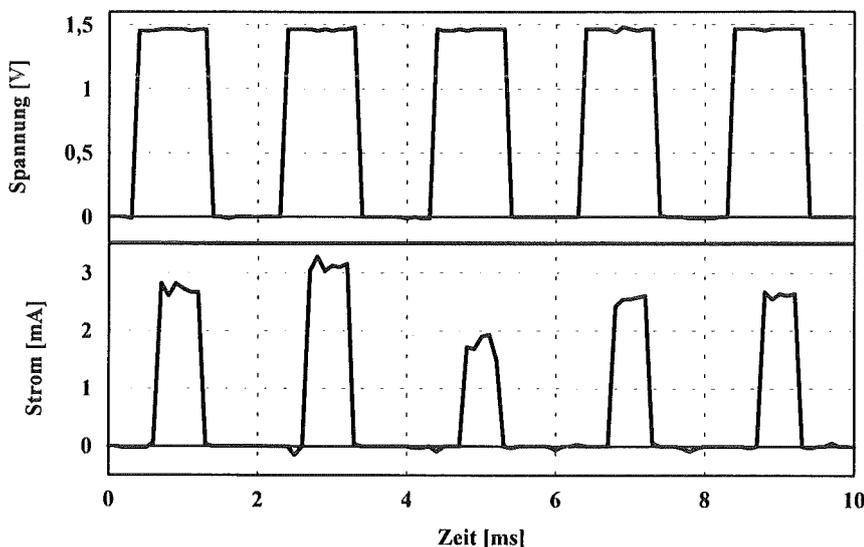


Abb. 7.4 Messung des Schaltverhaltens (RE#1,  $h = 113 \mu\text{m}$ ,  $N = 42$ ,  $R_{\text{Spule}} = 11,14 \text{ Ohm}$ )

eine Schaltverzögerung von 0,4 ms ablesen. Die genaue Bestimmung der Verzögerung zwischen dem Ende des Rechteckpulses und dem Lösen des Kontaktes ist an Hand von Abb. 7.4 nicht möglich. Sie ist aber auf jeden Fall kleiner als 0,1 ms. Ein Prellen wie bei konventionellen Relais ist in Abb. 7.4 nicht zu beobachten.

Der elektrische Kontakt zwischen dem Anker und dem Kontaktblock kommt wie beschrieben nur unter speziellen Bedingungen zustande. Aber auch dann sind noch deutliche Schwankungen des Kontaktwiderstandes zu erkennen. Mit Hilfe von Formel (7.1) und dem in der Meßkurve (Abb. 7.4) aufgetragenen Strom läßt sich der Kontaktwiderstand berechnen. Er liegt er zwischen 100  $\Omega$  und 500  $\Omega$ .

### 7.3 Bestimmung des Frequenzganges

Bei den magnetischen Linearaktoren handelt es sich um Feder-Masse-Systeme. Das dynamische Verhalten des Feder-Masse-Systems kann durch eine lineare Differentialgleichung zweiter Ordnung beschrieben werden. Sie lautet im Zeitbereich

$$M\ddot{y}(t) + r\dot{y}(t) + cy(t) = F(t) \quad (7.2)$$

mit	$y(t)$	Auslenkung
	$M$	Masse des Ankers
	$r$	Dämpfungs-konstante
	$c$	Federkonstante
	$F(t)$	Erregerkraft

Die Kenngrößen des Feder-Masse-Systems im Frequenzbereich sind die Resonanzfrequenz und die Dämpfung:

$$\omega_{\text{res}} = \frac{1}{T} = \sqrt{\frac{c}{M}} \quad d = \frac{r}{2\sqrt{cM}} \quad (7.3)$$

mit	$\omega_{\text{res}}$	Resonanzfrequenz
	$T$	Zeitkonstante des Feder-Masse-Systems
	$d$	Dämpfungs-konstante des Feder-Masse-Systems

Statt der Dämpfung wird auch häufig die Güte des Feder-Masse-Systems angegeben

$$Q = \frac{1}{2d} \quad (7.4)$$

Der Frequenzgang des Feder-Masse-Systems ist gegeben, wenn die Masse des Ankers, die Dämpfungs-konstante und die Federkonstante bekannt sind. Die Masse und die Federkonstante können mit Hilfe der geometrischen Abmessungen, der Dichte und dem Elastizitätsmodul berechnet werden. Die Dämpfungs-konstante soll im folgenden experimentell ermittelt werden.

#### 7.3.1 Bestimmung der Dämpfungs-konstanten

Zur Ermittlung der Dämpfungs-konstanten wird das System mit einer periodischen Kraft ange-regt. Durch Vergleich der gemessenen Auslenkung nach dem Einschwingen mit der aus Gleichung (7.2) zu berechnenden Auslenkung kann auf die Dämpfung zurückgeschlossen werden.

Da der Einfluß der Dämpfungs-konstanten auf die Auslenkung im Resonanzfall am größ-ten ist und eine kleine Auslenkung des Ankers optisch schlecht detektierbar ist, soll mit Reso-

nanzfrequenz angeregt werden. Dabei muß man allerdings berücksichtigen, daß die Kraft quadratisch vom Strom abhängt. Fließt nun ein harmonischer Strom mit halber Resonanzfrequenz so führt dies wegen

$$i(t)^2 = \left( \hat{I} \sin\left(\frac{t}{2T}\right) \right)^2 = \hat{I}^2 \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \cos\left(\frac{t}{T}\right) \right) \quad (7.5)$$

zu einer Anregung in Resonanz.

Die folgenden Berechnungen werden exemplarisch mit der Formel für die magnetische Kraft für das Stellglied mit großem Stellweg und den Aktor mit kleinem Stellweg durchgeführt. Die Herleitung der Auslenkung mit der Kraftformel für das Stellglied mit Hebelübersetzung verläuft analog. Unter Berücksichtigung der Kenngrößen des Feder-Masse-Systems ergibt sich

$$T^2 c \ddot{y}(t) + 2dcT \dot{y}(t) + c y(t) = \left( \frac{N\mu_0\mu_r i(t)}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r (\delta_{\max} - y(t))} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (7.6)$$

Man erhält eine nichtlineare Differentialgleichung in  $y(t)$ . Um dennoch eine analytische Lösung zu erhalten, wird die magnetische Kraft aus Gleichung (2.12) linearisiert, indem nur das erste Glied der Taylorentwicklung berücksichtigt wird. Die Lösung dieser linearen Differentialgleichung mit

$$F(t) = \left( \frac{N\mu_0\mu_r i(t)}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta_{\max}} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} \quad (7.7)$$

ist für den Fall, daß das System aus der Ruhelage ausgelenkt wird, die aufklingende Schwingung

$$y(t) = \left( \frac{N\mu_0\mu_r \hat{I}}{\frac{A_L}{A_{Fe}} l_{Fe} + 2\mu_r \delta_{\max}} \right)^2 \frac{A_L}{\mu_0} \left\{ \frac{1}{2c} - \frac{1}{4dc} \sin\left(\frac{t}{T}\right) - \frac{1}{2c} e^{-\frac{d}{T}t} \left[ \cos\left(\frac{\sqrt{1-d^2}}{T} t\right) + \left( \frac{d}{\sqrt{1-d^2}} - \frac{1}{2d\sqrt{1-d^2}} \right) \sin\left(\frac{\sqrt{1-d^2}}{T} t\right) \right] \right\} \quad (7.8)$$

wobei der erste Term in der geschweiften Klammer den eingeschwungenen Zustand beschreibt. Der Vergleich der Einhüllenden mit der gemessenen Auslenkung liefert die gesuchte Dämpfungskonstante.

Zusätzlich zu dieser analytischen Lösung wird für die Versuchsauswertung eine numerische Lösung mit Hilfe des Verfahrens vom Runge-Kutta Typ [Bro85] berechnet. Dabei wird die magnetischen Kraft nicht linearisiert. Die Dämpfungskonstante wird iterativ ermittelt.

### 7.3.2 Meßergebnisse

Die mit diesen beiden Verfahren ermittelten Dämpfungskonstanten sind in Tabelle 7.1 zu sehen. Untersucht wurden ein Stellglied mit großem Stellweg (OS#1), ein Stellglied mit Hebelübersetzung (HE#3) und ein Aktor mit kurzem Stellweg (RE#2).

Design	Höhe [ $\mu\text{m}$ ]	$c_g$ [N/m]	$f_{\text{res}}$ [Hz]	Dämpfungs- konstante (analytisch)	Dämpfungs- konstante (Runge- Kutta)	Güte (analy- tisch)	Güte (Runge- Kutta)
OS#1	111	0,44	113	0,057	0,054	8,8	9,3
HE#3	139	1,35	158	0,016	0,0157	62,5	63,7
RE#2	110	2,38	453	0,0042	0,0040	117	125

Tab. 7.1 Dämpfungskonstanten für verschiedene Linearaktoren mit Permalloy-Kern gemessen in Luft

Der Vergleich zeigt, daß die analytische und die numerische Lösung für die Dämpfungskonstanten weniger als 10 % voneinander abweichen. Die analytisch berechnete Dämpfungskonstante ist stets größer als die numerisch ermittelte. Die Abweichung kommt durch die Linearisierung der Kraft zustande. Die analytische Lösung eignet sich aber gut für eine erste Abschätzung. Die sich aus den gemessenen Werten der Dämpfung ergebenden Frequenzgänge sind in Abb. 7.5 dargestellt.

Die Dämpfungskonstante hängt stark vom Design des Aktors ab. Der Anker des Stellgliedes mit großem Stellweg wird stärker durch die ihn umgebende Luft gedämpft als der Anker des Stellgliedes mit Hebelübersetzung und der des Aktors mit kleinem Stellweg. Das liegt zum einen daran, daß die Federkonstante des Stellgliedes mit großem Stellweg am kleinsten ist und sich somit die Dämpfung durch die Luft am stärksten auswirkt, zum anderen ist die Masse bei den beiden anderen Aktoren konzentrierter angeordnet und bietet darum eine geringere Angriffsfläche.

Mit der gemessenen Resonanzfrequenz von 113 Hz beim Stellglied mit großem Stell-

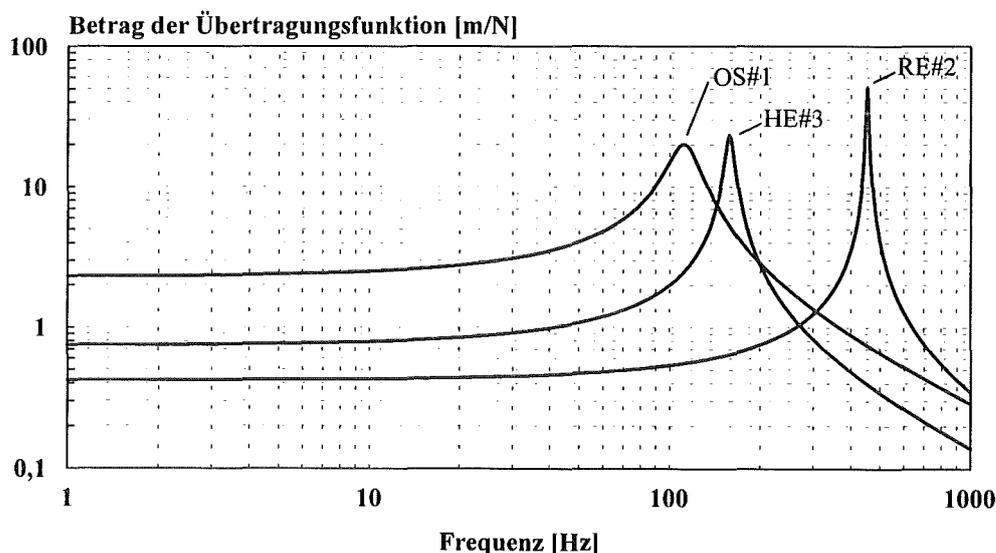


Abb. 7.5 Darstellung des berechneten Betrages der Übertragungsfunktion verschiedener Linearaktoren

weg (OS#1) erscheinen Schaltzeiten unter 10 ms realistisch. Beim Stellglied mit Hebelübersetzung beträgt die Resonanzfrequenz sogar 159 Hz, so daß die geforderte Schaltzeit von 10 ms gut erreicht wird.

## 7.4 Haltekraft

Die Messung der Haltekraft ist besonders im Hinblick auf die Verwendung eines magnetischen Aktors als elektrischer Schalter von Interesse. Erst durch eine ausreichend große Halte- bzw. Kontaktkraft kommt ein für Anwendungen hinreichend reproduzierbarer elektrischer Kontakt zustande.

### 7.4.1 Meßaufbau

Die Messungen werden durchgeführt mit dem Mikrotester BT 22 der Firma Dage. Das Gerät wird im allgemeinen für zerstörende und nichtzerstörende Festigkeitsprüfungen von Verbindungen jeder Art verwendet [Moh95]. Das Meßprinzip des Geräts ist eine Federwaage mit einer Widerstands-Meßbrücke als Wegaufnehmer. Das Gerät ist selbstkalibrierend. Für die Messungen wird ein Meßarm mit einer maximalen Belastbarkeit von 5 g und einer Auflösung von 0,01 g verwendet.

Am Ende des Meßarms ist ein Haken angebracht. Der Aktor wird so fixiert, daß der Haken sich unter dem Anker befindet. Vor der eigentlichen Messung wird ein bestimmter Spulenstrom eingestellt. Dann fährt der Meßarm hoch und der Anker wird vom Haken mitgeführt. Das Gerät nimmt die Kraft-Weg Kennlinie auf und protokolliert die dabei auftretende maximale Kraft.

### 7.4.2 Meßergebnisse

Die Messungen werden an einem Aktor mit kleinem Stellweg (RE#2) durchgeführt. Die gemessene Haltekraft als Funktion des Stromes ist in Abb. 7.6 zu sehen. Gemessen wurde ohne Luftspalt und mit Luftspalt. Bei der Messung mit Luftspalt wurde eine Säule aus galvanisiertem Nickel mit einem Durchmesser von 10  $\mu\text{m}$  zwischen Anker und Kern gebracht. Aufgrund

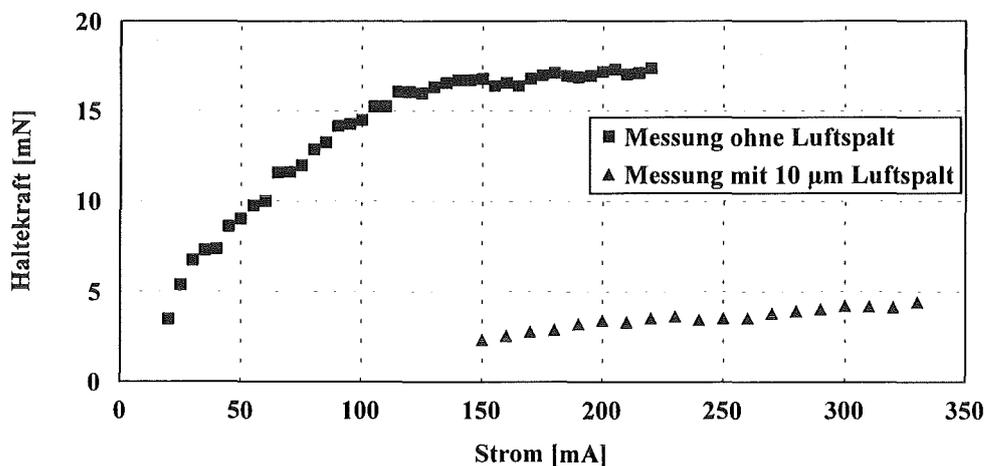


Abb. 7.6 Haltekraft als Funktion des Stromes (RE#2,  $h = 110$ ,  $N = 44$ )

der im Vergleich zur Luftspaltquerschnittsfläche sehr geringen Größe und der kleinen Permeabilität ist nur eine geringe Beeinflussung des magnetischen Feldes zu erwarten. Der Vorteil der Nickel-Säule im Vergleich zu PMMA-Strukturen ist, daß sie auch bei großen Strömen, wenn der Aktor sich erwärmt, nicht weich wird. Von großem Vorteil bei der Versuchsdurchführung ist es, daß die geringe Permeabilität der Nickel-Säule ausreicht, um das Verbleiben der Säule an Kern oder Anker auch beim Abreißen des Ankers vom Kern zu gewährleisten. Auf diese Weise muß die Nickel-Säule nur einmal zu Beginn des Versuches positioniert werden.

Aus der Haltekraft läßt sich durch Abzug der Federkraft die magnetische Kraft berechnen. Daraus kann mit Formel (3.10) die magnetische Flußdichte ermittelt werden. In Abb. 7.7 ist die magnetische Flußdichte als Funktion des Stromes aufgetragen. Die Flußdichte und damit die Haltekraft sinkt deutlich mit steigendem Luftspalt. Ohne Luftspalt ist die

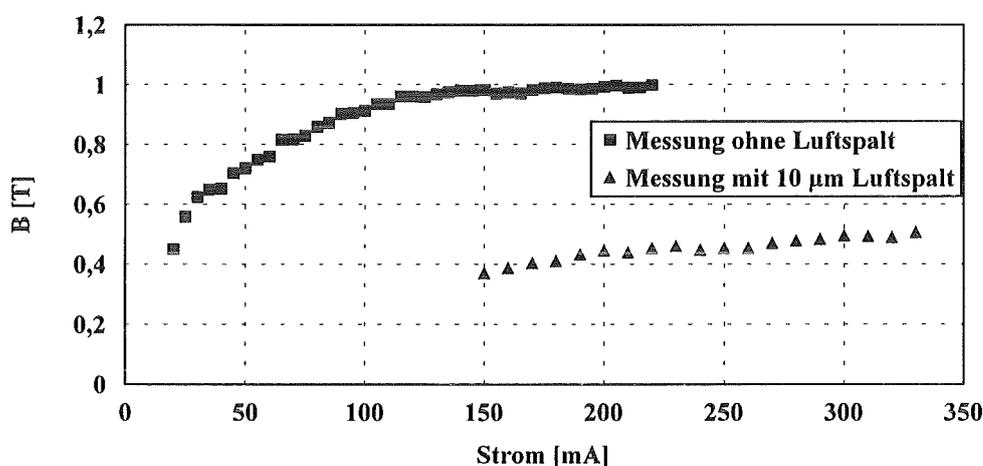


Abb. 7.7 Magnetische Flußdichte, ermittelt aus der Haltekraft, als Funktion des Stromes (RE#2,  $h = 110$ ,  $N = 44$ )

magnetische Sättigungsflußdichte schon bei rund 150 mA erreicht. Es ergibt sich eine magnetische Sättigungsflußdichte von 1,0 T, was bis auf einen Fehler von 10 % mit dem bei der Jochmethode ermittelten Wert übereinstimmt. Bei der Messung mit Luftspalt kann der zur Sättigungsflußdichte zugehörige Strom nicht mehr ermittelt werden, da es vorher zur thermischen Zerstörung des Aktors kommen würde. Die Messungen belegen, wie wichtig es zur Erreichung hoher Haltekraften ist, kleine Luftspalte zu realisieren. Der Strom, bei dem Sättigung eintritt, ist größer als nach Formel (1.4) erwartet. Das ist darauf zurückzuführen, daß bei diesem Aktor der magnetische Widerstand von Anker und Kern nicht vernachlässigbar ist.

Die gemessene Haltekraft von 17 mN kommt der geforderten Kraft von 20 mN recht nahe. Durch eine Vergrößerung der Querschnittsfläche von Anker und Kern kann die geforderte Haltekraft erreicht werden. Dies kann mit der Anhebung der Strukturhöhe von Anker und Kern erzielt werden ohne gleichzeitiges Anwachsen der lateralen Abmessungen.

## 7.5. Messung der Induktivität

Die Induktivität der magnetischen Aktoren ist für verschiedene Anwendungen von Interesse. Naheliegender ist z. B. die Verwendung der Herstellungstechnik für Treiberspulen. Denkbar ist auch eine Anwendung als Abstandssensor. Für ein Stellglied könnte die Induktivität zur Lageregelung eingesetzt werden.

Die Induktivität ist definiert als [Str86]

$$L = \frac{2W_m}{I^2} \quad (7.9)$$

Die magnetische Energie lässt sich angeben zu

$$W_m = \frac{1}{2} \mu_0 \mu_r H^2 V \quad (7.10)$$

Rechnerisch kann man die Gesamtinduktivität aufteilen in eine Teilinduktivität  $L_{Fe}$ , die der magnetischen Energie des Kerns und in eine zweite Teilinduktivität  $L_L$ , die der Luftspaltenergie zugeordnet wird.

$$L_{Fe} = \frac{\mu_0 \mu_r l_{Fe} N^2 \delta \frac{A_L^2}{A_{Fe}}}{\left( l_{Fe} \frac{A_L}{A_{Fe}} + 2\mu_r \delta \right)^2} \quad (7.11)$$

$$L_L = \frac{2\mu_0 \mu_r^2 N^2 \delta A_L}{\left( l_{Fe} \frac{A_L}{A_{Fe}} + 2\mu_r \delta \right)^2} \quad (7.12)$$

Meßtechnisch läßt sich nur die Gesamtinduktivität erfassen

$$\begin{aligned} L &= L_{Fe} + L_L \\ &= \frac{\mu_0 \mu_r N^2 A_L}{l_{Fe} \frac{A_L}{A_{Fe}} + 2\mu_r \delta} \end{aligned} \quad (7.13)$$

### 7.5.1 Meßaufbau

Zur Messung der Spuleninduktivität wird das Digital-RCL-Meter PM6303 der Firma Philips eingesetzt. Meßprinzip ist die Strom-/Spannungsmethode, bei der Prüflingsstrom und -spannung nach Betrag und Phase erfaßt und ausgewertet werden [Kok84]. Die Meßfrequenz ist 1 kHz. Die Auflösung beträgt 0,1  $\mu$ H.

Bei der Messung wird die Position des Ankers und damit der Luftspalt variiert. Die Position des Ankers wird mit Hilfe einer Mikrometerschraube eingestellt. Die Größe des Luftspaltes wird optisch detektiert.

### 7.5.2 Meßergebnisse

Die Meßergebnisse für ein Stellglied mit langem Stellweg sind in Abb. 7.8 aufgetragen. Die Induktivität wächst mit abnehmenden Luftspalt von 4,7  $\mu$ H bei einem Luftspalt von 190  $\mu$ m auf 8,8  $\mu$ H bei einem Luftspalt von 3  $\mu$ m. Zwischen den berechneten und den gemessenen Werten liegt eine fast konstante Differenz von etwa 5  $\mu$ H. Mögliche Ursachen dafür sind die

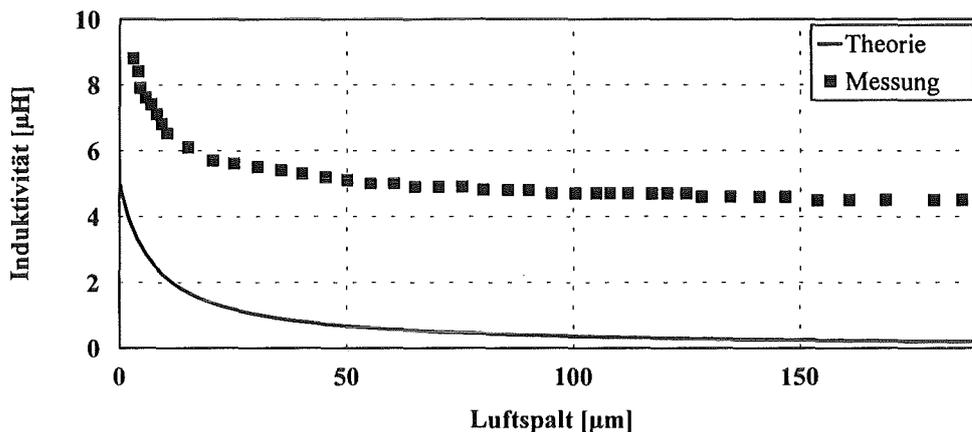


Abb. 7.8 Induktivität als Funktion des Luftspaltes (OS#2,  $h=128\mu\text{m}$ ,  $R=7,57\ \Omega$ ,  $N=40$ )

Zuleitungsinduktivität, die innere Induktivität der Spulenwindungen und Diskrepanzen aufgrund des Unterschiedes zwischen realem Aktor und theoretischem Modell.

Die sich ändernde Induktivität bietet eine weitere Möglichkeit, meßtechnisch auf die magnetische Kraft zu schließen. Es gilt nämlich

$$F_{\text{mag}} = \frac{1}{2} \frac{dL}{d\delta} I^2 \quad (7.14)$$

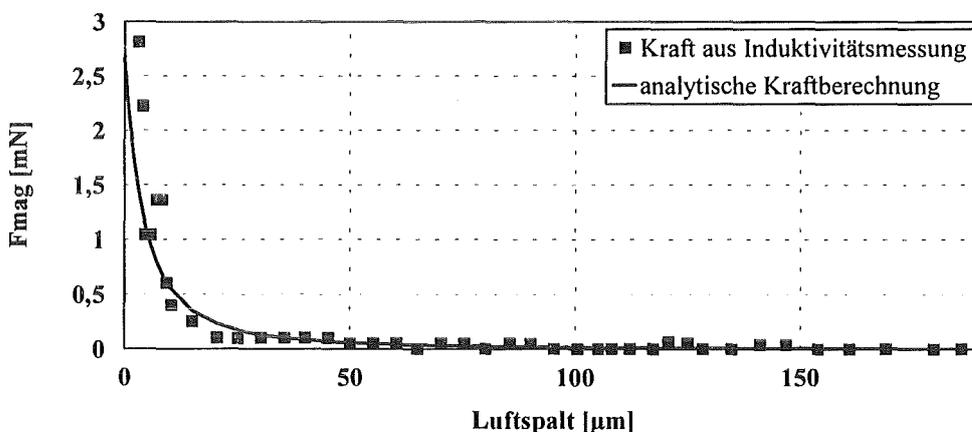


Abb. 7.9 Vergleich der aus der Induktivitätsmessung ermittelten Kraft mit der analytisch ohne Berücksichtigung von magnetischer Sättigung berechneten Kraft (OS#2,  $h=128\ \mu\text{m}$ ,  $N=40$ ,  $I=100\ \text{mA}$ )

In Abb. 7.9 wird die aus der Induktivitätsmessung ermittelte Kraft der analytisch berechneten Kraft gegenüber gestellt. Magnetische Sättigung wird nicht berücksichtigt. Es ergibt sich eine relativ gute Übereinstimmung. Da in die magnetische Kraft nur die Ableitung der Induktivität eingeht, fällt die konstante Differenz zwischen der gemessenen und berechneten Induktivität nicht ins Gewicht.

## 7.6 Zusammenfassung der Meßergebnisse

Mit den Messungen konnte eine grundlegende Charakterisierung der magnetischen Aktoren durchgeführt werden. Die Messungen weisen keinerlei Besonderheiten auf, die auf die miniaturisierte Ausführung der Aktoren zurückzuführen sind. Abweichungen zwischen den berech-

neten und gemessen Werten lassen sich durch die vereinfachende Beschreibung der Permeabilität als Materialkonstante erklären. Für kleine magnetische Feldstärken liefert diese Beschreibung gute Ergebnisse. Bei großen Feldstärken muß die Sättigung berücksichtigt werden.

Bei den Stellgliedern wird zum Zurücklegen des Stellweges von  $190\ \mu\text{m}$  ein Strom von  $170\ \text{mA}$  bzw. beim Stellglied mit Hebelübersetzung von  $55\ \text{mA}$  benötigt. Die Anforderungen bezüglich des Stellweges und der Substratfläche werden erfüllt.

Beim Aktor mit kleinem Stellweg wird eine maximale Haltekraft von  $17\ \text{mN}$  bei einem Strom von  $150\ \text{mA}$  erreicht. Begrenzt wird die magnetische Kraft durch die Sättigung und nicht durch den aufgrund der maximalen elektrischen Verlustleistung limitierten Strom. Zur Erhöhung der Kraft ist eine Reduzierung des magnetischen Widerstandes von Anker und Kern besonders für kleine Luftspalte effektiv. Dies kann durch die Erhöhung der Querschnittsfläche und die Reduzierung der Länge von Anker und Kern erreicht werden.

Alle Aktoren lassen sich mit Strömen unter  $200\ \text{mA}$  betreiben. Bei den Mikrospulen wurde ein ohmscher Widerstand von ungefähr  $10\ \Omega$  gemessen. Der Hauptteil des Widerstandes einer Windung entfällt auf die elektrische Leiterbahn. Die erforderliche Betriebsspannung liegt somit unter  $3\ \text{V}$ . Damit ist eine Verbindung der magnetischen Aktoren mit der Mikroelektronik leicht zu realisieren.

## 8. Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zum ersten Mal magnetische Linearaktoren mit dem Zwei-Schicht LIGA-Verfahren vollständig integriert hergestellt. Die wesentlichen Neuerungen gegenüber der LIGA-Opferschichttechnik sind, daß Strukturen aus zwei unterschiedlichen Materialien auf einem Substrat galvanisch aufgebaut werden und daß bei den Strukturen Geometrievariationen in der Höhe vorliegen und damit Brückenstrukturen erzeugt werden. Zur Analyse der Anwendungsmöglichkeiten wurden zwei Stellglieder mit Stellwegen bis 190 µm realisiert, davon eines mit Hebelübersetzung, sowie ein Aktor mit kurzem Stellweg aber großer Kraft von etwa 20 mN. Mit der Arbeit wird gezeigt, daß mit magnetischen Aktoren bei derzeit typischen Abmessungen größere Stellwege und Kräfte als bei elektrostatischen Aktoren erreichbar sind. Damit sind die magnetischen Aktoren für die Mikrotechnik besonders attraktiv.

Die Herausforderung bei der Herstellung der Aktoren besteht in der Erzeugung der Brückenstrukturen für die Spulenwindungen über dem bereits bestehenden Kern. Dazu wurde ausgehend von der LIGA-Opferschichttechnik das Zwei-Schicht LIGA-Verfahren entwickelt. Diese Herstellungstechnik arbeitet mit insgesamt fünf Ebenen, davon zwei Röntgentiefenlithographie-Ebenen, die Strukturen aus zwei unterschiedlichen Materialien auf einem Substrat ermöglichen, und mit drei weiteren Ebenen, die mit optischer Lithographie strukturiert werden. Dabei werden zwei optische Masken benötigt, um die elektrische Ebene und die Opferschicht zu strukturieren. Durch den dritten optischen Strukturierungsschritt wird die Galvanikstartfläche für die Verbindungsstege der Spulen auf dem PMMA erzeugt.

Um die Verbindungsstege durch Übergalvanisieren der Spulensäulen herstellen zu können, muß einerseits sichergestellt werden, daß die Galvanik sehr gleichmäßig wächst und andererseits, daß der Röntgenresist von den nachfolgenden Prozessschritten nicht angegriffen wird und sich keine Spannungsrisse bilden, die zu unerwünschten Galvanikstrukturen führen würden. Die gleichmäßige Galvanik konnte durch die Einführung von dielektrischen Blenden erreicht werden. Diese Maßnahme hat über den im Rahmen der Arbeit erarbeiteten Prozeß hinaus entscheidende Konsequenzen. Durch die Homogenisierung der Galvanikschichtdicke können Strukturen wesentlich höher galvanisiert werden, ohne daß es zu einem Überwachsen einzelner Strukturen kommt. Das führt zu einer wesentlich besseren Strukturhöhenausnutzung und damit insgesamt zu Strukturen mit größerer Höhe und größerem Aspektverhältnis bei sonst gleichen Prozeßparametern.

Im Rahmen der Arbeit wurde schwerpunktmäßig der Prozeß für die Herstellung magnetischer Aktoren auf der Basis der Röntgentiefenlithographie entwickelt, um ohne zusätzlichen Aufwand die Tauglichkeit des Konzeptes zu demonstrieren und testfähige Strukturen zu realisieren. Darüber hinaus wurde im Hinblick auf eine preiswerte, industrietaugliche Fertigung ein Konzept für die Abformung erarbeitet und dessen prinzipielle Eignung nachgewiesen.

Mit dem in der Arbeit entwickelten Verfahren sind über die magnetischen Aktoren hinaus weitere Strukturen realisierbar, die die Anwendungsmöglichkeiten der LIGA-Technik erweitern und durch die Möglichkeit der Abformung auch das Potential einer kostengünstigen Fertigung besitzen. Beide Fertigungsmethoden erlauben eine Batch-Fertigung, so daß kein Montageaufwand anfällt. Im Vergleich zur Siliziumtechnik und Dickschichtphotoresisttechnik sind mit LIGA-Mikrotechnik größere Strukturhöhen möglich. Da die mit den magnetischen Aktoren erzielbare Kraft linear mit der Strukturhöhe ansteigt, sind also größere Kräfte erreichbar. Das hohe Aspektverhältnis beim LIGA-Verfahren ermöglicht darüber hinaus die Fertigung schmaler Federn, an denen der Anker aufgehängt ist, so daß ein reibungsloser Antrieb mit geringer Rückstellkraft entsteht.

Für eine optimale Auslegung der Aktoren sind neben den anwendungsspezifischen Anforderungen die magnetischen Eigenschaften des galvanisierten Materials, die Luftspaltquerschnittsfläche sowie die Stromtragfähigkeit der Mikrospule von besonderer Bedeutung.

Im Rahmen der Arbeit wurde die für makroskopische Teile bekannte Jochmethode so adaptiert, daß B-H-Kurven von galvanisiertem Nickel und Permalloy gemessen werden konnten. Als guter Anhaltswert für die Permeabilität ergab sich für Nickel ein Wert von 12 und bei Permalloy von 400. Die Sättigungsflußdichte bei Nickel wurde zu 0,8 T und bei Permalloy zu 1,1 T bestimmt. Untersuchungen machten deutlich, daß eine Wärmebehandlung zwar die magnetischen Eigenschaften verbessert, aber gleichzeitig zur Zerstörung des Aktors führt. Angaben in der Literatur zeigen, daß die Sättigungsflußdichte bei größerem Eisenanteil höher ist. Eine Eisen-Nickel Legierung mit einem Anteil von 50 % Eisen hat eine Sättigungsflußdichte von 1,6 T. Damit würde sich die maximale Kraft gegenüber einem Aktor aus Permalloy etwa verdoppeln. Es wäre aus dieser Sicht wünschenswert, die Aktoren mit einer derartigen Legierung herzustellen. Auswirkungen auf die Permeabilität müssen noch untersucht werden.

Mit den aus den Messungen ermittelten Daten wurden Kraftberechnungen sowohl analytisch als auch mit FEM durchgeführt. Dabei ergab sich für große Permeabilitäten eine gute Übereinstimmung zwischen den analytischen und den FEM-Werten. Für kleine Permeabilitäten macht sich die Streuung des magnetischen Feldes stärker bemerkbar, so daß die analytischen Rechnungen ungenauer sind.

Ausgehend vom analytisch berechneten Ausdruck für die Kraft wurde in Bezug auf die Luftspaltquerschnittsfläche eine Kraftmaximierung vorgenommen. Fest vorgegeben wurden dabei die Querschnittsfläche des Kernes, die Länge von Anker und Kern sowie die magnetischer Durchflutung. Läßt man die magnetische Sättigung zunächst außer acht, so ist die optimale Luftspaltquerschnittsfläche proportional zum Luftspalt und auch proportional zur relativen Permeabilität. Wird für die nach dieser Regel bestimmten Luftspaltquerschnittsfläche keine Sättigung erreicht, so hat man bereits die optimale Luftspaltquerschnittsfläche gefunden. Tritt jedoch Sättigung auf, so muß die Luftspaltquerschnittsfläche so weit vergrößert werden, daß gerade keine Sättigung mehr vorliegt.

Ein wesentliches Designkriterium ist die Verlustleistung. Da die Mikrospule einen nicht zu vernachlässigenden Ohmschen Widerstand hat, ist der maximale Strom aufgrund der elektrischen Verlustleistung und der dadurch bedingten Erwärmung begrenzt. Abschätzungen zeigen, daß beim derzeitigen Aufbau der Mikrospule 90 % des Widerstandes einer Windung bei der elektrischen Leiterbahn auf dem Substrat anfällt, die im Vergleich zu den seitlichen Spulensäulen und den über dem Kern angebrachten Verbindungsstegen äußerst dünn ist. Da das Substrat die entstehende Wärme gut ableitet, ist die derzeit relativ hohe Verlustleistung für die Aktoren unkritisch. Für typische Abmessungen ergibt sich theoretisch eine maximale Dauerdurchflutung von 32 Aw bei einer Substratfläche von 20 mm<sup>2</sup>. Dies entspricht bei den in dieser Arbeit realisierten Aktoren einem Strom von 0,8 A.

Eine Erhöhung der Windungszahl führt unter Beibehaltung der Durchflutung nicht zu einer Reduzierung der Verlustleistung, da zwar auf gleicher Strecke mehr Spulenwindungen untergebracht werden, die mit geringerem Strom betrieben werden können, aber proportional zur Anzahl mehr Verlustleistung produziert wird. Dies bedeutet aber auch, daß die Windungsdichte nicht das entscheidende Optimierungskriterium darstellt.

Wesentlich für die Verringerung der Verlustleistung ist die Erhöhung der Dicke der Leiterbahn. Die einfachste Möglichkeit wäre, die Leiterbahnen in größerer Dicke aufzusputtern. Da die Unterätzungen aber mit der Dicke der zu strukturierenden Schicht wachsen, sind diesem Verfahren Grenzen gesetzt. Eine Alternative stellt das Galvanisieren der elektrischen Leiterbahn in einer Form aus Photoresist dar.

Mit Hilfe der bei den Voruntersuchungen erarbeiteten Ergebnisse wurden Designs für drei unterschiedliche Aktoren erstellt. Das magnetische Feld wird bei allen Aktoren parallel zum Substrat in Kern und Anker geführt, die aus einem ferromagnetischen Material bestehen. Um den Spulenkern sind je nach Aktor 38 bis 51 Windungen angeordnet. Durch diesen Aufbau wird die magnetische Energie im Luftspalt konzentriert, was im Vergleich zu Aktoren ohne Flußführung zu großen Kräften führt. Bei den beiden Stellgliedern wurde die Luftspalt-

querschnittsfläche so optimiert, daß bei gegebener Durchflutung der Wert für das Minimum der Gesamtverstärkung maximal wird. Beim Aktor mit kleinem Stellweg und großer Kraft wird die Luftspaltquerschnittsfläche für kleine Luftspalte optimiert, um große Haltekräfte zu ermöglichen.

Messungen mit den hergestellten Aktoren machen deutlich, daß galvanisiertes Nickel aufgrund seiner niedrigen Permeabilität zum Bau magnetischer Aktoren ungeeignet ist. Zum Betrieb sind so hohe Ströme notwendig, daß die elektrische Verlustleistung nicht mehr abgeführt werden kann. Aktoren aus Permalloy dagegen arbeiten mit Strömen unter 200 mA und Versorgungsspannungen unter 3 V. Sie sind somit sowohl als Stellglieder mit großem Stellweg als auch für Aktoren mit großer Kraft geeignet. Eine Verbindung zur Mikroelektronik ist leicht herzustellen. Bei den im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Stellgliedern werden Stellwege von 190  $\mu\text{m}$  bei einem Strom von 170 mA gemessen. Das Stellglied mit Hebelübersetzung benötigt für den gleichen Stellweg nur 55 mA. Durch die Hebelübersetzung ist der Ausgangsluftspalt bereits kleiner, was eine Erhöhung der Kraft zur Folge hat. Beim Aktor mit kleinem Stellweg werden Haltekräfte von 17 mN bei einem Strom von 150 mA erreicht. Die Begrenzung der Kraft erfolgt durch die magnetische Sättigung.

Die Funktionsweise eines solchen Aktors als Relais wurde nachgewiesen. Der Kontaktwiderstand liegt zwischen 100 und 500  $\Omega$ . Die Schaltverzögerung beträgt 0,4 ms. Für den Einsatz als Relais sind diese Kontaktwiderstände noch zu groß. Daher muß für diese Anwendung vor allem darüber nachgedacht werden, wie die Kontaktflächen veredelt werden können. Hier bietet die stromlose Abscheidung von Gold eine Ansatzmöglichkeit. Ebenso ist die Verminderung der Schaltzeit von Vorteil, was jedoch durch die Reduzierung der Ankermasse in einem entsprechenden Design erreicht werden kann.

Neben den hier bereits diskutierten Anwendungsmöglichkeiten wie Stellglied (z. B. für eine Ventilplatte oder ein Spiegelement) und Mikrorelais sind grundsätzlich auch Anwendungen im Sensorbereich oder auch eine Kombination aus Sensor und Aktor für ein Stellglied, bei dem die Lage des Ankers detektiert wird, denkbar. Dafür wäre allerdings eine Erhöhung der Windungsdichte wünschenswert, um die Induktivität der Spule zu erhöhen. Hierfür muß die Justiergenauigkeit des Prozesses erhöht und der Herstellungsprozeß so modifiziert werden, daß beim galvanischen Aufbau der Brückenstrukturen eine Resistform für die Verbindungsstege vorhanden ist.

Mit diesen Ergebnissen wurde gezeigt, daß das elektromagnetische Antriebsprinzip auch für die Mikrotechnik attraktiv ist. Für eine Überführung der elektromagnetischen Mikroaktoren in Anwendungen wurden in dieser Arbeit die technologischen Grundlagen gelegt. Eine Beurteilung, ob bestimmte Spezifikationen erfüllbar sind, ist mit den gewonnen Erkenntnissen möglich.

## Literatur

- [Ahn93] C. H. Ahn, Y. J. Kin, M. G. Allen  
A planar variable reluctance magnetic micromotor with fully integrated stators and wrapped coils  
Proc. Micro Electro Mechanical Systems (Fort Lauderdale, USA) .pp. 1-6
- [Ans89] Ansys User's Manual Revision 5.0  
Swanson Analysis System Inc., Houston PA, USA (1992)
- [Bec85] E. W. Becker, W. Ehrfeld, P. Hagmann, A. Mahner, D. Münchmeyer  
Herstellung von Mikrostrukturen mit großem Aspektverhältnis und großer Strukturhöhe durch Röntgentiefenlithographie mit Synchrotronstrahlung, Galvanoformung und Kunststoffabformung (LIGA-Verfahren)  
KfK-Bericht 3995, Kernforschungszentrum Karlsruhe 1985
- [Bot95] A. Both  
Herstellung beweglicher LIGA-Mikrostrukturen durch positionierte Abformung  
Dissertation, Universität Karlsruhe, 1995
- [Bro85] I. N. Bronstein, K. A. Semendjajew  
Taschenbuch der Mathematik  
Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig 1985
- [Bur91] C. Burbaum, J. Mohr  
Herstellung von mikromechanischen Beschleunigungssensoren in LIGA-Technik  
Dissertation, Universität Karlsruhe 1991
- [Dob84] P. Dobrinski, G. Krakau, A. Vogel  
Physik für Ingenieure  
Teubner Verlag, 6. Aufl. Stuttgart 1984
- [Dub90] Dubbel  
Taschenbuch für den Maschinenbau  
Springer-Verlag, 17. Aufl. Berlin-Heidelberg-New York
- [Fis76] J. Fischer  
Elektrodynamik  
Springer Verlag, Berlin-Heidelberg-New York 1976
- [Fei93] K. Feit, unveröffentlichter Bericht  
Kernforschungszentrum Karlsruhe 1993
- [Fri95] U. Fritz  
Untersuchungen zu einem bistabilen Relais mit Permanentmagneten in Mikrotechnik  
Diplomarbeit, Universität Karlsruhe 1995

- 
- [Ger59] L. H. Germer  
Electrical Breakdown between Close Electrodes in Air  
Jour. Appl. Phys. 30/1, 1959, p. 46-51
- [Ger82] Gerthsen, Kneser, Vogel  
Physik  
Springer-Verlag, 14. Aufl. Berlin-Heidelberg-New York 1982
- [Gme54] Gmelins Handbuch der Anorganischen Chemie  
Verlag von Carl Winter's Universitätsbuchhandlung, 8. Aufl. Heidelberg 1954
- [Goo91] Goodfellow  
Metalle und Materialien für Forschung und Industrie  
Katalog 1991
- [Guc91] H. Guckel, K.J. Skrobis, T.R. Christenson, J. Klein, S. Han, B. Choi, E.G. Lovell, T.W. Chapman  
Fabrication and testing of the planar magnetic micromotor  
Journal of Micromechanics and Microengineering (Sept. 1991) vol.1, no.3, p.135-8
- [Guc93] H. Guckel, T.R. Christenson, K.J. Skrobis, T.S. Jung, J. Klein, K.V. Hartojo, I. Widjaja  
A first functional current excited planar rotational magnetic micromotor  
Proc. Micro Electro Mechanical Systems (Fort Lauderdale, USA, 1993), pp. 7-11
- [Hec95] M. Hecke  
Persönliche Mitteilung
- [Hüt89] Hütte  
Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften  
Springer-Verlag, 29. Aufl. Berlin-Heidelberg-New York 1989
- [Jan92] H. Janocha  
Aktoren  
Springer-Verlag, 1. Aufl. Berlin-Heidelberg-New York 1992
- [Kam89] K. D. Kammeyer, K.Kroschel  
Digitale Signalverarbeitung  
Teubner Verlag, Stuttgart 1989
- [Kei84] A. Keil, W. A. Merl, E.Vinaricky  
Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe,  
Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-NewYork-Tokyo 1984
- [Kiw94] J. Kiwitt, K. Bade, B. Krevet, B. Rogge  
Untersuchungen zum Einfluß dielektrischer Blenden bei der galvanischen Abscheidung von Mikrostrukturen  
Diplomarbeit, Universität Karlsruhe 1994

- [Koc91] J. Koch, K. Ruschmeyer  
Permanentmagnete I  
Verlag Boysen + Maasch, 3. Aufl., Hamburg 1991
- [Koh85] F. Kohlrausch  
Praktische Physik  
Teubner Verlag, 23. Aufl., Stuttgart 1985
- [Koh93] M. Kohl, J. Mohr, unveröffentlichter Bericht  
Kernforschungszentrum Karlsruhe 1993
- [Kok84] C. Koken  
RCL-Meter mit selbsttätiger grafischer und numerischer Anzeige  
Elektronikpraxis, Nr. 11, November/Dezember 1984
- [Liv88] B. G. Livschitz  
Physikalische Eigenschaften der Metalle und Legierungen  
Verlag für Grundstoffindustrie, VEB Leipzig 1988
- [Löc78] E. Löchner  
Relais für Hobbyelektroniker  
Franckh'sche Verlagshandlung, 1. Aufl. Stuttgart 1978
- [Men93] Mikrosystemtechnik für Ingenieure  
W. Menz, P. Bley  
VCH Verlag, 1. Aufl. Weinheim-New York-Basel-Cambridge 1993
- [Mic93] L. Michalowsky  
Magnettechnik  
Fachbuchverlag, Leipzig, 1993
- [Moh88] J. Mohr, W. Ehrfeld, D. Münchmeyer  
Analyse der Defektursachen und der Genauigkeit der Strukturübertragung bei der  
Röntgentiefenlithographie mit Synchrotronstrahlung  
KfK-Bericht 4414, Kernforschungszentrum Karlsruhe 1988
- [Moh91] J. Mohr, P. Bley, C. Burbaum, W. Menz, U. Wallrabe  
Fabrication of microsensor and microactuator elements by the LIGA-process  
International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, TRANSUDCERS '91,  
New York, USA, 1991, pp. 607-609
- [Moh95] G. Mohn  
Haftungsuntersuchungen an Mikrostrukturen auf unterschiedlichen Metallschichten  
unter variierendem Haftvermittlergehalt  
Studienarbeit, Universität Karlsruhe 1995
- [Rei94] H. Reineke  
Persönliche Mitteilung

- 
- [Rog95] B. Rogge, J. Schulz, J. Mohr, A. Thommes, W. Menz  
Fully Batch Fabricated Magnetic Microactuators Using a two Layer LIGA-Process  
TRANSDUCER '95, Stockholm, Schweden, 1995, pp. 320-323
- [Sed86] H. Schedele, J. Schweiger, H. Tamm  
Das Miniaturrelais P1, ein Relais hoher Sensitivität bei kleinsten Abmessungen  
Siemens Components, 4, 1986, 137-142
- [Sot93] C. Schott, J. Mohr, M. Strohrmann  
Untersuchung elektromagnetischer Aktorprinzipien für Mikrostrukturen in LIGA-  
Technik  
Diplomarbeit, Universität Karlsruhe 1993
- [Str86] G. Strassacker  
Rotation, Divergenz und das Drumherum  
Teubner Verlag, Stuttgart 1986
- [Str95] M. Strohrmann, J. Mohr, J. Schulz  
Intelligentes Mikrosystem zur Messung von Beschleunigungen basierend auf LIGA-  
Mikromechanik  
FZKA-Bericht 5561, Forschungszentrum Karlsruhe 1995
- [Sul93] J. Schulz  
Konzepte für ein bistabiles Mikrorelais in LIGA-Technik  
IMT-Bericht Nr. 110/45, Kernforschungszentrum Karlsruhe 1993
- [Tan89] W. C. Tang, T.C. H. Nguyen, R. T. Howe  
Laterally Driven Polysilicon Resonant Microstructures  
Proc. Micro Electro Mechanical Systems (Salt Lake City, USA, 1989, pp. 53-59
- [Tie86] Halbleiter-Schaltungstechnik  
U. Tietze, Ch. Schenk  
Springer-Verlag, 8. Aufl., Berlin 1986
- [Tho95] A. Thommes, W. Stark, W. Bacher  
Die galvanische Abscheidung von Eisen-Nickel in LIGA-Mikrostrukturen  
Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe, 1995
- [Tri89] W. N. S. Trimmer  
Microrobots and Micromechanical Systems  
Sensors and Actuators, 19, 1989, pp. 267-287
- [Wag92] B. Wagner, M. Kreutzer, W. Benecke  
Linear and Rotational Magnetic Micromotors Fabricated Using Silicon Technology  
Proc. Micro Electro Mechanical Systems (Travemünde, Germany, 1992), pp. 183-  
189
- [Wal92] U. Wallrabe  
Entwicklung, Optimierung und Test von elektrostatischen Mikromotoren nach dem  
LIGA-Verfahren  
Dissertation, Universität Karlsruhe 1992