

Entwurf und Fertigung eines linearen elektromagnetischen Mikromotors nach dem Synchronprinzip

Von dem Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

Dr.-Ing.

genehmigte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Martin Föhse

geboren am 26.10.1970, in Berlin

2005

Referent: Prof. Dr.-Ing. Hans-Heinrich Gatzert

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Hans-Dieter Stölting

Tag der Promotion: 18. März 2005

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mikrotechnologie (imt) der Universität Hannover, Fachbereich Maschinenbau. Die Untersuchungen wurden zu großen Teilen von der Deutschen Forschungsgesellschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches 516 finanziell unterstützt. Dieser Forschungseinrichtung habe ich daher im vollem Umfang für die Bereitstellung der erforderlichen Geldmittel zu danken. Ich hoffe, dass die hier vorgestellten Untersuchungsergebnisse das mir gezeigte Vertrauen der DFG rechtfertigen können.

Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-H. Gatzen, dem Leiter des imt, gilt mein besonderer Dank für die vertrauensvolle und wohlwollende Unterstützung, die ich während meiner Tätigkeit am Institut erfahren habe. Auch alle anderen Mitarbeiter des Institutes standen mir jederzeit mit wissenschaftlichem Rat und bereitwilliger Hilfestellung zur Seite. Darüber hinaus entwickelte sich, initiiert durch den genannten Sonderforschungsbereich, eine äußerst fruchtbare Zusammenarbeit mit dem Institut für Antriebstechnik und Leistungselektronik (IAL) des Fachbereiches Elektrotechnik der Universität Hannover. Insbesondere danke ich meinem Projektpartner, Herrn Jens Edler für die mir entgegengebrachte Geduld und intensive Hilfestellung bei der elektromagnetischen Auslegung des Motors.

Außerdem möchte ich der Fa. Sumitomo (Japan) für die großzügige, kostenlose Bereitstellung weichmagnetischer Ferritmaterialien danken. Auch die Fa. Vacuumschmelze (Hanau, Deutschland) stellte bereitwillig und unbürokratisch Versuchsmaterialien für Permanentmagnete sowie eine spezielle weichmagnetische Legierung zur Verfügung. Zudem fand sich die Fa. Vacuumschmelze bereit, auch durch Beratungsgespräche und kostenlose, schnelle Dienstleistungen zum Gelingen dieser Arbeit beizutragen.

Schließlich danke ich allen, die diese Arbeit Korrektur gelesen haben, woraus zahlreiche, fruchtbare Verbesserungsvorschläge resultierten. Hierbei sind vor allem mein Vater, Joachim Föhse, sowie Frau Dr. Lakenbrink hervorzuheben, die bei der sachlichen und fachlichen Durchsicht niemals die Geduld verloren haben. Ohne all diese Hilfen wäre die Durchführung der hier vorgestellten Untersuchungen nicht möglich gewesen.

Hannover, im Dezember 2004

Martin Föhse

Abstract

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein linearer Mikromotor nach dem Synchronprinzip entworfen und gefertigt sowie messtechnisch untersucht. Der Motor besteht aus einem Ständer mit dünnfilmtechnisch hergestellten Erregerspulen und einem Läufer mit Hartmagneten. Beim Läufer werden zwei unterschiedliche Aufbauvarianten untersucht: Eine Version besteht aus mikromechanisch profiliertem weichmagnetischem Ferrit mit eingeklebten hartmagnetischen Folien. Die andere Variante nutzt auch beim Aufbau der Hartmagneten im Läufer dünnfilmtechnische Fertigungstechniken. Wie die Untersuchungen zur Auslegung dieser verschiedenen Läufervarianten zeigen, wirken die jeweiligen Daten der Permanentmagneten auch erheblich auf die Dimensionierung der magnetischen Flussführung sowohl im Läufer als auch im Ständer zurück.

Als Fertigungstechniken kommt zu Strukturierungs- und Isolierungszwecken die Photolithographie mit verschiedenen Resisten zum Einsatz. Für die Erzeugung der Funktionsstrukturen aus leitenden bzw. magnetischen Materialien dient die galvanische Abscheidung sowie die Kathodenzerstäubung. Ergänzt werden diese dünnfilmtechnischen Technologien durch nasschemisches und Ionenstrahlätzen. Um homogene Schichtdicken zu erhalten, werden die Motorkomponenten auf den jeweiligen Substraten mit chemisch-mechanischem Polieren (CMP) bearbeitet.

Um eine reibungsarme Führung des linearen Läufers und einen sicheren Vorschub des Antriebes zu gewährleisten, wird eine eigens entwickelte lineare Kugelführung verwendet. Zur Herstellung der Nuten im Substrat sowie für die Vereinzelung der Motorkomponenten wird daher mechanisches Profil- bzw. Trennschleifen eingesetzt. Schließlich müssen die hartmagnetischen Strukturen definiert aufmagnetisiert werden. Die Berechnung, Konstruktion und Herstellung dieser Vorrichtung mit speziellen magnetischen Eigenschaften ist ebenfalls Gegenstand dieser Arbeit.

Die hergestellten Synchronmotoren werden abschließend zunächst in elektrischer Hinsicht messtechnisch charakterisiert. Die auf diese Weise ermittelten Daten dienen der Festlegung des Betriebspunktes sowie der zulässigen Belastbarkeit. Anschließend sind die mechanischen Eigenschaften der Motoren, wie Vorschubkräfte, Dynamik und Genauigkeiten bei der Positionierung Gegenstand der Untersuchung. Die flexible Führung ermöglicht schließlich auch den Aufbau eines in zwei Dimensionen beweglichen Motors. Dieser wird durch einen Aufbau aus mehreren einfacheren Motorkomponenten ermöglicht.

Schlagnworte: Linearer Synchronmotor, Dünnfilmtechnik, lineare Mikrokugelführung

Abstract

This work deals with the design, fabrication, and characterization of a linear synchronous micromotor. The motor consists of a stator with an excitation coil system fabricated in thin film technology and a traveler with permanent magnets. For the traveler two prototypes were investigated: One version distinguished itself by a soft magnetic ferrite substrate profiled by a micromechanical process and hybrid bonded hard magnetic foils. The other prototype of traveler utilized thin film technology even for the hard magnetic material. The two investigated hard magnetic materials had very different characteristics. This issue had to be taken into account in designing the complete magnetic circuit.

For structuring and insulation the coil system and magnetic yoke photolithography with different resists was utilized. The functional motor elements were deposited by electroplating and sputter deposition. These thin film technologies were supplemented by wet chemical as well as ion beam etching. To realize homogenous layer thickness the substrates with embedded metal structures were planarized by chemical mechanical polishing (CMP).

To allow for a low frictional guiding of the linear traveler a special designed linear bearing with micron size ruby balls deposited in micromachined V-shaped grooves was utilized. For creating these grooves in the substrates as well as for dicing the systems a high precision mechanical dicing process was utilized. Finally, the hard magnetic layers had to be magnetized in a certain way. The calculation, design, and fabrication of this specific set up are also described in the following.

The fabricated prototypes were electrically and mechanically characterized. These data served for determining usable values of exciting voltage and current as well as to define the maximum possible power consumption without damaging. Furthermore, the mechanical properties like driving force, dynamic behavior, and positioning accuracy were investigated. Finally, the flexible bearing system allowed for building up a two dimensional motor set up.

Key words: linear synchronous motor, thin film technology, linear micro ball bearing

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	8
1 Einleitung.....	12
2 Stand der Technik	14
2.1 Einführung	14
2.2 Thermische Mikroaktoren	15
2.2.1 Mikroaktoren mit Dehnstoffelementen.....	15
2.2.2 Mikroaktoren mit Antrieben aus Formgedächtnislegierungen.....	16
2.2.3 Mikroverbrennungsmotoren	17
2.3 Elektrische Mikroaktoren.....	18
2.3.1 Elektrostatische Mikroaktoren	18
2.3.2 Piezoelektrische Mikroaktoren	22
2.4 Magnetische Mikroaktoren	25
2.4.1 Magnetostriktive Mikroaktoren	25
2.4.2 Elektromagnetische Mikroaktoren	26
2.4.3 Technologien und Werkstoffe elektromagnetischer Mikroaktoren	31
2.4.4 Erzeugung von Permanentmagneten.....	41
2.5 Vergleich konkurrierender Wirkprinzipien.....	42
3 Synchronmotoren	46
3.1 Prinzip und Bauformen von Synchronmotoren.....	46
3.2 Umsetzung von linearen Synchronmotoren	48
4 Aufgabenstellung und Zielsetzung	53
5 Vorgehensweise	54
5.1 Entwurf und Konstruktion des Synchronmotors	54
5.1.1 Konzeptioneller Entwurf.....	54
5.1.2 Abgleich mit Fertigungstechniken	54
5.1.3 Berechnung und Optimierung	55
5.2 Fertigungstechnische Umsetzung.....	56
5.3 Messtechnische Charakterisierung	57
6 Versuchstechnik.....	59
6.1 Photolithographie.....	59
6.2 Beschichtungs- und Ätzverfahren	61
6.2.1 Kathodenzerstäubung.....	61
6.2.2 Galvanische Schichtabscheidung	61
6.2.3 Ionenstrahlätzen, nasschemisches Ätzen	63
6.3 Mechanische und chemisch-mechanische Verfahren	64
6.3.1 Chemisch-mechanisches Polieren	64
6.3.2 Trenn- und Profilschleifen	64
6.4 Messtechnik.....	65
6.4.1 Schichtcharakterisierung.....	65
6.4.2 Motoranalyse	67
7 Entwurf des Antriebsteils	69
7.1 Motorkonzept.....	69
7.2 Auslegung des Motors	71
7.2.1 Verwendete magnetische Materialien	71
7.2.2 Berechnung des Magnetkreises.....	72
7.2.3 Abschätzung der erzielbaren Vorschubkraft.....	73
7.3 Komponentenentwurf und Berechnung.....	74
7.3.1 Spulensystem	75
7.3.2 Magnetkreis mit diskreten Hartmagneten	77
7.3.3 Magnetkreis mit Dünnschicht-Hartmagneten	79
7.4 Gesamtaufbau des Motors.....	83
7.4.1 Lineares Kugellager.....	83
7.4.2 Linearer Motor	85

7.4.3	Mehrkoordinatenantrieb	87
8	Fertigung des Synchronmotors	89
8.1	Prozessentwicklung und Schaffung von Fertigungseinrichtungen.....	89
8.1.1	Nickel-Eisen-Galvanik.....	89
8.1.2	Entwicklung der Aufmagnetisierungsvorrichtung.....	94
8.2	Fertigung des Mikromotors mit hybridem Hartmagneten (hybrid gefertigter Motor)....	99
8.2.1	Ständer des hybrid gefertigten Motors	99
8.2.2	Läufer des hybrid gefertigten Motors.....	102
8.3	Fertigung des Mikromotors mit Dünnschicht-Hartmagneten (Dünnschichttechnisch gefertigter Motor)	103
8.3.1	Ständer des dünnschichttechnisch gefertigten Motors.....	103
8.3.2	Läufer des dünnschichttechnisch gefertigten Motors	105
8.3.3	Gesamtmontage des dünnschichttechnisch gefertigten Motors.....	106
8.4	Fertigung des mehrdimensional beweglichen Motors	107
9	Messtechnische Untersuchungen.....	109
9.1	Elektrische Messungen.....	109
9.1.1	Motorimpedanz.....	109
9.1.2	Erwärmung des Antriebsteils	112
9.1.3	Belastbarkeit der Spulensysteme.....	114
9.2	Kraftmessungen	116
9.2.1	Vermessung der Vorschubkraft.....	116
9.2.2	Vergleich zur Berechnung.....	117
9.3	Dynamisches Verhalten	119
9.3.1	Motorleistung und Effektivität.....	119
9.3.2	Schwingung des Läufers.....	120
9.4	Untersuchung des Synchronmotors für Positionieraufgaben.....	122
10	Schlussfolgerung und Ausblick	125
10.1	Umsetzung.....	125
10.2	Erzielte Ergebnisse	126
10.3	Weitere Ausbaumöglichkeiten des Motors	126
11	Zusammenfassung	128
12	Literatur	130
13	Anhang	145
13.1	Elektronische Schaltungen.....	145
13.2	Programm zur Motoransteuerung im Schrittbetrieb	146

Formelzeichen und Abkürzungen

Kürzel	Bezeichnung	Einheit
A	Arbeitspunkt	-
A	Fläche	[m ²]
a	Beschleunigung	[m/s ²]
AC	Wechselstrom	
A_E	Elektrodenfläche	[m ²]
A_m	Geometrische Fläche des magnetischen Widerstandes	[m ²]
AMV	Aufmagnetisierungsvorrichtung	
At-%	Atomarer Prozentanteil	
B	Magnetische Flussdichte	[T]
\vec{B}	Vektorielle magnetische Flussdichte	[T]
b	Breite	[m]
BH_{max}	BH -Produkt, maximale Energiedichte	[J/m ³]
b_L	Leiterbreite	[m]
B_{mag}	Magnetische Flussdichte bei Magnetisierungsvorrichtung	[T]
b_{min}	Auflösung, Spaltbreite	[m]
B_r	Remanente Flussdichte	[T]
B_s	Sättigungsflussdichte	[T]
c	Federkonstante (umgerechnet)	[mV/mN]
CAD	Computer Aided Design	
CMP	Chemisch-mechanisches Polieren	
c_T	Wärmekapazität	[kJ/kg · K]
D	Leiterdicke	[m]
d	Dichte	[kg/m ³]
DC	Gleichstrom	
EDX	Elektron Dispersive X-Ray (dispersive Röntgenspektrometr.)	
\vec{F}	Vektorielle Kraft	[N]
f_1	Betriebsfrequenz	[Hz]
F_e	Elektrostatische Kraft	[N]
FEM	Finite Element Meshing	
F_N	Normalkraft	[N]
f_{Pad}	Paddelfrequenz	[Hz]

F_R	Reibkraft	[N]
F_{res}	Resultierende Vorschubkraft	[N]
F_x	Vorschubkraft des Antriebes	[N]
G	Gewichtskraft	[N]
H	Magnetische Feldstärke	[A/m]
h	Überstand der Kugel	[m]
HAR	High Aspect Ratio	
H_c	Koerzitivfeldstärke	[A/m]
H_{mag}	Magnetische Feldstärke der Magnetisierungsvorrichtung	[A/m]
I	Strom	[A]
IBE	Ion Beam Etching (Ionenstrahlätzen)	
I_{fwd}	Mittlerer Vorwärtsstrom (Pulsstrom-Galvanik)	[A]
I_{max}	Zulässiger Dauerstrom (Pulsstrom-Galvanik)	[A]
I_{rev}	Mittlerer Rückwärtsstrom (Pulsstrom-Galvanik)	[A]
\hat{I}_{fwd}	Spitzen-Vorwärtsstrom (Pulsstrom-Galvanik)	[A]
\hat{I}_{rev}	Spitzen-Rückwärtsstrom (Pulsstrom-Galvanik)	[A]
ΔI	Stromdifferenz in zwei Ständersträngen	[A]
KFZ	Kraftfahrzeug	
L	Induktivität	[H]
ℓ_m	Geometrische Länge des magnetischen Widerstandes	[m]
ℓ_L	Luftspaltlänge	[m]
ℓ	Leiterlänge	[m]
$\vec{\ell}$	Vektorielle Leiterlänge	[m]
LIGA	Lithographie, Galvanik und Abformung	
m	Masse	[kg]
MJA	Maskenjustier- und Belichtungsanlage	
m_L	Läufermasse	[kg]
MST	Mikrosystemtechnik	
n_s	Synchrone Drehzahl	[1/s]
p	Polzahl	-
PLD	Pulsed Laser Deposition	
PM	Permanentmagnet	
P_{mech}	Mechanische Leistung	[W]

PMMA	Polymethylmethacrylat („Plexiglas“)	
P_V	Verlustleistung	[W]
$P_{V,max}$	Zulässige Verlustleistung	[W]
R	Ohmscher Widerstand	[Ω]
r	Kugelradius	[m]
R_0	Ohmscher Widerstand bei Bezugstemperatur	[Ω]
R_{err}	Elektrischer Widerstand bei Magnetisierungsvorrichtung	[Ω]
R_L	Magnetischer Widerstand des Luftspaltes	[A/T · m ²]
R_m	Magnetischer Widerstand	[A/T · m ²]
$R_{m,ges}$	Gesamter magnetischer Widerstand	[A/T · m ²]
$R_{m,x}$	Magnetischer Widerstand des Jochabschnittes x	[A/T · m ²]
R_w	Wärmeübergangswiderstand	[K/W]
S	Stromdichte	[A/m ²]
s	Weg	[m]
SMA	Shape Memory Alloy (Formgedächtnislegierung)	
t	Eintauchtiefe der Kugel	[m]
t	Zeit	[s]
T_{fwd}	Vorwärts-Pulsdauer (Pulsstrom-Galvanik)	[s]
T_{rev}	Rückwärts-Pulsdauer (Pulsstrom-Galvanik)	[s]
ΔT	Temperaturdifferenz	[K]
U	Spannung	[V]
UV	Ultraviolett	
v	Geschwindigkeit	[m/s]
VSM	Vibrating Sample Magnetometer (Vibrations-Magnetometer)	
w	Windungszahl	-
W_{el}	Elektrische Energie	[J]
W_{kin}	Kinetische Energie	[J]
W_{max}	Zulässige Verlustenergie	[J]
x	Koordinate in Verfahrrichtung des Motors	[m]
z	Resistdicke	[m]
α	Winkel	[°]
α	Temperaturkoeffizient des Widerstandes	[1/K]
δ_E	Elektrodenabstand	[m]
ε_0	Dielektrizitätskonstante (Vakuum), elektrische Feldkonstante	[F/m]

ε_r	Relative Dielektrizitätskonstante	-
ϕ	Magnetischer Fluss	[T · m ²]
λ	Wellenlänge	[m]
μ	Reibkoeffizient	-
μ_0	Magnetische Permeabilität (Vakuum), magn. Feldkonstante	[N/A ²]
μ_M	Relative Permeabilität des Permanentmagneten	-
μ_r	Relative Permeabilität	-
η	Wirkungsgrad, Effizienz	[%]
θ_{ges}	Gesamtdurchflutung	[A]
θ_M	“Durchflutung”, durch Hartmagnete verursacht	[A]
θ_{Sp}	Durchflutung, durch Spule verursacht	[A]
ρ	Spezifischer Widerstand	[Ω · m]
ϑ_{Bad}	Elektrolyt-Badtemperatur	[°C]

1 Einleitung

Während die Mikrotechnik auf dem Gebiet von Sensoren bereits einen Markt erschlossen hat, kommen Mikroaktoren bislang nur in wenigen Applikationen zum Einsatz. Ein vielversprechender Ansatz für die Verwirklichung von in Mikrotechnik gefertigten Mikromotoren ist die Anwendung des elektromagnetischen Wirkprinzips. Dieses zeichnet sich durch vielfältige Gestaltungsmöglichkeiten der Motoren bei hohen Kräften und guter Dynamik aus. Darüber hinaus können aus dem Elektromaschinenbau bewährte Konzepte und Entwicklungsverfahren auch auf die Mikromotoren angewendet werden.

Oftmals erfordern die Anwendungen von motorischen Antrieben eine Positionierung entlang einer oder mehrerer linearer Achsen. Für derartige Anforderungen setzen sich im makroskopischen Elektromaschinenbau zunehmend lineare Direktantriebe durch. Diese erweisen sich meist wegen des Verzichts auf zusätzliche Getriebe als weniger verschleißanfällig und dynamischer als herkömmliche Linearantriebe. Gerade bei Mikromotoren kommen diese bekannten Vorteile wegen der hier verstärkt wirkenden Reibeffekte noch stärker zum Tragen.

Allerdings weisen elektromagnetische Linearantriebe prinzipbedingt Normalkräfte auf, die meist deutlich höher sind als die erwünschten Vorschubkräfte in der Verfahrrichtung des Motors. Besonderes Augenmerk wird daher auf ein günstiges Verhältnis zwischen Vorschub- und Normalkraft gelegt. Für den Betrieb derartiger Motoren ist eine leistungsfähige Linearführung mit geringen Reibbeiwerten nötig. Anderenfalls würde eine Bewegung des Motors verhindert werden. Im vorliegenden Fall wird eine Lösung mit in profilgeschnittenen V-Nuten gelagerten Rubinkugeln verwirklicht.

Unter den vielfältigen Varianten des elektromagnetischen Wirkprinzips eignet sich das Synchronprinzip besonders für die Umsetzung in Mikrotechnik. Durch die Verwendung von Hartmagneten wird eine hohe Leistungsdichte bei dennoch akzeptabler Verlustleistung und Erwärmung erreicht. Gleichzeitig ermöglicht die gezielte Ansteuerung der Erregerspulen eine exakte Positionierung des Motors oft auch ohne aufwändige Ansteuerelektronik. Von diesem Konzept ausgehend, werden verschiedene Motorvarianten untersucht, die sich in erster Linie in den verwendeten Hartmagnetmaterialien unterscheiden.

Für die Fertigung der Erregerspulen werden bewährte mikrotechnische Verfahren wie Photolithographie, Galvanik und chemisch-mechanisches Polieren angewandt. Bei den im Läufer angeordneten Hartmagneten kommen sowohl hybride Montagetechniken als auch dünnfilmtechnische Verfahren zum Einsatz. Für die aus dünnfilmtechnischen Hartmagneten bestehenden Läufervariante wird eine eigens entwickelte Aufmagnetisierungs Vorrichtung zur Erzeugung der hartmagnetischen Pole verwendet. Mit Hilfe dieser Vorrichtung können auf räumlich eng begrenztem

Raum die zur Aufmagnetisierung benötigten hohen magnetischen Felder erzeugt werden.

Um auch die Eignung für mehrdimensionale Positionieranwendungen zu demonstrieren, wurde schließlich auch ein diesen Bedürfnissen entsprechender Motor umgesetzt. Der mechanisch robuste Aufbau aus mehreren einzelnen Linearmotorkomponenten ermöglicht das Abfahren einer relativ großen Fläche bei gleichzeitig guter Dynamik. Die vorliegende Arbeit umfasst den Entwurf, die Berechnung, Fertigung und schließlich messtechnische Charakterisierung der hergestellten Motorversionen.

2 Stand der Technik

2.1 Einführung

Auf dem Gebiet der Mikrosystemtechnik (MST) bilden Mikromotoren verglichen mit anderen MST-Produkten bislang eher einen Nischenmarkt. Dünnfilm-Schreib-Leseköpfe in Festplatten sowie einige Sensortypen, wie z.B. Beschleunigungssensoren für Auto-Airbags, führen diesen Markt mit großem Abstand an [LIU03, MES01]. Demgegenüber sind Mikromotoren und -aktoren zur Zeit nur in einigen wenigen Anwendungen wie etwa als Mikrospiegel in kommerziellem Einsatz [HOU02]. Hierfür werden unter anderem die immer noch hohen Herstellungskosten sowie die meist kleine Ausgangsleistung verantwortlich gemacht [LEH96].

Positive Tendenzen sind allerdings vor dem Hintergrund der Erschließung weiterer Märkte in der IT-Branche zu erwarten [HIP03]. Auch auf Grund von miniaturisierten Motoren mit hybriden Herstellungstechniken wird in den nächsten Jahren mit einem steigenden Interesse an derartigen Applikationen gerechnet [WIC02]. Darüber hinaus können aktive Mikrosysteme durch die Integration von mehreren Antriebskomponenten an Attraktivität gewinnen. Hierdurch können komplette mechatronische Systeme verwirklicht werden [STÖ01b].

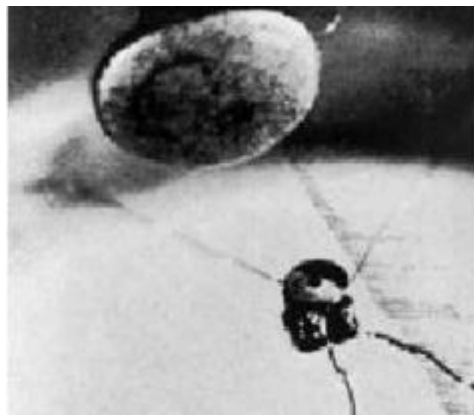


Abbildung 2.1: Von William McLellan 1960 aufgebauter, feinwerktechnischer Mikromotor mit 0,381 mm Kantenlänge [PHY01]

Den Anstoß für den Aufbau des ersten Mikromotors gab der berühmte amerikanische Physiker Richard P. Feynman in seinem Vortrag „There is Plenty of Room at the Bottom“ Ende der 50er Jahre [PHY01]. Hierbei lobte Feynman zwei Preise zu je 1.000 \$ aus, von denen einer demjenigen versprochen wurde, der als Erster einen Motor kleiner als 1/64 Zoll (ca. 0,4 mm) herstellen würde. Im Jahre 1960 gelang dies auch tatsächlich William McLellan, der mit feinwerktechnischen Methoden den in Abbildung 2.1 gezeigten funktionstüchtigen Mikromotor mit nur 0,381 mm Kantenlänge fertigte.

Der größte Vorteil einer dünnfilmtechnischen Bauteilfertigung liegt in der parallelen Bearbeitung einer Vielzahl von Bauteilen („Batch-Prozess“). Analog zu der Mikroelektronik hängt die Anzahl der gleichzeitig bearbeiteten Teile von der Größe des Substrates sowie der zu fertigenden Komponenten auf dem Substrat ab. Typische Abmessungen von Mikromotoren liegen im Bereich von etwa 10 mm^2 . Bei der Fertigung auf den üblicherweise verwendeten Wafern mit 100 mm Durchmesser, ergibt sich eine Anzahl von ca. 600 Mikromotoren pro Wafer. Ein weiterer Nutzen ist die komplette Fertigung zumindest von Bauteilkomponenten auf dem Wafer ohne Montage. Bei einer günstigen Auslegung von elektromagnetischen Mikromotoren kann der abschließende Montageprozess auf wenige einfache Schritte begrenzt bleiben. In Ausnahmefällen kann sogar völlig darauf verzichtet werden.

Auf dem Gebiet der Mikromotoren besteht inzwischen eine sehr große Vielfalt an physikalischen Wirkprinzipien. Dieser Umstand beruht auf zwei Eigenheiten, die durch die Skalierung der Motoren in den Mikrometermaßstab bedingt sind. Zum Einen ist der Wirkungsgrad bei den kleinen erforderlichen Eingangsleistungen nahezu unbedeutend, so dass auch Wandler mit prinzipbedingt schlechter Effizienz zum Einsatz kommen können. Zum Anderen erlauben nichtlineare Zusammenhänge den Einsatz von z.B. elektrostatischen Antrieben, die bei makroskopischen Maschinen keine Anwendung finden.

Die Wirkprinzipien für Mikromotoren lassen sich nach der Art ihrer Eingangsenergie unterscheiden. Es werden maßgeblich Aktoren eingesetzt, die thermische, magnetische oder elektrische in mechanische Energie umwandeln. Darüber hinaus wird auch an der Umsetzung von mikrotechnisch gefertigten Verbrennungsmotoren geforscht. Die Prinzipien beeinflussen sehr stark das Design des Motors sowie die Fertigungstechnologien. Die Gruppen lassen sich teilweise wiederum in mehrere physikalische Wirkprinzipien unterteilen, die im Folgenden beschrieben werden.

2.2 Thermische Mikroaktoren

2.2.1 Mikroaktoren mit Dehnstoffelementen

Die einfachsten thermischen Mikroaktoren basieren auf der Wärmeausdehnung, die alle Stoffe aufweisen. Dabei wird die Erwärmung am einfachsten durch die Bestromung von widerstandsbehafteten Materialien erzielt. Die über dem elektrischen Widerstand abfallende Verlustleistung führt zur Erwärmung und damit zur Ausdehnung des Leitermaterials. Je nach Fertigungstechnologie kommen für die Leiter sowohl Silizium als auch metallische Werkstoffe zum Einsatz (siehe Abb. 2.2) [LEE00, ENI03].

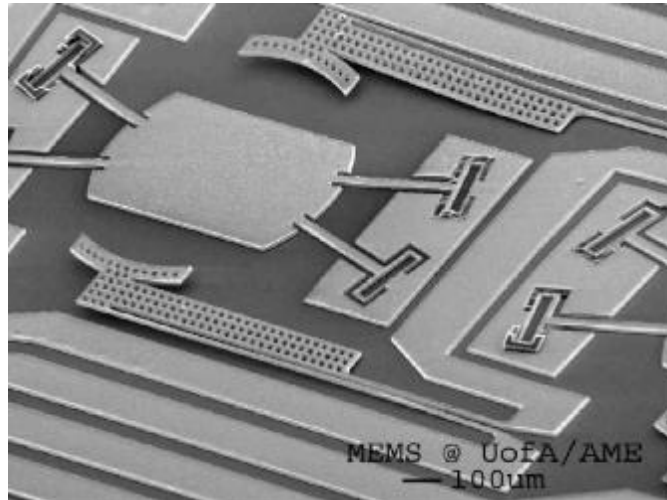


Abbildung 2.2: Thermische Aktorstrukturen (Nickel) für ein taktiles Display (REM-Aufnahme eines Pixels) [ENI03]

Die Dehnungselemente dieser thermischen Aktoren sind in der Regel als dünne Streifen ausgebildet, um das Verhältnis von Volumen zu Oberfläche des thermischen Elementes zu verbessern. Dies wirkt sich positiv auf die Abkühlungszeit und damit die Dynamik des Antriebes aus. So erreicht z.B. Enikov eine Zeitkonstante von unter 20 ms [ENI03]. Durch geeignete Formgebung und Kaskadierung mehrerer Aktoren können Auslenkungen bis zu 60 μm und Kräfte in der Größenordnung einiger Millinewton erreicht werden [LEE00].

Größere Verfahrswege lassen sich mit Motoren erreichen, die eine Klemmvorrichtung verwenden. Schreiber verwendet einen elektrothermischen Siliziumaktor für Vorschub und Klemmvorrichtung [SCH01b]. Durch sehr kleine thermische Zeitkonstanten erreicht der Linearmotor Geschwindigkeiten im Bereich mehrerer Millimeter pro Sekunde. Auch Mehrkoordinatenantriebe mit einfachem thermischen Antrieb wurden bereits umgesetzt. Diese sind meist an einer federnden Struktur aufgehängt. Sehr stellte das Prinzip eines dreidimensionalen Antriebes sowie einen ersten Prototyp nach dem thermischen Prinzip mit bimorphen Streifen aus Aluminium/Silizium vor [SEH00].

2.2.2 Mikroaktoren mit Antrieben aus Formgedächtnislegierungen

Eine weiter verbreitete Alternative der Umwandlung von thermischer in mechanische Energie ist die Nutzung von Formgedächtnislegierungen (Shape Memory Alloys – SMA). Hier findet eine Formänderung durch die reversible Phasentransformation der kristallinen Legierungsstruktur von der kalten Martensit-Phase in die bei Erwärmung vorliegende Austenit-Phase statt [WUT00]. Durch unterschiedliche Verfahren können dem Material entweder eine oder beide Formen „eintrainiert“ werden. Als Materialien kommen meist Nickel-Titan- oder Kupferlegierungen zum Einsatz.

Während in makroskopischen oder miniaturisierten SMA-Aktoren zur Erreichung eines günstigen Volumen-Oberflächenverhältnisses Drähte eingesetzt werden [LAU00], sind in Mikroaktoren eher Folien verbreitet. Diese werden beispielsweise mit Hilfe eines Lasers in einem separaten Prozess geschnitten und hybrid auf die mechanische Aktorstruktur montiert [BÜT00]. Andere Forschungseinrichtungen, wie z.B. das Forschungszentrum Karlsruhe, beschäftigen sich aber auch mit dünnfilmtechnisch hergestellten Formgedächtnislegierungen [BRU04]. Die Anwendungsfelder dieser Aktortypen sind in Bereichen zu sehen, die auf kleinstem Raum hohe Kräfte und große Auslenkungen erfordern.

Auch bei diesen Typen thermischer Aktoren wird die Legierung meist direkt durch einen elektrischen Strom bzw. die Verlustleistung erhitzt. Choi stellt einen SMA-Antrieb vor, der in Festplattenlaufwerken den Schreiblesekopf während der Start-Stopp-Phasen der Datenscheibe anhebt, um so Reibung und Verschleiß zu vermeiden [CHO00]. Eine typische Anwendung beschreibt Büttgenbach, wo eine Kombination von zwei SMA-Aktoren einen in Siliziumtechnik strukturierten Mikrogreifer antreibt [BÜT00]. In Abbildung 2.3 ist eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme dieses Greifers gezeigt.

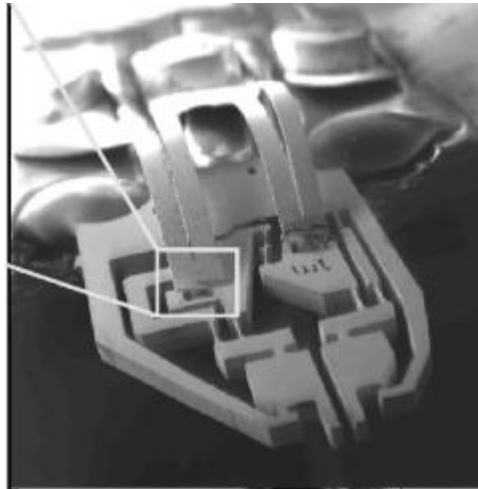


Abbildung 2.3: REM-Aufnahme eines Mikrogreifers mit SMA-Aktoren [BÜT00]

2.2.3 Mikroverbrennungsmotoren

Verschiedene Versuche befassen sich mit der Umsetzung des Verbrennungsmotorprinzips im Mikrometer-Maßstab. Die Anwendung dieser Mikromotoren liegt in der Umwandlung der chemischen in elektrische Energie gemeinsam mit elektrischen Generatoren. Das Massachusetts Institute of Technology (MIT) verfolgt im Rahmen des „Gas Turbine Engine“ Projektes hierbei sowohl elektrische als elektromagnetische Generatoren [STE04]. Das Prinzip des chemischen Antriebes entspricht in beiden Fällen dem einer Gasturbine, beruht also auf der Ausdehnung und Strömungsgeschwindigkeit der Verbrennungsgase. Abbildung 2.4 zeigt die Version mit elektrostatischem Generator.

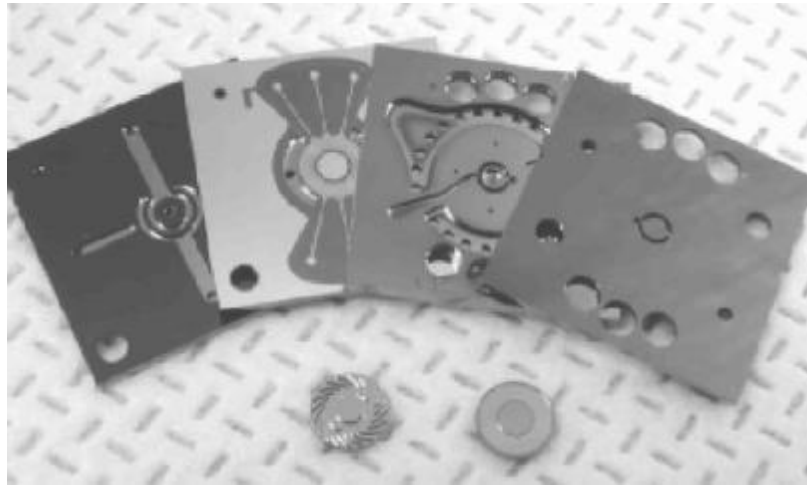


Abbildung 2.4: Verschiedene Aufbausichten eines Mikroverbrennungsmotors mit elektrostatischem Generator (2. Lage von unten). Im unteren Bereich ist der als Turbine ausgebildete Rotor zu erkennen [STE04]

Da sich Ottomotoren, insbesondere Viertakter, durch viele bewegte Teile und einen komplizierten Bewegungsablauf auszeichnen, bietet sich die Nutzung des Wankelprinzips an. Vor allem das „Microfabrication Laboratory“ (University of California at Berkeley, USA) beschäftigt sich sehr intensiv mit dieser Thematik. Während bereits erste funktionstüchtige Prototypen in Zentimetergröße vorliegen, wird noch an der Entwicklung eines ca. 1 mm^3 großen Motors in Siliziumtechnik geforscht [FU01]. Die hierbei erwarteten Leistungen von etwa 30 mW rechtfertigen den Forschungsaufwand. In Abbildung 2.5 ist ein erster Prototyp dieses Mikroverbrennungsmotors dargestellt.

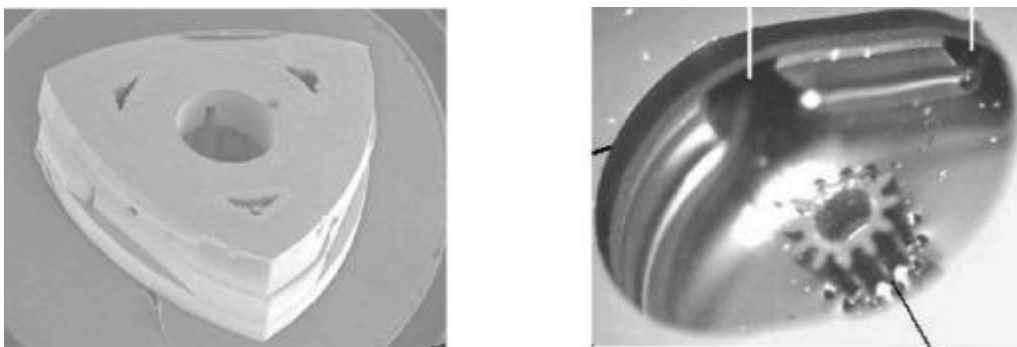


Abbildung 2.5: Mikroverbrennungsmotor nach dem Wankelprinzip (Links: REM-Aufnahme des Rotors; rechts: Verbrennungsraum) [MIC03]

2.3 Elektrische Mikroaktoren

2.3.1 Elektrostatische Mikroaktoren

Eine herausragende Bedeutung auf dem Gebiet der Mikroaktoren haben Antriebe, die auf dem elektrostatischen Wirkprinzip beruhen. Dieses basiert auf der

Anziehungskraft zweier Elektroden mit unterschiedlichem Spannungspotenzial. Die wichtigsten Einflussfaktoren auf die Kraft sind dabei die Elektrodenfläche A_E , die Spannung U und der Elektrodenabstand δ_E . Für den einfachen Fall eines Plattenkondensators gilt beispielsweise folgende Gleichung für die elektrostatische Kraft F_e (ϵ_r ist die Dielektrizitätskonstante des Mediums zwischen den Elektroden) [FIS00]:

$$F_e = -\frac{\epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot A_E \cdot U^2}{2 \cdot \delta_E^2} \quad (2.1)$$

Der wesentliche Nachteil elektrostatischer Aktoren liegt in deren geringen erzielbaren Kräften. So müsste ein elektrostatischer Aktor gemäß Gleichung 2.1 bei einer gewünschten Kraft von 1 mN und einem Abstand von 10 μm (in Luft), welcher auch gleich der Auslenkung wäre, betrieben mit einer Spannung von 100 V, eine Elektrodenfläche von ca. 2,3 mm^2 aufweisen. Eine große Herausforderung bei der Fertigung sind außerdem Unebenheiten oder Verschmutzungen auf den Elektrodenflächen, die zu Feldspitzen und Durchbrüchen oder bestenfalls einer deutlichen Reduzierung der Kraft führen.

Der Vorteil elektrostatischer Mikroaktoren liegt vor allem in ihrem einfachem Aufbau und der Möglichkeit einer kompletten Fertigung in Siliziumtechnik. Durch die Leitfähigkeit des Materials kann so die mechanische Trägerstruktur zusammen mit dem Antrieb eine homogene Einheit bilden. Silizium zeichnet sich durch herausragende mechanische Eigenschaften aus. Außerdem steht eine umfangreiche Palette an Bearbeitungsmöglichkeiten, wie nasschemisches isotropes, anisotropes oder Trockenätzen zur Verfügung [BÜT94].

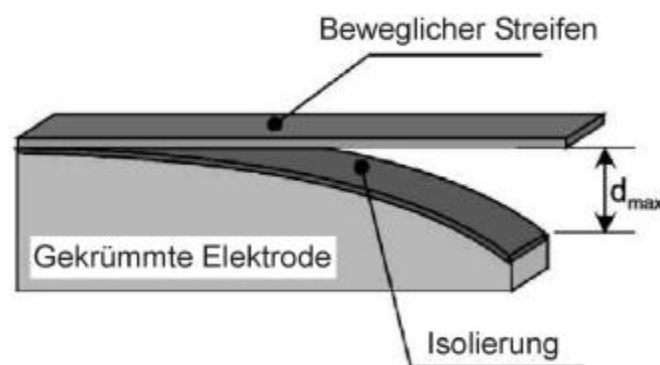


Abbildung 2.6: Prinzipskizze eines elektrostatischen Antriebes mit gekrümmten Elektroden für große Auslenkungen [BEN00]

Zur Überwindung der Problematik der geringen Auslenkung der Elektroden existieren zwei Ansätze: Bennini schlägt eine gekrümmte Elektrodenform vor, mit der ein inhomogener Luftspalt erzielt wird [BEN00]. Je nach Höhe der angelegten Spannung schmiegt sich der Biegebalken mehr oder weniger an die gekrümmte Elektrode an und ermöglicht so eine insgesamt sehr große Auslenkung von bis zu 80 μm (Abb. 2.6).

Weiter verbreitet ist allerdings die Umsetzung von sogenannten Kamm-elektroden. Hierbei greifen die beiden Elektroden, die kammförmig ausgebildet sind, versetzt ineinander. Hierdurch wird ein von der Auslenkung unabhängiger, gleichbleibend kleiner Luftspalt erreicht. Beim Anlegen einer Spannung taucht die bewegliche Elektrode mehr oder weniger tief in die andere ein. Nachteilig ist hierbei, dass die eigentlichen Vorschubkräfte noch einmal deutlich geringer sind als bei einer plattenförmigen Anordnung [FIS00].

Rotierende elektrostatische Mikroaktoren

Für kontinuierlich rotierende elektrostatische Motoren bietet sich das Reluktanzprinzip an. Allerdings ist für frei bewegliche rotierende Motoren auch kein alternativer Aufbau möglich. Bei derartigen Motoren werden die verschiedenen zueinander versetzten Ständerphasen durch Elektroden gebildet. Durch den fortlaufenden Anschluss der Phasen an eine Spannungsquelle kann so eine Rotation des leitfähigen, geerdeten Rotors erreicht werden [FIS00].

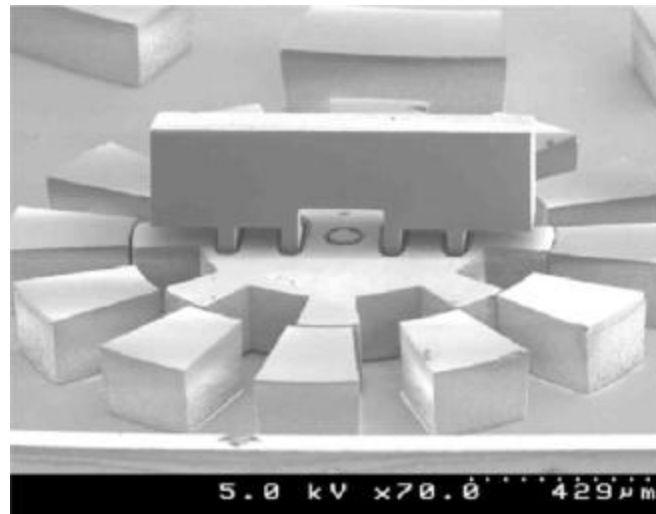


Abbildung 2.7: Rotierender elektrostatischer Reluktanzmotor als optischer Schalter mit montiertem Spiegel [YAS99]

Yasseen stellt einen derartigen Motor vor, der für die rotatorische Bewegung eines Spiegels zur flexiblen Einkopplung von Licht in verschiedene Fasern (optischer Schalter) verwendet wird [YAS99]. Das prinzipbedingt sehr geringe Drehmoment ermöglicht dennoch wegen der kleinen zu beschleunigenden Masse eine Schaltzeit von ca. 18 ms. In Abbildung 2.7 ist die REM-Aufnahme des Motors gezeigt.

Weiterentwickelte Fertigungstechnologien eröffnen die Möglichkeit, Getriebe auch im Mikrometermaßstab herzustellen. Meist werden diese jedoch nicht durch metallische Strukturen [CHR96], sondern in Siliziumtechnik gefertigt. Die herausragenden Materialeigenschaften ermöglichen in Verbindung mit einer langjährigen Erfahrung auf diesem Gebiet die Umsetzung sehr komplexer und hochfunktionaler Strukturen [BÜT94, ROB02].

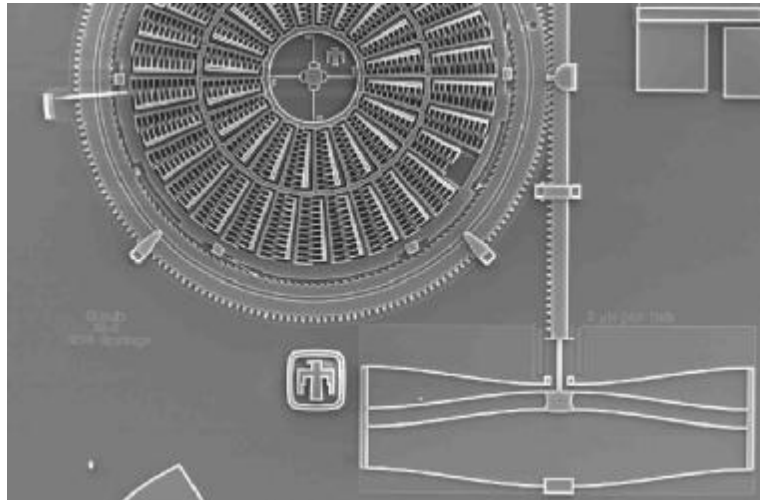


Abbildung 2.8: Rotatorischer elektrostatischer Kammelektrodenmotor mit Ratschenantrieb und Schubstange für lineare Bewegung [BAR00]

In Abbildung 2.8 ist die Umsetzung eines elektrostatischen rotierenden Kamm-
elektrodenmotors gezeigt. Über einen Ratschenantrieb und eine Gewindestange
wird eine lineare Bewegung erzeugt [BAR00]. Diese Applikation stellt somit den
Grenzbereich zwischen einem rotierenden und linearen Antriebssystem dar. Die
sogenannte SUMMIT VTM-Technologie erlaubt die komplette Herstellung des Motors
mit Getriebe auf einem Substrat. Abbildung 2.9 veranschaulicht die umfangreichen
Konstruktionsmöglichkeiten dieser Technologie anhand zweier Beispiele.

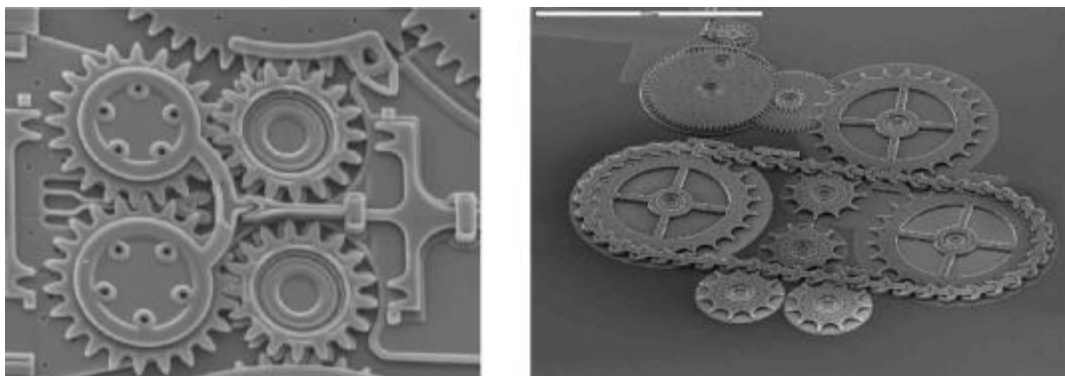


Abbildung 2.9: Beispiele für das Potenzial der SUMMIT V-Technologie; links:
Getriebe, rechts: Kettenantrieb [SAN02]

Lineare und mehrdimensional bewegliche elektrostatische Mikroaktoren

Ohne Getriebe können elektrostatische Kammelektrodenaktoren meist nur
Auslenkungen im Bereich einiger 10 μm erreichen. So berichtet Knöfler über ein
Rasterkraftmikroskop-Antrieb, der bei einer Aktorgröße von ca. 1 mm^2 eine Auslen-
kung von 25 μm erreicht [KNÖ00]. Dies genügt zwar für die genannte Anwendung.
Prinzipbedingt sind jedoch auch keine wesentlich größeren Auslenkungen möglich.

Weiter entwickelt ist ein von Kim beschriebener XY-Tisch mit elektro-
statischem Antrieb [KIM03]. Dieses für optische Datenspeicherung vorgesehene

Bauteil ermöglicht bei einer Grundfläche von 5 mm x 5 mm eine Auslenkung von über 30 μm in beiden Achsen. Weiterhin wird bereits eine auf einem Chip montierte und gehäuste Ausführung vorgestellt.

Hoerl stellt ein weiteres Beispiel eines elektrostatischen XY-Antriebes mit 50 μm Verfahrweg und einer Kraft von mehreren hundert Mikronewton dar [HOE03]. Ein sehr aufwändiger dreidimensionaler Antrieb mit integriertem elektrostatischem Greifer wird von Chang beschrieben [CHA03]. In Abbildung 2.10 ist eine rasterelektronenmikroskopische Gesamtansicht dieses Mikromanipulators gezeigt. Elektrostatische Kammelektroden treiben den 3D-Greifer in allen Achsen und auch die zusätzliche Zange des Greifarms an. Die komplette Herstellung dieses komplexen Bauteils erfolgt in Siliziumtechnik.

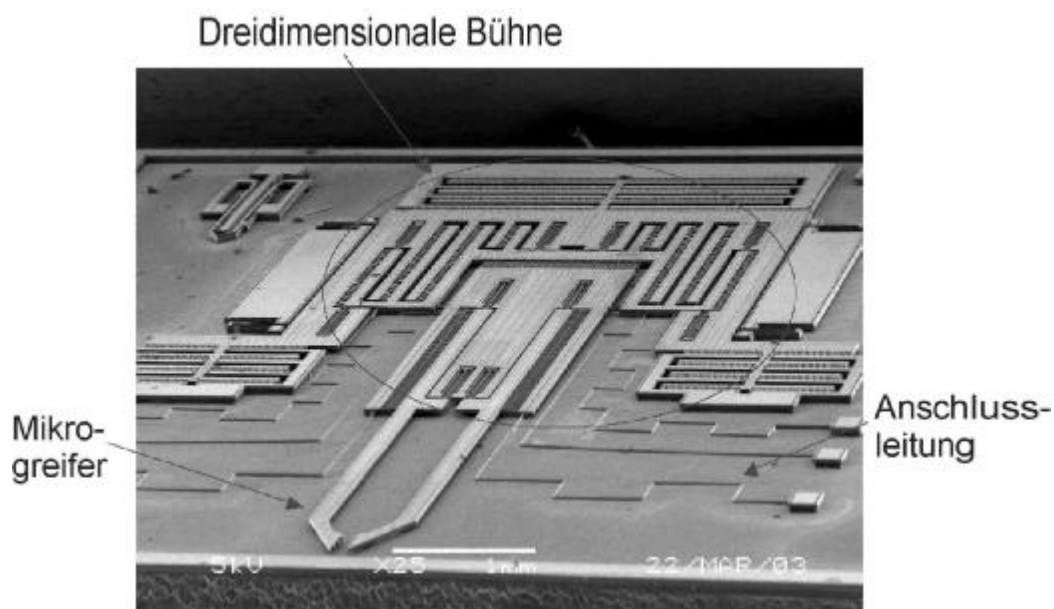


Abbildung 2.10: Dreidimensionaler elektrostatischer Mikromanipulator [CHA03]

Lineare elektrostatische Direktantriebe sind analog zu den rotatorischen ebenfalls nach dem Reluktanzprinzip aufgebaut. Baltzer stellt einen derartigen Motor vor [BAL97]. Durch fortlaufendes Anlegen der drei Ständerelektroden an eine Spannung wird der Läufer in eine Richtung bewegt. Der in Silizium-Oberflächentechnik gefertigte Motor mit einer Grundfläche von 1 mm x 2 mm erreicht eine Vorschubkraft von mehreren 10 μN bei einem Verfahrweg in der Größenordnung von 100 μm .

2.3.2 Piezoelektrische Mikroaktoren

Ein weiteres wichtiges Prinzip zur Energiewandlung durch elektrische Felder ist das piezoelektrische Prinzip. Solche Motoren beruhen auf der Längenänderung bestimmter Werkstoffe bei Anlegen eines äußeren elektrischen Feldes. Die Anwendung als integrierte Mikroaktoren stößt bislang auf prinzipbedingte Probleme, obwohl auf dünnfilmtechnischen Wege piezoelektrische Schichten erzeugt werden

können [UCH02]. Da die Vorgehensweise bei integrierten Mikroaktoren einen schichtweisen Aufbau vorsieht, ist eine Anordnung der felderregenden Elektroden ober- und unterhalb der aktiven Schicht für hohe Feldstärken unvermeidbar. Dadurch sind allerdings die möglichen Auslenkungen des Kristalls durch den dünnen aktiven Film stark eingeschränkt. Es sind daher in diesem Maßstab Biegebalken ähnlich einem Bimetallstreifen üblich. Dennoch sollen auch feinwerktechnisch hergestellte Piezoaktoren hier betrachtet werden, da deren Anwendung häufig eine sinnvolle Alternative für andere, integriert gefertigte Mikroaktoren darstellt.

Das piezoelektrische Prinzip weist den Vorteil auf, dass die Erreichung eines hohen elektrischen Feldes technisch relativ einfach durch Verringerung des Elektrodenabstandes erreicht werden kann [THI00]. Weiterhin kann eine Elektrodenanordnung für hohe Feldstärken sehr kompakt ausgeführt werden, da nur eine leitende und zusätzlich noch eine isolierende Beschichtung nötig sind. Diese Vorteile sind auch der Grund für die langjährige intensive Erforschung dieses Effektes und entsprechender Materialien. Diese weisen mittlerweile eine große Vielfalt auf und werden meist in kristalliner Form verwendet [UCH02]. Piezoelektrische Aktoren zeichnen sich durch hohe Kräfte bei kleiner Auslenkung aus. Diese Problematik wird aber bereits seit einigen Jahren durch eine Stapelung umgangen, wobei die Elektrodenfilme zwischen mehreren Lagen von Piezokristallen zu sogenannten „Stacks“ angeordnet sind.

Piezoaktoren mit erweiterten Bewegungsmöglichkeiten

Schon sehr früh wurden erste Piezolinearmotoren für Positionieranwendungen entwickelt [JUD90]. Aber vor allem mit einer zunehmender Miniaturisierung wurden diese zu interessanten Produkten. Insbesondere die hohe Positioniergenauigkeit bis hinunter in den Nanometerbereich ist bei linearen Piezomotoren hervorzuheben. So stellte Klocke einen linearen Piezomotor mit nur 5 mm Durchmesser und einer Länge von 15 mm vor, der eine Auflösung von 2 nm aufweist (Abb. 2.11) [KLO02]. Die Umsetzung von größeren Verfahrenswegen wird meist durch Klemmmechanismen erreicht, die aufgrund der hohen Vorschubkräfte des Piezokristalls möglich werden.

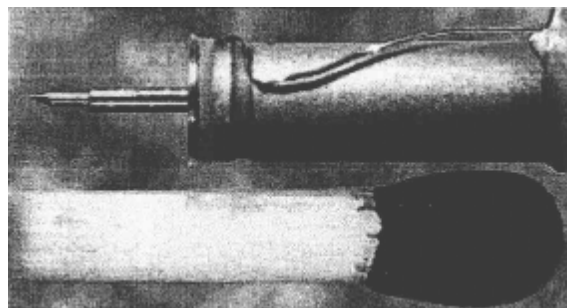


Abbildung 2.11: Nanomotor[®], Klocke Nanotechnik [KLO02]

Auch bei Piezomotoren gibt es rotierende Antriebe, deren Bewegung über eine Spindel in eine lineare Bewegung umgewandelt werden kann [HAH00].

Hierdurch werden große Hübe von bis 50 mm bei 100 nm Auflösung, einer Geschwindigkeit von 3 mm/s und einer Kraft von bis zu 80 N erreicht.



Abbildung 2.12: Stark miniaturisierter rotierender Piezomotor im Größenvergleich mit einem Finger [UCH04]

Auch bei rotierenden Piezomotoren ohne Getriebe laufen die Forschungsaktivitäten in Richtung zunehmender Miniaturisierung. Duffait berichtet über einen Wanderwellenmotor nach dem sogenannten „Butterfly-Prinzip“ mit einem Durchmesser von nur 5 mm [DUF01]. Für diesen Motor werden eine maximale Drehzahl von 900 min^{-1} und ein Drehmoment von bis zu 1 mNm erwartet, so dass dieser für verschiedene Anwendungen interessant erscheint. Uchino berichtet sogar über Forschungsaktivitäten an einem Motor mit nur 2,4 mm Durchmesser bei 12 mm Länge, der ein Drehmoment von 1 mNm bei einer Leerlaufdrehzahl von 1.800 min^{-1} erreicht (Abb. 2.12) [UCH04].

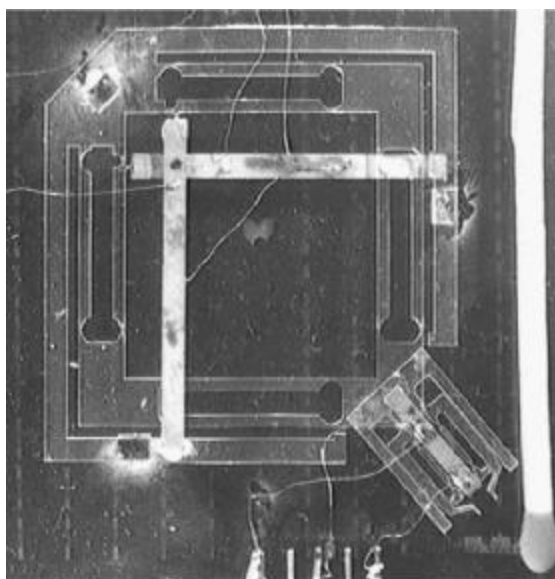


Abbildung 2.13: Miniaturisierter Piezo-Mehrkoordinatenantrieb mit integriertem Greifer für Handling-Aufgaben [KEO00]

Ein Beispiel für einen miniaturisierten Mehrkoordinaten-Piezoantrieb wird von Bromme beschrieben [BRO02]. Der XY-Antrieb kann bei Abmessungen von $180 \times 180 \times 40 \text{ mm}^3$ in beiden Achsen um etwa 100 μm mit einer Auflösung von ca. $0,3 \mu\text{m}$ verfahren, und dabei eine Kraft von bis zu 15 N erzeugen. Doch gemäß Keoschkerjan eröffnen Piezomotoren auch auf diesem Gebiet die Möglichkeit zu weitergehender Miniaturisierung (Abb. 2.13) [KEO00]. Dieser Prototyp eines Mini-XY-Antriebes wurde durch die Strukturierung von Glas als federnd aufgehängte Läufer verwirklicht.

Einen Sonderfall mehrdimensionaler Antriebe stellen Prinzipien mit Piezomotoren dar, die frei beweglich auf einer mehr oder weniger ebenen Oberfläche verfahren können. Diese beruhen oft auf dem Prinzip von Wanderwellen oder auf speziellen Bewegungsmechanismen von Aktorkombinationen, die in der Wirkung einem Bein nachempfunden sind [DEV02, VER00]. Aber auch Antriebe nach dem Slip/Stick-Prinzip werden für diesen Zweck verwendet [AOY00]. Diese haben den Vorteil einer flexiblen Einsetzbarkeit; nachteilig ist hingegen, dass horizontale Kräfte nur auf Grund von Reibung aufgenommen werden können. Daher werden derartige Prinzipien oft als Antrieb für Mini- oder Mikroroboter angewendet [KOR02].

2.4 Magnetische Mikroaktoren

2.4.1 Magnetostruktive Mikroaktoren

Das Pendant zum piezoelektrischen Wirkprinzip ist für magnetische Felder die Ausnutzung der Magnetostruktion. Bei magnetostruktiven Antrieben wird die in allen weichmagnetischen Materialien auftretende Formänderung durch Ausrichtung der Domänen genutzt [JAN01]. Während in den meisten Werkstoffen die geringe Längenänderung eine Anwendung als Aktor nicht zulässt, weisen einige Materialien, wie Seltenerd-Eisen-Legierungen, z.B. Terfenol-D ($\text{Tb}_{0,3}\text{Dy}_{0,7}\text{Fe}_2$), Auslenkungen von bis zu 0,2% auf. In Abhängigkeit vom externen Magnetkreis können dabei auch sehr große Kräfte bei hoher Dynamik erreicht werden. So finden derartige Antriebe ihre Anwendung beispielsweise in Ventilen (Abb. 2.14).

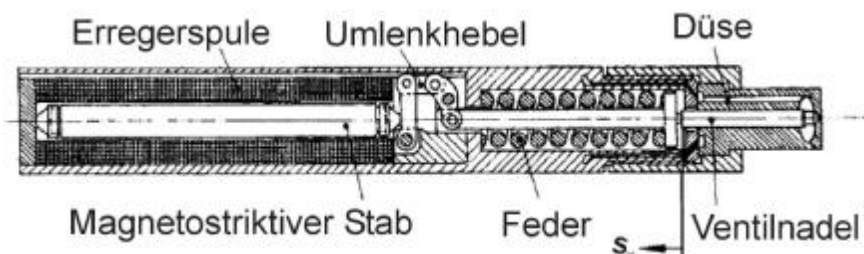


Abbildung 2.14: Prinzipskizze eines Ventils mit magnetostruktivem Antrieb [JAN01]

Zwar berichten einige Forscher wie Matsuoka auch von Fortschritten bei dünnfilmtchnisch gefertigten magnetostruktiven Schichten [MAT04], doch meist

kommen in realen Anwendungen noch feinwerktechnisch hergestellte Aktoren, z.B. aus gezogenen Drähten zum Einsatz. Dies ist in erster Linie auf die für den Betrieb erforderlichen hohen magnetischen Feldstärken zurückzuführen, wofür wiederum die Baugröße maßgeblich bestimmende kräftige elektromagnetische Spulenanordnungen benötigt werden. Analog zu piezoelektrischen zeichnen sich auch magnetostruktive Aktoren durch hohe Kräfte bei kleiner Auslenkung aus.

Ähnliche Vor- und Nachteile weisen eher seltene Aktoren auf, die analog den SMA auf einer Phasentransformation und einer damit verbundenen Formänderung basieren. Nur wird hier die Wandlung von der martensitischen in die austenitische Phase nicht durch Erwärmung, sondern durch ein externes Magnetfeld erreicht [VAS02]. Dieser physikalische Effekt tritt nur bei Legierungen aus Eisen-Platin (FePt), Eisen-Palladium (FePd) sowie Nickel-Mangan-Gallium (Ni_2MnGa) auf und führt zu Längenänderungen von bis zu 10%. Dies erfordert bei vergleichsweise geringen erzielbaren Kräften relativ starke Magnetfelder, so dass die Umsetzung hier bislang ebenfalls auf makroskopische Motoren beschränkt blieb [TEL02].

2.4.2 Elektromagnetische Mikroaktoren

Da die Verwendung von Schleifringen oder mechanischer Kommutatoren bei elektromagnetischen Mikroaktoren wegen hoher Übergangswiderstände, Verschleiß und Reibung problematisch ist, werden bevorzugt Prinzipien untersucht, die auf derartige Bauteile verzichten. Dies sind in erster Linie das Reluktanzprinzip und elektrodynamische Antriebsausführungen. Reluktanzmotoren bestehen aus einem System von mindestens drei Spulen und einem weichmagnetischen Kreis. Der Magnetkreis wird über den weichmagnetischen Läufer geschlossen, der sich nach dem Prinzip der Energieminimierung stets so einstellt, dass der Luftspalt zum jeweils erregtem System minimal wird. Durch eine geeignete Teilung der Läufer und Ständerpole kann eine kontinuierliche und definierte Bewegung des Läufers erreicht werden (Abb. 2.15).

Bei Reluktanzmotoren bietet sich die Bestückung der Pole mit Zähnen an. Dies führt zu einer deutlichen Reduktion der Umdrehungszahl bzw. der Schrittweite [STÖ01a]. Bei geeigneten hochauflösenden Strukturierungsverfahren kann dieses Vorgehen auch auf Mikromotoren übertragen werden. Yi stellte einen derartigen elektromagnetischen Reluktanzmotor mit gezahnten Ständerpolen vor [YI01]. Bei diesem Motor sind die Spulen nicht integriert gefertigt, sondern auf einem Eisendraht gewickelt und hybrid von der Substratrückseite aufgesteckt. Durch diese Maßnahme wird ein ausreichendes Magnetfeld erzeugt, so dass bei einer Drehzahl von ca. 60 min^{-1} ein Drehmoment von fast $60 \mu\text{Nm}$ erreicht wird. Bei Ergänzung des weichmagnetischen Kreises um hartmagnetische Strukturen kann dieses Motorprinzip zu einem Hybridschrittmotor erweitert werden. Dadurch kann die Systemzahl der Spulen auf zwei reduziert werden, wobei die Stromrichtung der Erregerspulen die Vorzugsstellung des Läufers mitbestimmen.

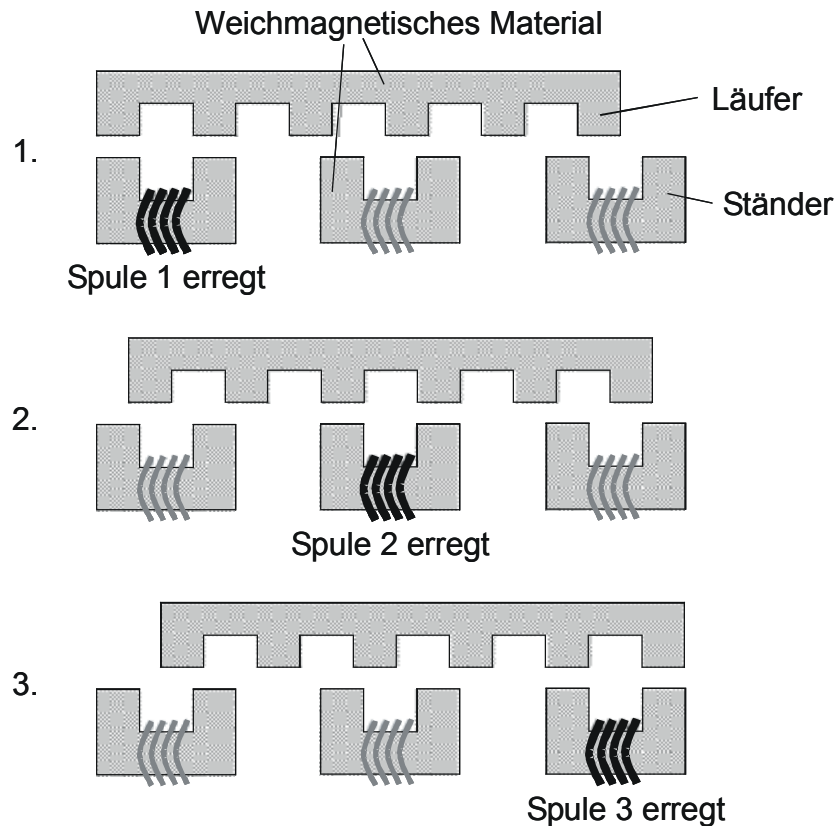


Abbildung 2.15: Prinzipieller Aufbau und Funktion eines (linearen) Reluktanzmotors

Elektrodynamische Motoren beruhen auf der Kraft \vec{F} , die ein stromdurchflossener (Strom I) Leiter der Länge $\vec{\ell}$ in einem Magnetfeld \vec{B} erfährt:

$$\vec{F} = I \cdot (\vec{\ell} \times \vec{B}) \quad (2.2)$$

Bei Mikromotoren wird hierbei das magnetische Feld in der Regel durch hartmagnetische Strukturen erzeugt. Durch Anordnung der elektrischen Leiter in einem Mehrphasensystem und geeignete Magnetpole kann eine kontinuierliche Bewegung des Motors nach dem Synchronprinzip erreicht werden.

Rotierende elektromagnetische Mikroaktoren

Bei rotierenden Mikromotoren werden Prinzipien bevorzugt, die eine relativ kleine Drehzahl bei großen Drehmomenten erlauben. Dies liegt an der sonst hohen Umdrehungszahl und dem damit verbundenen hohen Verschleiß bei Reiblagern. Zudem ist der wirkungsvolle Abgriff des Drehmomentes bei den sehr kleinen Abmessungen erschwert [GAT02c]. So ist auch der bekannte IBM-Motor als langsam drehender Reluktanzmotor weiterentwickelt worden [SUL98]. Dieser Motor erzeugt ein Drehmoment von 180 nNm (Abb. 2.16).

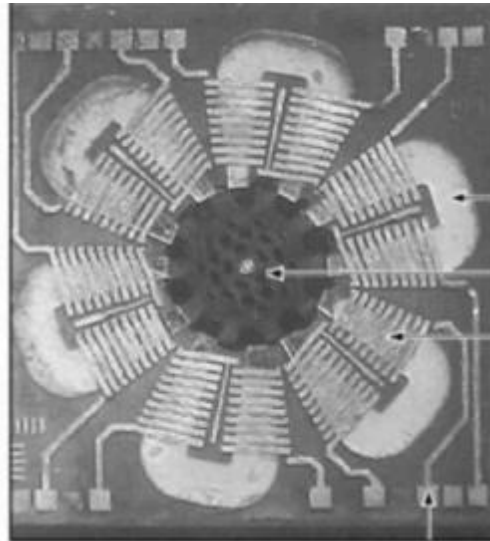


Abbildung 2.16: Weiterentwicklung des IBM-Motors [SUL98]

Weit verbreitet sind Motoren mit Permanentmagneten, die dünnfilmtechnisch gefertigte Spulen mit einem teilweise feinwerktechnisch hergestelltem Magnetkreis verbinden. Ein Beispiel für einen solchen Motor beschreibt Yang [YAN01]. Dieser rotierende Motor mit einem Durchmesser von nur einem Millimeter erzeugt bei relativ hohen Drehzahlen von 18.000 min^{-1} ein Drehmoment von $1,5 \text{ }\mu\text{Nm}$.

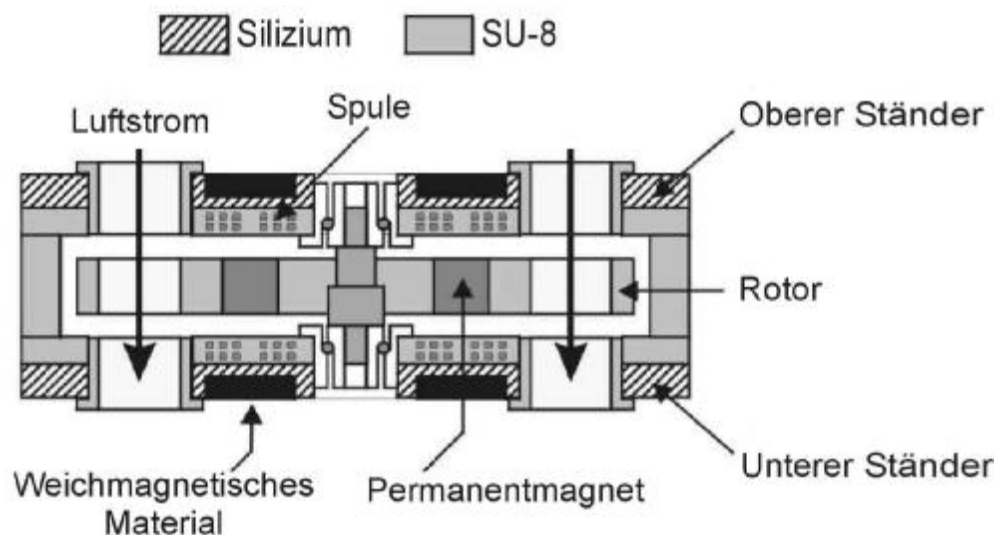


Abbildung 2.17: Elektromagnetischer Turbinen-Generator [HON03]

Honga stellte einen von der Wirkungsweise sehr ähnlichen Generator vor, der von einer Luftströmung mit Hilfe einer Turbine angetrieben wurde [HON03]. In Abbildung 2.17 ist das Konzept dieses relativ aufwändigen Bauteils gezeigt. Wie die meisten Generatoren kann auch dieser Aufbau als Motor verwendet werden. Bis auf die manuell eingesetzten Hartmagneten und die Achse wurde der Generator vollständig mit mikrotechnologischen Verfahren gefertigt. Dabei stellt die

Strukturierung der Schaufelblätter des Polymers (SU-8) durch Abtragung mit einem Excimer-Laser eine Grenztechnologie dar.

Meneroud beschreibt die Auslegung und Berechnung eines elektromagnetischen Mikromotors für die Anwendung in Armbanduhren (Abb. 2.18) [MEN02]. Dieser sogenannte Lavet-Motor ist einem einsträngigen Synchronmotor sehr ähnlich und bewirkt auf sehr einfache Weise eine Rotation des im unsymmetrischen Magnetkreis gelagerten Hartmagneten [STÖ01a, WAL04]. Von der Fertigung des Motors in Dünnschichttechnik und einer entsprechenden Massenproduktion wird eine deutliche Kostenreduzierung des üblicherweise feinwerktechnisch aufgebauten Uhrenantriebes erwartet.

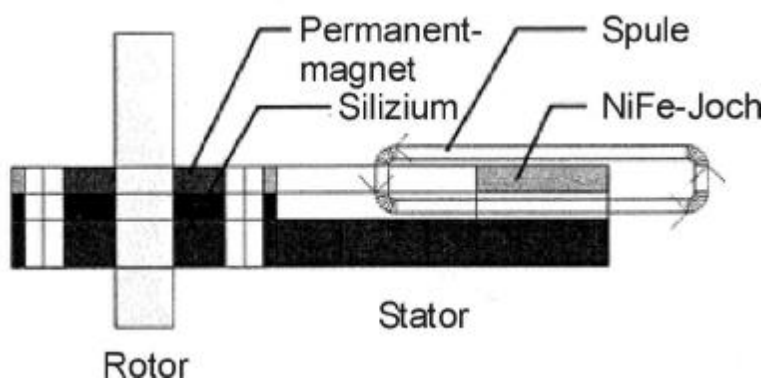


Abbildung 2.18: Aufbau eines mikrotechnisch hergestellten Lavet-Motors [MEN02]

Lineare elektromagnetische Mikroaktoren

Positionieraufgaben erfordern meist die Bewegung eines Objektes oder einer Arbeitsvorrichtung entlang einer oder mehrerer Achsen [SCH01a]. Für diesen Zweck können rotierende Motoren nur dann eingesetzt werden, wenn die Rotation über ein entsprechendes Getriebe in eine lineare Bewegung umgewandelt wird. Gerade im Mikrometermaßstab führen derartige Gewinde aber zu zusätzlichen Toleranzen und Verschleiß [GAT00]. Daher ist die Verwendung eines linearen Direktantriebes vorteilhaft, der aufgrund seines Aufbaus keine derartigen Getriebe benötigt.

Erste Veröffentlichungen zu diesem Thema berichteten eher über prinzipielle Untersuchungen. Wagner stellt einen linearen Motor nach dem Synchronprinzip mit bewegtem Permanentmagneten vor [WAG93]. Dieser erreicht zwar Geschwindigkeiten von bis zu 24 cm/s und Kräfte von 150 μN , diente aber mangels eines geeigneten Führungskonzeptes vorwiegend als Forschungsobjekt.

Ein weitaus ausgereifterer Motor wurde von Klöpzig beschrieben, der bereits mit einem separaten magnetischen Führungssystem ausgestattet ist [KLÖ98]. Auch ein linearer Asynchronmotor wurde entwickelt, der bei Abmessungen von $8 \times 4 \times 40 \text{ mm}^3$ Kräfte von bis zu 10 mN erzeugt. Allerdings ist dieses Motorprinzip ohne Wegmesssystem und aufwändige Ansteuerelektronik nur schwierig als Positionierantrieb einsetzbar.

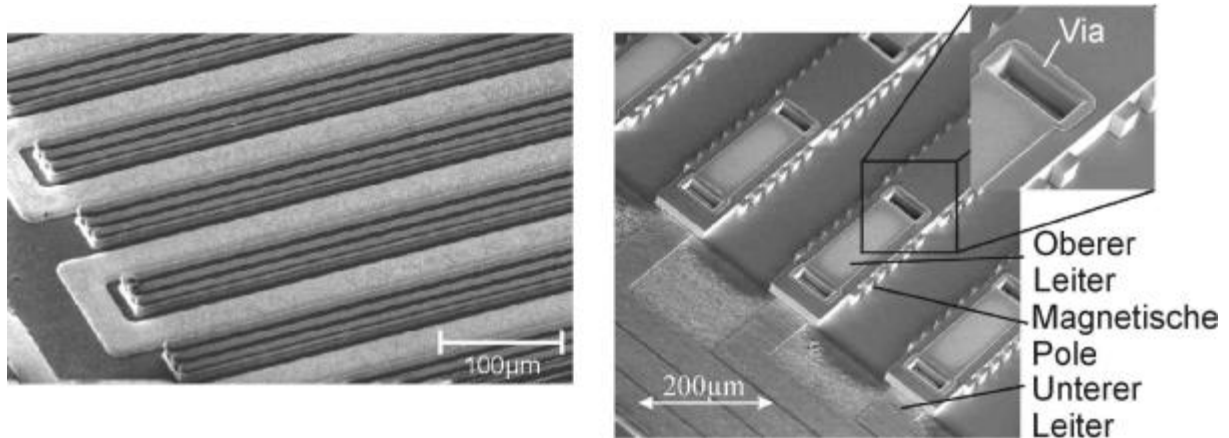


Abbildung 2.19: Ständer von linearen elektromagnetischen Reluktanzmotoren (links vertikale [GAT00], rechts horizontale [SEI03] Magnetflussführung)

Soll auf ein Wegmesssystem verzichtet werden, sind elektromagnetische Motoren nach dem Reluktanz- oder Hybridprinzip besser geeignet [STÖ01a]. Abbildung 2.19 stellt zwei umgesetzte Varianten dieses Wirkprinzips dar. Links ist ein Ausschnitt des Ständers mit vertikal zum Substrat verlaufendem Magnetfluss zu sehen [GAT00]. Im Bild rechts ist ein Ständerdetail eines Motors mit horizontaler Flussführung zu sehen, wobei die Läuferstrukturen in die des Ständers von oben eingreifen [SEI03]. Beide Motorvarianten zeichnen sich durch Vorschubkräfte im Bereich von 1 mN und Verfahwege von mehreren Millimetern aus. Durch die Integration von Permanentmagneten ist die Weiterentwicklung zu linearen Hybridschrittmotoren möglich [BUD04].

Mehrdimensional bewegliche elektromagnetische Mikroaktoren

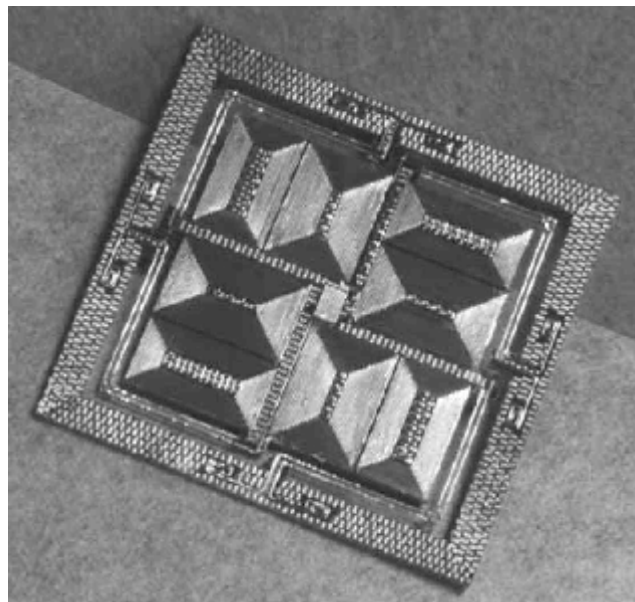


Abbildung 2.20: Erregersystem eines elektromagnetischen Scanners [GAT02b]

Elektromagnetische Mehrkoordinatenantriebe im Mikrometermaßstab sind meist federnd aufgehängt. So wurde ein Scanner mit galvanisch erzeugten Erregerspulen und hybrid montierten Permanentmagneten vorgestellt [VET00, DES03]. Der Aufbau erlaubt in x - und y -Richtung Auslenkungen von jeweils $100\ \mu\text{m}$ sowie geringe rotatorische Korrekturen und kleine Bewegungen in z -Richtung. Abbildung 2.20 stellt das Erregerspulensystem dieses von IBM (Zürich) entwickelten Bauteils für AFM-ähnliche Datenspeicherung dar. Auf dem hier nicht gezeigten Manipulator mit einer Größe von $3\ \text{mm} \times 3\ \text{mm}$ befindet sich ein Array von 32×32 AFM-Cantilevern.

Frei bewegliche Mehrkoordinatenantriebe werden bislang bevorzugt im makroskopischem Maßstab ausgeführt. Dies ist in der bei zunehmender Miniaturisierung schwer zu beherrschenden Reibung des bewegten Läufers begründet, da diese den Vorschub des Antriebes hemmt [EDL02]. Zu dieser Problemstellung sind verschiedene Lösungsansätze möglich. So werden bei Fuji durch einen doppelseitigen Aufbau die elektromagnetischen Normalkräfte aufgehoben [FUJ02b]. Schäffel beschreibt andererseits ein makroskopisches System mit steifem Luftlager [SCH00].

Der von Komori vorgestellte 2D-Mikromotor mit Erregerspulen im Ständer und bewegten Permanentmagneten weist dagegen Gesamtabmessungen von nur $20\ \text{mm} \times 20\ \text{mm}$ auf [KOM00]. Der Motor erreicht mit Vorschubkräften von etwas mehr als $1\ \text{mN}$ zwar schon akzeptable Werte. Allerdings ergeben sich bei einer Normalkraft von ca. $2\ \text{mN}$ wegen der fehlenden Führung im Dauerbetrieb Reibungs- und Verschleißprobleme.

2.4.3 Technologien und Werkstoffe elektromagnetischer Mikroaktoren

Eine Einschränkung bei der Konstruktion elektromagnetischer Mikroaktoren ist das schichtweise Wachstum der Funktionsstrukturen, da im Querschnitt nur durch die lithographische Strukturierung erzielbare Formen möglich sind. Vor diesem Hintergrund wird die Photolithographie mitunter auch als „2½-dimensionale“ Strukturierung bezeichnet.

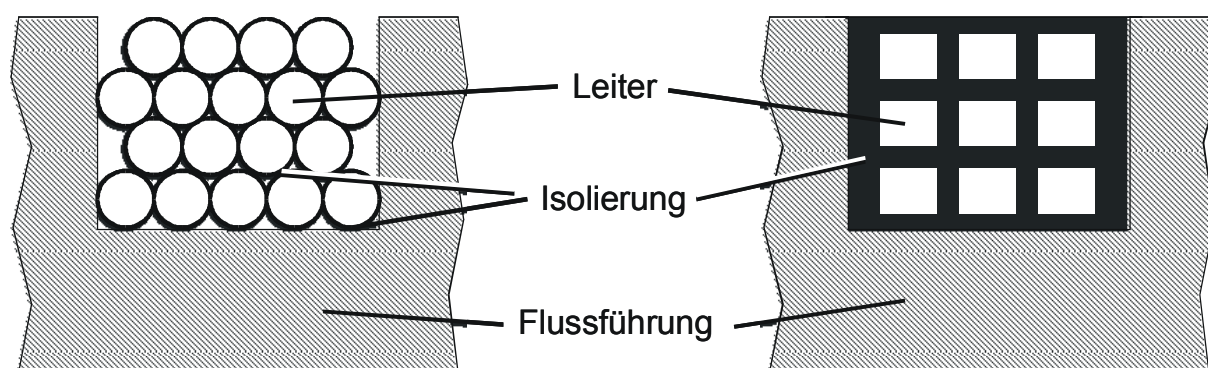


Abbildung 2.21: Isolierung bei makroskopischen (links) und mikrotechnischen (rechts) elektromagnetischen Spulensystemen

Ein weiterer für elektromagnetische Mikromotoren wichtiger Gesichtspunkt ist die mikrotechnische Isolierungsmethode, z.B. durch Polymermaterialien. Während bei gewickelten Spulensystemen die sehr dünne Lackisolierung den Kupferfüllgrad der Nuten kaum beeinflusst, liegen die erforderlichen Abmessungen mikro-technologischer Isolierungen meist über 30% des Spulenquerschnitts (Abb. 2.21).

Dennoch weisen dünnfilmtechnisch gefertigte Spulen auch viele Vorteile, wie die wegen der guten Wärmeabfuhr erhöhte Belastbarkeit, die Fertigung im Nutzen und die starke Miniaturisierung auf. Daher werden elektromagnetische Mikromotoren auch für den kommerziellen Einsatz hergestellt. Zusammen mit dem Institut für Mikrotechnik Mainz (IMM) und dem Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik (IAL) in Hannover hat die Fa. Mymotors & Actuators GmbH extrem kleine Flachmotoren entwickelt [KLE00]. Die Scheibenmotoren mit mikrotechnologisch gefertigten Erregerspulen des Ständers haben einen Durchmesser von 12 mm bei einer Höhe von 1,4 bis 3,0 mm. Dabei wurden Drehzahlen von bis zu 60.000 min^{-1} und Drehmomente von bis zu $80 \mu\text{Nm}$ erreicht [MYM02]. In Abbildung 2.22 sind die verschiedenen Ausführungsformen des sogenannten Penny-Motors gezeigt.

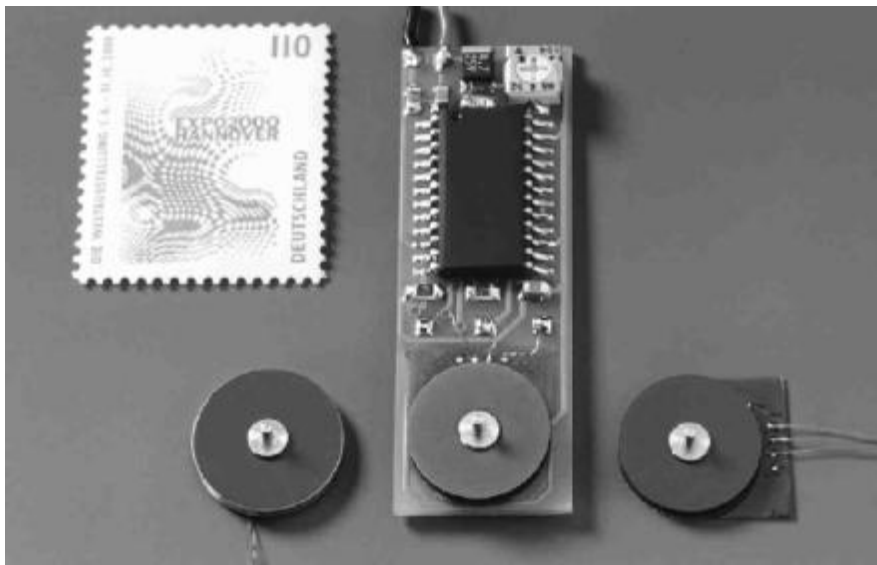


Abbildung 2.22: Penny-Motoren unterschiedlicher Version, Mymotors (links: High-End-; Mitte: EC-; rechts: Low-Cost-Version) [KLE00]

Strukturierung und Abscheidung

Während bei elektrostatischen Motoren die Leistung über die Fläche vergrößert werden kann, muss dies bei elektromagnetischen Wirkprinzipien über das Volumen des Antriebes erfolgen [THI00]. Dieser Zusammenhang soll kurz erläutert werden. Die eigentlichen Funktionselemente eines elektromagnetischen Aktors sind die elektrischen Erregerspulen aus leitfähigem Material sowie Strukturen aus weich- und/oder hartmagnetische Werkstoffen. Abbildung 2.23 zeigt den schematischen

Aufbau eines Motors nach dem elektrodynamischen Prinzip, der seine Kraft gemäß Gleichung 2.2 erzeugt [STÖ01a].

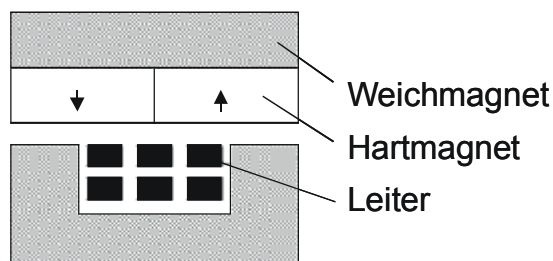


Abbildung 2.23: Typischer Aufbau eines elektrodynamischen Antriebes

Zur Kraftsteigerung kann das Magnetfeld im Arbeitsluftspalt über bessere Magnetmaterialien oder am wirkungsvollsten über ein großes Magnetvolumen gesteigert werden. Dies erfordert aber auch eine Vergrößerung der Querschnitte des weichmagnetischen Materials, um Sättigungserscheinungen zu vermeiden. Die Erhöhung der Leiterlänge ℓ kann am sinnvollsten durch eine größere Windungszahl der Erregerspule erreicht werden. Schließlich kann der Strom I alternativ oder ergänzend durch einen größeren Spulenquerschnitt gesteigert werden.

Alle Maßnahmen zur Erhöhung der Motorkraft führen zu einer Vergrößerung des Bauteilvolumens, insbesondere aber der Schichtdicke der Funktionsstrukturen. Aus diesem Umstand lässt sich unmittelbar der Bedarf an speziellen Fertigungsverfahren für elektromagnetische Mikromotoren ableiten. Es müssen Funktionsstrukturen mit hohem Aspektverhältnis (Verhältnis zwischen Schichtdicke und lateraler Abmessung – HAR, high aspect ratio) erzeugt werden können [KRO98]. Dies setzt zum einen geeignete Strukturierungsverfahren und zum anderen Technologien für die Erzeugung der benötigten Schichtdicken bei guten Schichteigenschaften voraus. Der gesamte Prozess wird in der Literatur auch häufig als HARMST (high aspect ratio microsystem technology) bezeichnet [HSI02].

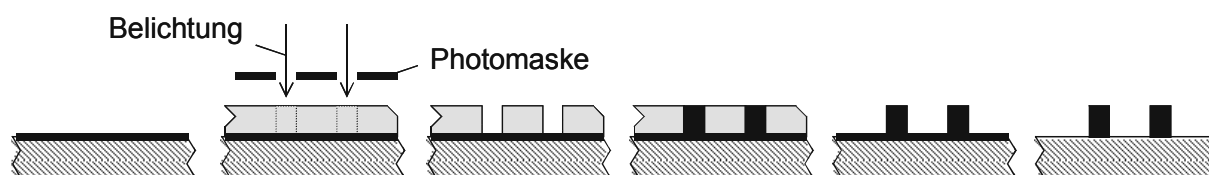


Abbildung 2.24: Lithographie und galvanische Abformung mit positivem Resist (von links nach rechts: Startschicht, Resist-Belichtung, Entwicklung, Galvanik, Resistentfernung, oft auch Startschichtentfernung)

Für die Strukturierung konkurrieren zwei verschiedene lithographische Verfahren. Allgemein ist das Verfahren der Lithographie und galvanischen Abformung in Abbildung 2.24 dargestellt. In der LIGA-Technik (**L**ithographie, **G**alvanik und **A**bformung) wird das Resistmaterial PMMA (Polymethylmethacrylat) mit Synchrotronstrahlung belichtet [ACH00]. Im Anschluss an die Entwicklung findet

die galvanische Abformung statt, die nach der Entfernung des Resistes häufig schon den letzten Prozessschritt darstellt. Der von Ruprecht beschriebene Abformungsprozess findet oft nicht mehr statt [RUP97].

Inzwischen sind mit Hilfe dieses Verfahrens Schichtdicken bis über 3 mm bei Aspektverhältnissen bis zu 1.600:1 möglich [ACH00]. Abbildung 2.25 zeigt beispielhaft einen elektromagnetischen Chopper für optische Anwendungen, dessen weichmagnetischer Kreis aus Nickel-Eisen mit Hilfe des LIGA-Verfahrens gefertigt wird [KUN00].

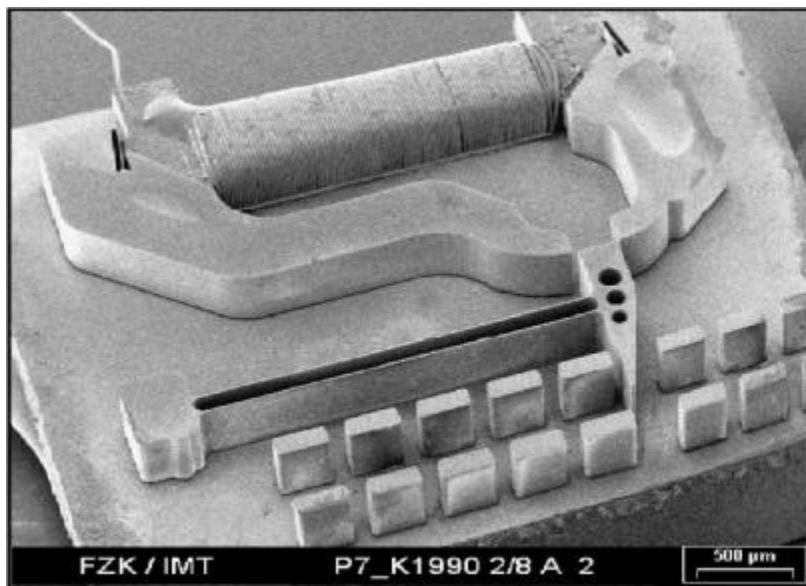


Abbildung 2.25: Elektromagnetischer Chopper in LIGA-Technik [KUN00]

Die hohen Kosten und der relativ aufwändige Prozess des LIGA-Verfahrens verhindern dessen weite Verbreitung, so dass alternative lithographische Methoden entwickelt wurden [HSI02]. Diese basieren auf der Photoresistbelichtung mit ultraviolettem (UV) Licht und werden daher häufig auch als UV-LIGA bezeichnet. In frühen Veröffentlichungen werden Novolac-basierte Resistmaterialien verwendet, die bereits zu guten Ergebnissen elektromagnetischer Bauteile führten [AHN93, HEU96]. Doch die Entwicklung eines hochvernetzenden Polymer-basierten Photoresistes (SU-8) Ende der 90er Jahre führte zu weiterführenden Möglichkeiten der UV-Lithographie. Dieser Resist kann noch in Schichtdicken bis über einen Millimeter bei Aspektverhältnissen von bis zu 40:1 strukturiert werden.

Vielfach wird von ersten erfolgreiche Anwendungen durch Prozesskombination mit den älteren, positiven Resisten berichtet [LÖC00, BRI01]. Durch die mittels UV-Bestrahlung ausgelöste hochgradige Vernetzung des SU-8, ist er chemisch nahezu unangreifbar. Die Entfernung der Galvano-Startschicht ist daher aufgrund der darüber liegenden SU-8 nicht möglich [KOH02]. Während dies bei weichmagnetischen Strukturen weniger problematisch ist, wären Leiterstrukturen durch diese Startschicht verbunden und damit kurzgeschlossen. Dagegen kann der

Resist als Einbettungs- und Isolationsmaterial für die Leiterstrukturen nach deren Erzeugung alternativ zu anorganischen Materialien verwendet werden [KOH02].

Für die Abscheidung der beiden wichtigsten Materialgruppen für Leiter und weichmagnetische Strukturen hat sich die Galvanik durchgesetzt [FIS00]. Die wesentlichen Vorteile der galvanischen Schichterzeugung sind ein relativ schnelles Wachstum von meist einigen Mikrometern pro Stunde sowie die preiswerte Anlagentechnik. Darüber hinaus lassen sich nahezu alle metallischen Werkstoffe mit diesem Verfahren abscheiden [GAI88]. Mit angepassten Prozessbedingungen lassen sich Submikrometer-Strukturen mit einem Aspektverhältnis von bis zu 28:1 erfolgreich galvanisch erzeugen [COH01]. Bedingt durch die Feldlinienverzerrung des elektrischen Strömungsfeldes kommt es aber bei der strukturierten Mikrogalvanik zu einem ungleichmäßigen Schichtwachstum (Abb. 2.26).

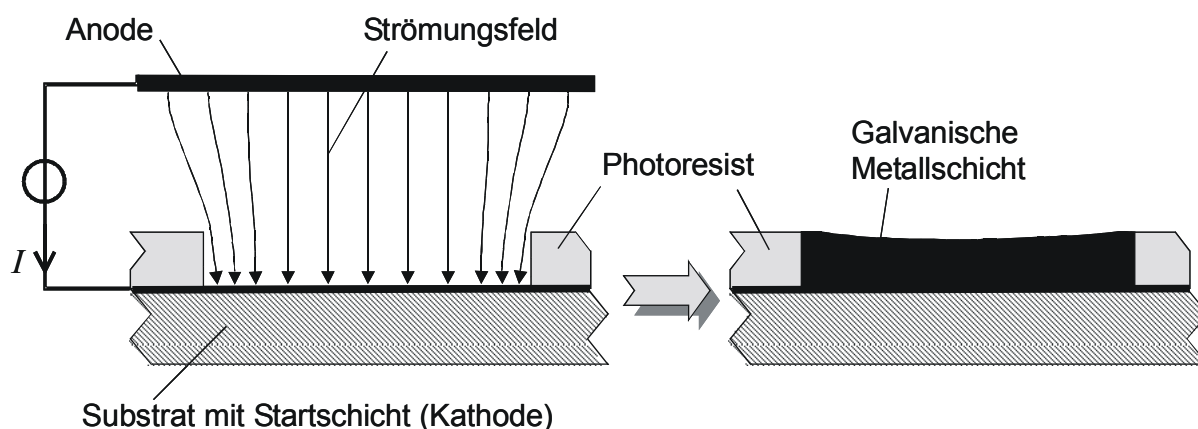


Abbildung 2.26: Ungleichmäßiges Wachstum bei der Mikrogalvanik

Dieser Effekt kann durch verschiedene in der Literatur beschriebene Maßnahmen zwar reduziert, aber oft nicht ausreichend vermieden werden [KRO98]. Daher ist häufig nach der galvanischen Schichtabscheidung eine Planarisierung der Oberfläche notwendig [BUL00, ENI03]. Chemisch-mechanisches Polieren (CMP) ist hierfür besonders geeignet, da hier durch den Einsatz einer Säure selektiv speziell Metalle planarisiert werden können [GUC98]. Ursprünglich wurde der Prozess für Kupfer entwickelt, kann aber auch für andere Metalle angewandt werden [GAT03, HOM00, WRS00, KOU02].

Die beschriebenen Fertigungsverfahren können auch für die Erzeugung zusätzlicher zum Antrieb benötigter Motorbestandteile verwendet werden. Das von Christenson gezeigte Mikrogetriebe eröffnete als eines der ersten in LIGA-Technik auf dem Gebiet der miniaturisierten Antriebstechnik zusätzliche Möglichkeiten [CHR96]. Da nahezu alle rotierenden Minimotoren sehr hohe Drehzahlen erreichen, benötigen sie mehr oder weniger große Getriebeuntersetzung, um die mechanische Leistung an der Welle nutzbar zu machen. Die Fa. Maxon Motor (Schweiz) entwickelt unter teilweisen Einsatz des LIGA-Verfahrens verschiedene Planetengetriebe mit Untersetzungen von bis zu 854:1 und einem minimalen Außendurchmesser von nur

4 mm [KLE03]. In Abbildung 2.27 ist eine weitere Getriebevariante (Harmonic Drive[®]) der Fa. Micromotion im Größenvergleich mit einer Armbanduhr zu sehen.

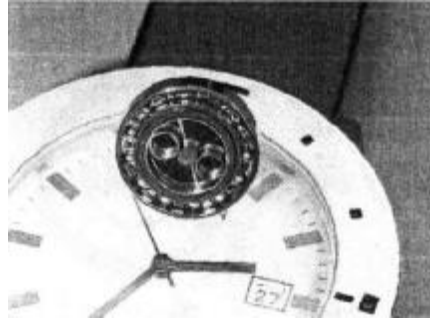


Abbildung 2.27: Micro Harmonic Drive[®] der Fa. Micromotion [DEG02]

Weichmagnetische Materialien

Die gewünschten Eigenschaften einer weichmagnetischen Flussführung für elektromagnetische Motoren sollen anhand von Abbildung 2.28 erläutert werden. Die Sättigungsflussdichte B_s sollte möglichst groß sein, um hohe Flussdichten im Arbeitsluftspalt zu erreichen. Gleichzeitig ist es wünschenswert, hohe Flussdichten bereits bei kleinem Feld zu erzielen, um so die erforderliche elektrische Erregung zu minimieren. Die Permeabilität entspricht der Steigung der Magnetisierungskurve und beeinflusst direkt den magnetischen Widerstand.

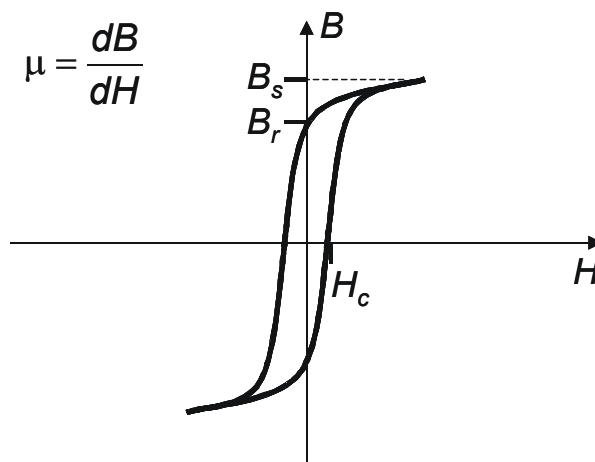


Abbildung 2.28: Magnetisierungskennlinie eines ferromagnetischen Werkstoffes

Schließlich sollte die Hystereseschleife eine minimale Fläche aufweisen, da diese der bei einer Ummagnetisierung des Werkstoffes erforderlichen Energie proportional ist. Die Koerzitivfeldstärke H_c bestimmt hierbei den Nulldurchgang der Flussdichte und damit die Breite der Hystereseschleife. Von untergeordneter Bedeutung ist dagegen die remanente Flussdichte B_r , welche durch die Ausrichtung der Domänen bei der Feldstärke Null bestimmt wird. Bei Magnetsaltern wie z.B. Relais ist ein zu hohes B_r unerwünscht, da das verbleibende Magnetfeld noch große Kräfte verursacht, die die Rückstellkräfte der Mechanik übersteigen können.

Während die galvanische Abscheidung von Leitermaterialien für die Erregerspulen elektromagnetischer Mikromotoren vergleichsweise unproblematisch ist, erfordert die Entwicklung entsprechender Prozesse für weichmagnetische Materialien einen größeren Forschungsaufwand. Dies ist zum einen darauf zurückzuführen, dass die drei ferromagnetischen Elemente Eisen, Nickel und Kobalt nicht in ihrer reinen Form verwendet werden können. Die stöchiometrische Einstellung geeigneter Legierungen erfordert einen sehr stabilen Galvanikprozess. Zum anderen beeinflussen andere Parameter wie kristallographischer Aufbau, Textur, innere Spannungen und organische Einschlüsse die weichmagnetischen Eigenschaften der Galvanikstruktur [ZOU02].

Bereits sehr früh wurden Nickel-Eisen (NiFe) Legierungen als weichmagnetischer Funktionswerkstoff für die galvanische Abscheidung untersucht [HEN64]. Dies liegt an den hervorragenden magnetischen Eigenschaften dieser Zwei-Phasen-Legierungen. Insbesondere weist die Zusammensetzung NiFe 81/19 einen Nulldurchgang der Magnetostriktion auf [NIT86]. Außerdem sind mit anderen Zusammensetzungen Anpassungen der Wärmeausdehnung oder bei NiFe 50/50 eine nahezu rechteckige Magnetisierungskurve oder sehr hohe Sättigungsflussdichte möglich [MÜN89].

In vielen Veröffentlichungen wird über geringfügig veränderte NiFe-Elektrolyte berichtet, die für die jeweiligen Bedürfnisse angepasst und optimiert sind [KIE97]. Eine bedeutsame Erweiterung ist die Abscheidung mit Hilfe von Pulsstrom [LÖC93, TAN01]. Hiermit kann nicht nur die Textur und die Oberfläche verbessert, sondern auch die Legierungszusammensetzung in weiten Grenzen beeinflusst werden [DET66].

Das Erreichen einer hohen Schichtdicke bei der Herstellung elektromagnetischer Mikromotoren ist Untersuchungsgegenstand in vielen Arbeiten [LÖC94, SCH98]. Im Allgemeinen zeigt sich dabei eine Zunahme der mechanischen Spannungen der Schicht, die sich negativ auf die Permeabilität des Werkstoffes auswirkt [ZOU02]. Umfangreiche Untersuchungen zu diesen Spannungen führten zu einigen Anpassungen des Elektrolyten sowie des Abscheideprozesses [HAD99, GOO03]. Aber auch eine nachträgliche Temperaturbehandlung der erzeugten NiFe-Schicht bei über 1.000°C zeigt je nach Schichtform mehr oder weniger vielversprechende Ergebnisse [ABE96, SCH98]. Allerdings sind diese hohen Temperaturen in der Regel nur bei Abwesenheit weiterer Materialien sowie bei Substraten geeignet, die einen sehr ähnlichen Ausdehnungskoeffizienten aufweisen. Je nach Strukturform, Elektrolyt und Prozess variieren in diversen Veröffentlichungen die erreichbaren Ergebnisse sehr stark. Es lassen sich Schichtdicken von maximal einigen hundert Mikrometern, Permeabilitäten bis zu 1.000 und Sättigungsflussdichten von ca. 1 T erzielen.

Neben NiFe wurden in der jüngeren Vergangenheit auch andere weichmagnetische Legierungen mit speziellen Vorzügen untersucht. Mit Hilfe der

Kathodenzerstäubung (Sputtern) können auch komplizierte Legierungen in ihrer Stöchiometrie sehr genau eingestellt werden. Da hierbei aber wirtschaftlich meist nur dünne Schichten abgeschieden werden können, beschränkt sich die Anwendung dieses Verfahrens z.B. auf Dünnschichtköpfe für Festplattenspeicher [ZOU02].

Für Mikroaktoren interessanter sind Systeme, die sich auf galvanischem Wege und daher in großen Schichtdicken erzeugen lassen. So verwendete Tang Nickel-Kobalt-Legierungen (50/50) [TAN01], meist ist dies aber Kobalt-Nickel-Eisen (CoNiFe, ca. 59/18/23) [TAB00, RAS01, PER02]. Abbildung 2.29 zeigt die Magnetisierungskurven von NiFe (79,1/20,9) und CoNiFe (58,5/18,1/23,4) im direkten Vergleich [RAS01]. Es wird deutlich, dass mit der alternativen Legierung zwar deutlich höhere Flussdichten erzielt werden, allerdings sind hierfür auch große Feldstärken nötig.

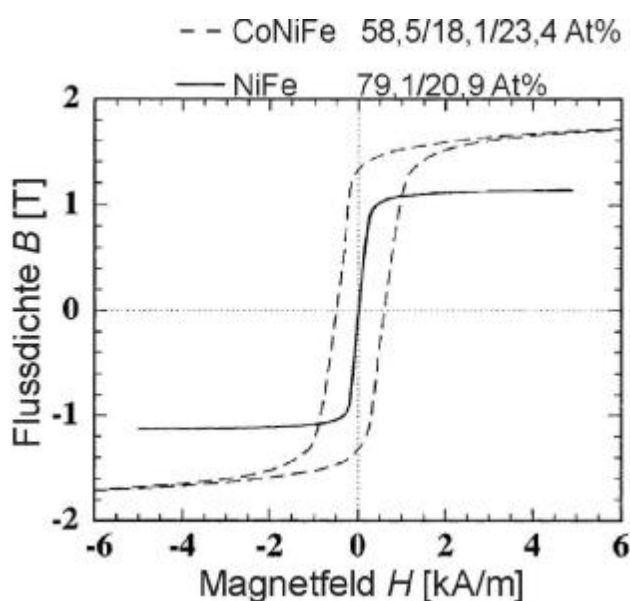


Abbildung 2.29: Magnetisierungskennlinien von NiFe und CoNiFe [RAS01]

Während für induktive Mikrosysteme wie Drosselspulen auch ganz andere Herstellungsverfahren für weichmagnetische Werkstoffe möglich sind, können diese meist nicht auf Mikromotoren übertragen werden. Bei Fukuda erwies sich die vollständige Einbettung einer isolierten Spule in weichmagnetisches Material als vorteilhaft [FUK03]. Bei Mikromotoren ist dieses Verfahren aber nicht anwendbar, da sich hierbei kein definierter Arbeitsluftspalt zur Energiewandlung einstellen lässt. Vielversprechender sind dagegen Ansätze, bei denen weichmagnetische Substrate als magnetischer Rückschluss für Mikrospulen verwendet werden [FUL98, CRA02, SAI03].

Hartmagnetische Materialien

Die häufige Verwendung von makroskopischen oder feinwerktechnischen Permanentmagneten (PM) in Mikroaktoren beruht auf der Wirkungsweise von Systemen mit hartmagnetischen Werkstoffen. Diese erzeugen das primäre

Magnetfeld, mit dem die elektrisch erregte Spule interagiert [LAG99]. Deswegen müssen PM meist für ein hohes Magnetfeld dimensioniert sein, und weisen daher ein großes Volumen auf. Aufbauten wie von Cho mit mikroskopischem PM und makroskopischer Spule sind die Ausnahme bei speziellen Applikationen [CHO03].

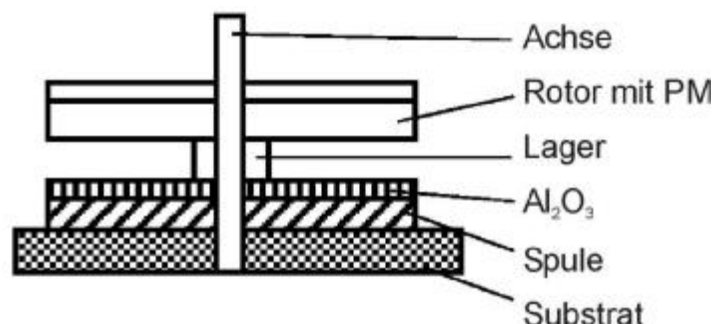


Abbildung 2.30: Typische Anwendung von Permanentmagneten (PM) für einen rotierenden Motor mit makroskopischem PM und Dünnschicht-Spule [YAN01]

Grundsätzlich sind bei PM im Gegensatz zu weichmagnetischen Werkstoffen eine hohe Koerzitivfeldstärke H_c und eine große Remanenzflussdichte B_r von herausragender Bedeutung (siehe auch Abb. 2.28). Damit ist eng die maximale Energiedichte BH_{max} verbunden (auch als BH -Produkt bezeichnet), die sich aus diesen beiden Größen sowie dem Kurvenverlauf ergibt (größtmögliche Rechteckfläche unterhalb der Kurve im zweiten Quadranten) [CAM94]. Hinsichtlich des Einsatzes in magnetischen Kreisen lassen sich darüber hinaus präzisere Aussagen über die Eignung eines Werkstoffes machen. Diese sollen anhand von Abbildung 2.31 genauer erläutert werden [STÖ01a].

Üblicherweise werden PM-Motoren im zweiten Quadranten der Kennlinie betrieben. Ein aufmagnetisierter PM erzeugt im idealen magnetischen Kurzschluss die Flussdichte B_r . Die Kennlinie knickt bei zunehmend negativem Feld H früher oder später ab. Sofern der PM einem Feld jenseits dieses Knicks ausgesetzt wird, folgt die Kennlinie bei anschließend reduziertem Feld nicht mehr ihrem ursprünglichen Verlauf, sondern es wird nur noch eine geringere Remanenzflussdichte B_r' erreicht. Die im Diagramm eingezeichneten Arbeitsgeraden werden durch das elektromagnetische System bestimmt und bewirken das erwähnte negative Feld (Arbeitspunkt A). Dabei ist die Gerade unter dem Winkel α_1 für Magnetkreise unterhalb der Sättigung gültig; bei zunehmendem Luftspalt knickt die Gerade bis zum Winkel α_2 ab, so dass der Punkt A_1' jenseits des Knicks erreicht wird. Dieser Punkt kann auch bei einem von Null verschiedenem Leerlaufstrom erreicht werden (gestrichelte Arbeitsgerade). In diesem Fall verschieben sich die idealen (durchgezogenen) Arbeitsgeraden parallel nach links.

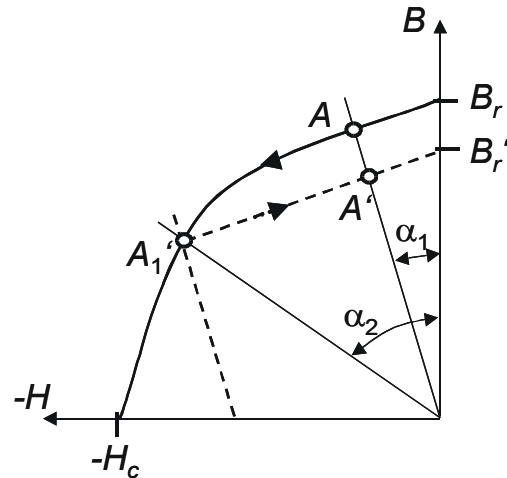


Abbildung 2.31: Entmagnetisierung und Arbeitsgerade eines typischen PM-Materials im Magnetkreis eines elektromagnetischen Motors, nach [STÖ01a]

Weiterhin ist für hartmagnetische Werkstoffe deren Temperaturkoeffizient von Bedeutung, denn bei hohen Temperaturen tritt die Entmagnetisierung früher ein und begrenzt so die Verlustleistung bzw. den maximal zulässigen Strom des Motors. Aus diesen Zusammenhängen wird deutlich, dass bei der Dimensionierung eines Magnetkreises die Kenntnis der eingesetzten Materialien sowie des Motorverhaltens von ausschlaggebender Bedeutung ist.

In vielen modernen Veröffentlichungen wird über Fortschritte bei der Entwicklung hartmagnetischer Materialien berichtet [KOO02, GUT02]. Oft werden auch deren Eigenschaften, z.B. hinsichtlich des Temperaturverhaltens, intensiv erforscht [BAS02]. Während derzeit ein Energieprodukt von etwas über 400 kJ/m^3 erreicht werden kann, gilt als technisch erreichbare Obergrenze ein Wert von 720 kJ/m^3 [JUR01]. Aus dieser Differenz begründet sich der Forschungsbedarf, dessen Ergebnisse zu einer weiteren Leistungssteigerung von PM-erregten Motoren führen werden. Im Hinblick auf Kleinst- und Mikromotoren beschränken sich bislang aber bis auf wenige Ausnahmen die Materialien auf die Seltenerd-Verbindungen Samarium-Kobalt (SmCo) und Neodym-Eisen-Bor (NdFeB). Diese Materialien zeichnen sich durch hohe Koerzitivfeldstärken, Sättigungsflussdichten sowie Energieprodukte aus und sind im Fall von SmCo (NdFeB nur bedingt) relativ unempfindlich gegen hohe Temperaturen.

Während in vielen Arbeiten über polymergebundene Pulver dieser PM-Werkstoffe berichtet wird [DUT99, KAL00b, YAM00], konkurrieren zu diesen hybriden Verfahren auch mikrotechnologische Prozesse. Mit Hilfe des Kathodenzerstäubens werden sowohl SmCo als auch Schichten aus NdFeB abgeschieden [BUD02b, LIL02]. Ein alternativer Vakuumprozess mit gepulstem Laser (PLD, pulsed laser deposition) wird für SmCo von Neul vorgestellt [NEU02]. Ein Nachteil dieser Vakuumverfahren ist der zusätzlich erforderliche Strukturierungsschritt im Lift-Off-

Verfahren oder durch nasschemisches Ätzen [BUD02a, BUD03]. Daher werden auch galvanische Verfahren zur Abscheidung von Kobalt-Platin oder Kobalt-Nickel entwickelt [ZAN02, YAN03]. Diese Technologien sind zwar durch geringere Prozesskosten und eine bessere Verwertung des Ausgangsmaterials wirtschaftlicher, allerdings erreichen die Schichten derzeit noch nicht gleichwertige Eigenschaften wie mit Vakuumverfahren erzeugte Materialien. Alle dünnfilmtechnischen Hartmagneten müssen nach ihrer Abscheidung einer hohen Temperatur ausgesetzt werden, um die gewünschten kristallographischen und damit auch hartmagnetischen Eigenschaften zu erzielen [BUD02b].

2.4.4 Erzeugung von Permanentmagneten

Die meisten sich kontinuierlich bewegenden Motoren erfordern die Ausführung mehrerer PM-Pole im Rotor bzw. Läufer. Bei makroskopischen Motoren können die PM häufig beliebig in einem separaten Prozess aufmagnetisiert und anschließend montiert werden [ENO03, CLA00]. Teilweise kann die Aufmagnetisierung sogar im eingebautem Zustand erfolgen [ZHI02]. Dagegen sind die zur Aufmagnetisierung erforderlichen hohen Magnetfelder bei Abmessungen im Millimeter- oder sogar Mikrometermaßstab problematisch [KAL00b]. Für die meist ganzflächigen PM müssen daher in den meisten Fällen spezielle Vorrichtungen für eine strukturierte Aufmagnetisierung entworfen werden [YAN01]. Diese müssen in einem der Materialstärke angepasstem Luftspalt ein möglichst großes und homogenes, aber auch örtlich begrenztes Magnetfeld erzeugen.

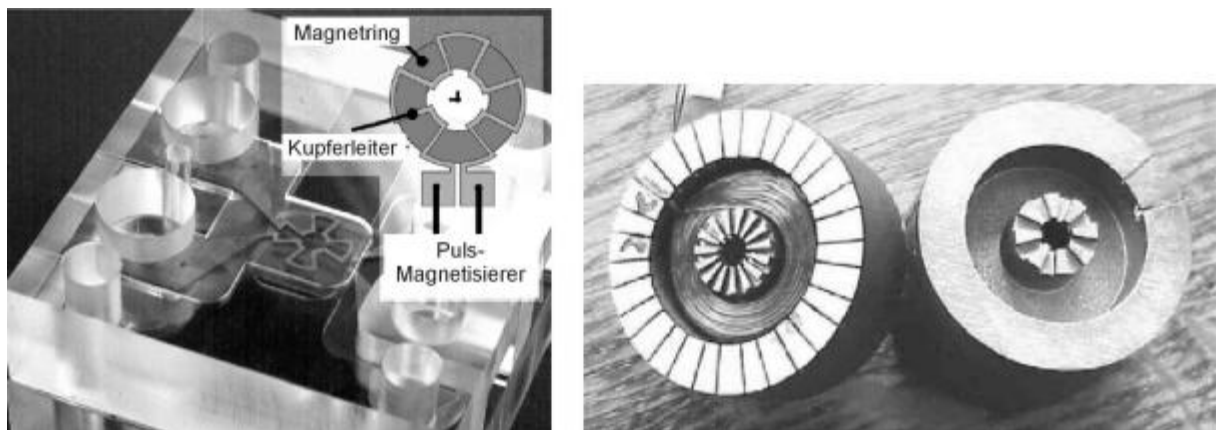


Abbildung 2.32: Aufmagnetisierungsvorrichtungen für zwei Varianten des „Penny“-Motors (links: mäanderförmige Spule [KLE00], rechts: Strukturierung durch Formgebung der weichmagnetischen Pole [GIL02])

Abbildung 2.32 zeigt zwei verschiedene Ansätze einer solchen Vorrichtung für den in Abbildung 2.22 gezeigten sogenannten „Penny“-Motor. Links ist eine Anordnung für die Aufmagnetisierung eines 400 µm dicken NdFeB PM mit acht Polen zu sehen [KLE00]. Die Magnetisierung erfolgt über eine einfache mäanderförmige Spule mit der Geometrie der Pole und einem Strompuls von

5.000 A. Der Motor sollte nun in einer Weiterentwicklung mit 100 μm dicken gesputterten SmCo-Magneten ausgestattet werden und gleichzeitig eine höhere Polzahl von bis zu 30 aufweisen. Die Berechnung ergab für eine ähnliche Anordnung einen nicht praktikablen Strompuls von 30.000 A [GIL02]. Daher wurde eine Anordnung mit makroskopischer, mehrwindiger Spule entworfen (Abb. 2.32, rechts). Die strukturierte Aufmagnetisierung wird bei diesem Prinzip durch die spezielle Formgebung der weichmagnetischen Pole mit sehr hoher Sättigungsflussdichte erreicht.

2.5 Vergleich konkurrierender Wirkprinzipien

Kontinuierliche und frei bewegliche, d.h. nicht federnd aufgehängte Antriebe, benötigen für ihren dauerhaften Betrieb verschleißarme Lager (rotatorische Anwendungen) bzw. Führungen (lineare Anwendungen) mit geringen Reibbeiwerten. Während bei rotierenden Motoren der durch die hohen Drehzahlen bedingte Verschleiß des Lagers vermieden werden muss, kommt bei Lineardirektantrieben auch die Forderung nach einem sehr geringem Reibkoeffizienten der Führung hinzu [KAL91]. Abbildung 2.33 veranschaulicht den wesentlichen Unterschied zwischen rotierenden und linearen Motoren hinsichtlich der auftretenden Normalkräfte.

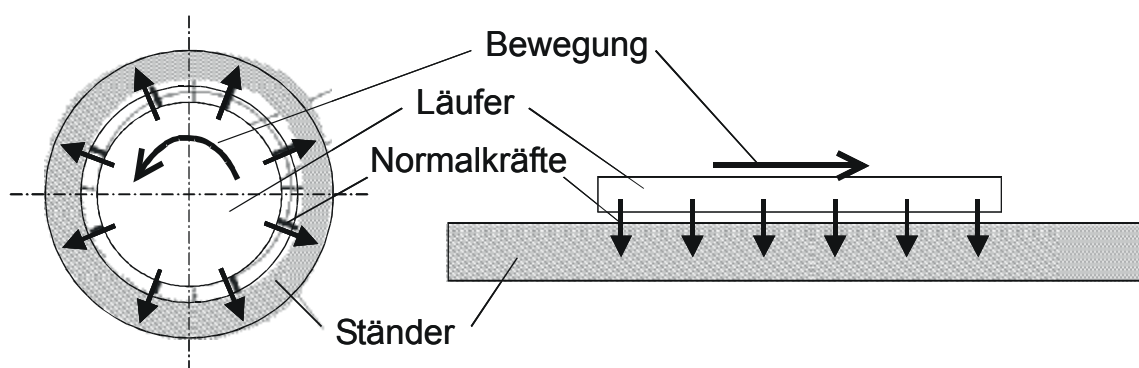


Abbildung 2.33: Normalkräfte bei rotierenden (links) und linearen (rechts) Motoren

Bei rotierenden Motoren können die bei allen Wirkprinzipien auftretenden Normalkräfte (hier radial) durch eine symmetrische Motorausführung theoretisch vollständig kompensiert werden. Sofern kein doppelseitiger Aufbau, wie etwa von Seidemann oder Fujii vorgeschlagen, gewählt wird, kommen bei linearen Motoren die Normalkräfte dagegen vollständig zur Wirkung [SEI03, FUJ02b]. Während bei makroskopischen Antrieben durch eine Vielzahl konstruktiver Maßnahmen diese Problemstellung gut beherrschbar ist, muss die Reibung bei linearen Mikroantrieben meist in erheblich größerem Umfang beachtet werden. Häufig bestimmt das Führungskonzept bei derartigen Mikroaktoren die Gesamtkonzeption des Antriebes in erheblichem Ausmaß.

Derzeit ist für lineare Direktantriebe im Mikrometerbereich mit großen Verfahrwegen und Stellkräften das elektromagnetische Wirkprinzip als das vielversprechendste Konzept anzusehen [GAT00]. Allerdings macht die Vielzahl der

für Mikroaktoren verfügbaren Antriebsprinzipien einen generellen Vergleich sehr schwierig. In entsprechenden Veröffentlichungen werden jeweils andere Anwendungen und Aspekte hervorgehoben, so dass unterschiedlichste Folgerungen resultieren: So vergleicht etwa Gessner, bezogen auf optische Scanner, die Betriebsfrequenzen und Auslenkungswinkel verschiedener Wirkprinzipien [GES00]. Hierbei schneiden je nach den Bedürfnissen der speziellen Anwendung entweder elektrostatische oder piezoelektrische Aktoren am besten ab. Doch auch elektromagnetische Antriebe weisen durch ihre besonders große Auslenkung ein gewisses Anwendungspotenzial auf.

Sommer-Larsen vergleicht dagegen vorzugsweise Energiedichten, erreichbare Drücke und Effizienz [SOM02]. Daraus resultieren als beste Prinzipien „smarte“ Materialien wie Formgedächtnislegierungen, piezoelektrische oder Aktoren mit elektrisch aktiven Polymeren. In diesem Vergleich liegen wiederum elektromagnetische Prinzipien im Mittelfeld. Dieser Umstand fällt auch in umfassenderen Vergleichen wie bei Thielicke auf [THI00]. Er zeigt, dass elektromagnetische Prinzipien im Gegensatz zu anderen Prinzipien ein sehr weit gestreutes Anwendungsspektrum abdecken können.

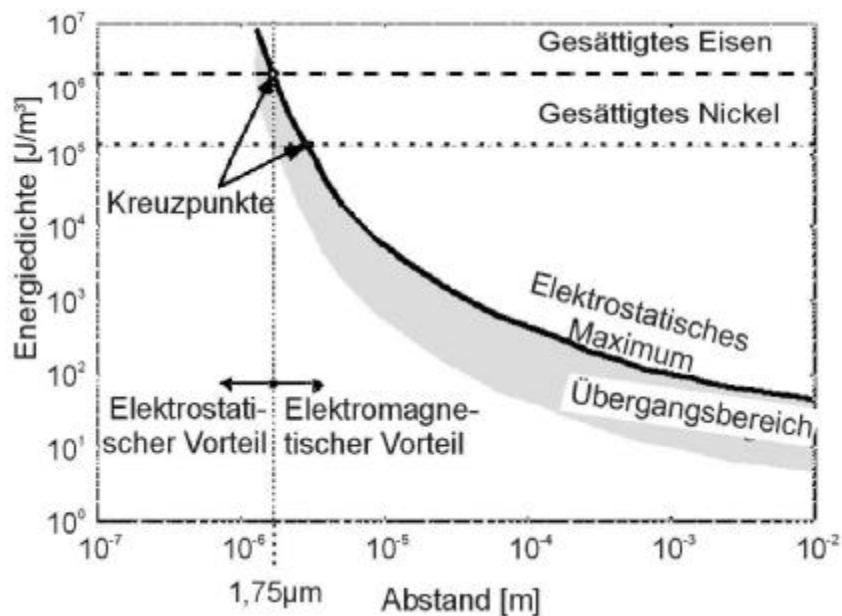


Abbildung 2.34: Vergleich der Energiedichte von elektrostatischen und elektromagnetischen Aktoren in Abhängigkeit des Arbeitsspalt [JUD00]

Eine sinnvolle Einteilung für einen etwas allgemeineren Vergleich kann die Einteilung nach der Baugröße des betrachteten Aktors liefern. Bei sehr kleinen Abmessungen oder auch Auslenkungen konkurriert mit dem elektromagnetischen das elektrostatische Wirkprinzip. Judy zog dabei die bekannte Paschen-Kurve zu einem Energiedichte-Vergleich in Abhängigkeit vom Arbeitsabstand heran (Abb. 2.34) [JUD00]. Dabei wird die Sättigungsmagnetisierung von Nickel bzw. Eisen als vergleichende Größe mit dem elektrischen Feld verwendet.

Danach kann das elektrostatische Prinzip nur für sehr kleine Arbeitsabstände bevorzugt eingesetzt werden. Allerdings berücksichtigt dies noch nicht die bereits beschriebenen Abwandlungen wie z.B. Kammelektroden, mit denen beachtliche Auslenkungen erzielt werden können [JAN00]. Hinzu kommt die sehr einfache Herstellung elektrostatischer Aktoren mit Silizium als Basismaterial. Insgesamt erscheint die Anwendung elektrostatischer Aktoren sinnvoll, wenn sehr kleine Auslenkungen (unter 2 μm) oder geringe Kräfte (kleiner als etwa 100 μN) bei Auslenkungen bis ca. 200 μm erforderlich sind.

Bei Motorabmessungen in der Größenordnung eines oder mehrerer Zentimeter stellen Piezoaktoren eine zunehmend gute Alternative dar [HEI00]. Eine Anwendung dieser Motoren wird z.B. in Consumer-Produkten gesehen [DIE00]. Die bisherigen Nachteile von Piezomotoren, wie die ungünstige Motorkennlinie, werden durch neuartige Entwicklungen allmählich ausgeglichen [DIE03]. So kann die Gefahr des Bewegungszusammenbruchs bei Lastwechseln mit einer intelligenten Ansteuerung verhindert werden [DIE02]. Hinzu kommen Weiterentwicklungen bei rotierenden Piezomotoren, die auf dem Wanderwellen-Prinzip beruhen [UCH04]. Durch eine zunehmende Massenproduktion und damit sinkenden Kosten werden Piezomotoren zukünftig neben den bereits bestehenden Anwendungsfeldern (z.B. hochwertige Positionierantriebe) weitere Marktsegmente für sich beanspruchen können.

Mit Hilfe leistungsstarker Permanentmagnete kann dagegen bei elektromagnetischen Motoren eine sehr hohe theoretische Energiedichte erreicht werden [ROS02]. Sie zeichnen sich auch durch eine hohe Anzahl von Variationen hinsichtlich Wirkprinzip und Aufbau aus [STÖ01a]. Diese lassen sich in vielen Fällen auch auf Mikroaktoren übertragen. Durch Weiterentwicklungen der Materialien und Technologien werden weitere positive Trends erwartet [KAL00a, REY02]. Dabei bietet die Miniaturisierung für einige Prinzipien noch Vorteile, die z.B. durch höhere zulässige Stromdichten ermöglicht wird [JUF94, CUG03].

Die umfangreichen Erfahrungen und Berechnungsmethoden auf dem Gebiet elektromagnetischer Motoren sowie ein zunehmendes Materialspektrum eröffnen dem Motorentwickler vielfältige Möglichkeiten, an spezifische Aufgaben angepasste Mikroaktoren zu entwerfen. Daher wird in den fachbezogenen Veröffentlichungen den elektromagnetischen Mikromotoren auch weiterhin eine große Bedeutung beigemessen [LEH96, GAT02b].

Andere Prinzipien

Dieser Abschnitt soll einen kurzen Überblick über andere, noch nicht behandelte Wirkprinzipien von Mikromotoren geben. Diese sind allerdings sehr speziell und auf Grund verschiedener Einschränkungen entweder nur für ein eng umgrenztes Aufgabengebiet einsetzbar oder befinden sich bislang erst in der Erforschung.

Ein noch relativ neues, aber erfolgversprechendes Material sind durch ein elektrisches Feld verformbare Polymere in flüssig-kristalliner Form, als Gel oder in fester Form. Die vielfältigen Verarbeitungsmöglichkeiten von Kunststoffen ermöglichen hierbei nahezu beliebige Formen der Aktoren. Es sind Längenänderungen von bis zu 380% bei einer gleichzeitig sehr hohen Energiedichte möglich [SOM02]. Diese interessanten Eigenschaften ermöglichen Applikationen wie Lautsprecher oder miniaturisierte Roboter. Eine ähnliche Wirkungsweise besitzen einige Nano-Tubes aus Karbon, wobei allerdings nur eine bedeutend geringere Effizienz und Auslenkung erreicht werden kann [ROT00].

Der von Lee beschriebene sogenannte „Corona“-Motor beruht auf kontinuierlich hervorgerufenen elektrischen Entladungen und der daraus resultierenden Kraft [LEE03]. Der Motor hat zwar bei einer Betriebsspannung von 1.300 V ein gemessenes Drehmoment von nur ca. 20 nNm. Dies wird aber bei einer beachtlichen Drehzahl von 15.000 min^{-1} erreicht, so dass sich eine rechnerische Leistung von immerhin $31 \mu\text{W}$ ergibt. Abbildung 2.35 zeigt den Ständer und Rotor dieses außergewöhnlichen Motorprinzips.

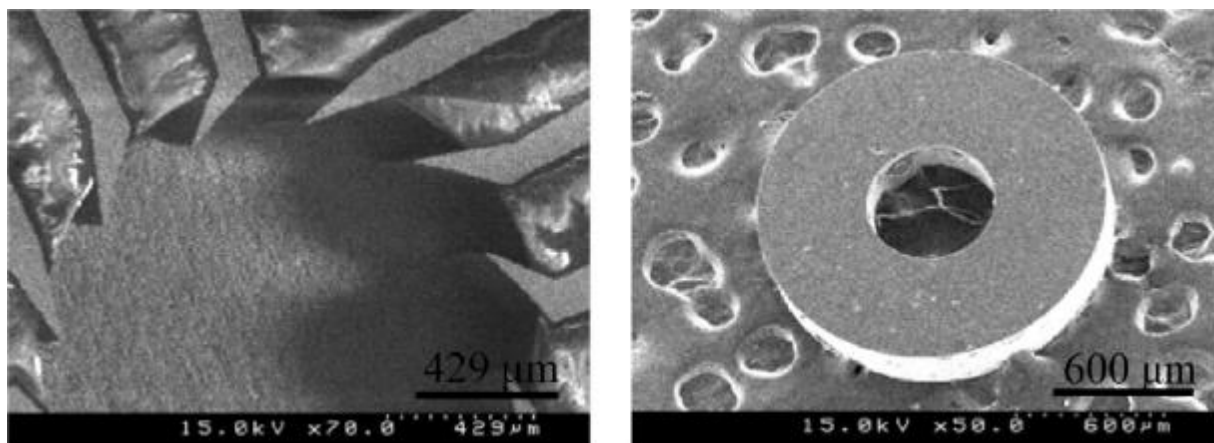


Abbildung 2.35: Mikro-Corona-Motor (links: Ständer mit ausgerichteten und isolierten Nickelelektroden; rechts: Rotor aus PMMA) [LEE03]

Auch elektromagnetische Energie in Form von Licht kann in eine mechanische Bewegung umgewandelt werden. Uchino beschreibt keramische Materialien, die durch Lichteinwirkung ihre Form ändern [UCH02]. Auf diese Weise konnten einige Applikationen verwirklicht werden. Ein anderes Prinzip nutzt die abstoßende Kraft auf Materie bei Absorption bzw. Reflexion von Strahlung [SUL01].

3 Synchronmotoren

3.1 Prinzip und Bauformen von Synchronmotoren

Das in dieser Arbeit auf einen linearen Mikromotor angewandte Wirkprinzip des Synchronmotors soll in diesem Kapitel näher erläutert werden. Es ergeben sich Konsequenzen für den realen Aufbau dieser Motoren, die bei der Konstruktion berücksichtigt werden müssen. Zunächst soll das Prinzip an rotierenden Motoren erläutert werden. Die Bezeichnung des Synchronmotors beruht auf der Drehzahl des Läufers bzw. Rotors, die immer synchron mit der Kreisfrequenz des magnetischen Ständerfeldes ist. Denn bei Synchronmotoren ist die zweite drehmomentbildende Komponente fest an den Läufer gebunden [STÖ01a]. Das Ständerfeld, auf dessen analytische Betrachtung hier verzichtet wird, wird durch ein Dreh- oder Wechselstromsystem der Frequenz f_1 erregt [SEI88, SEI92]. Damit ergibt sich für die (synchrone) Drehzahl n_s eines Synchronmotors folgender einfacher Zusammenhang:

$$n_s = \frac{f_1}{p} \quad (3.1)$$

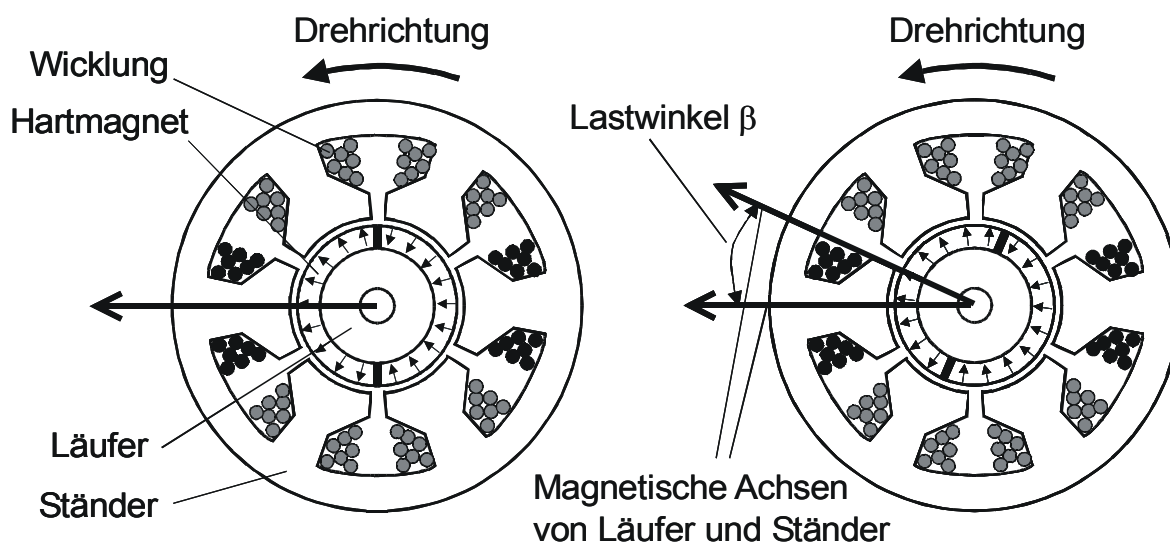


Abbildung 3.1: Lastfälle eines Synchronmotors und der sich dabei einstellende Lastwinkel β (links: idealer Leerlauf; rechts: Belastung des Motors mit einem Drehmoment)

Hierbei ist p die Polzahl des Motors. Folglich ist die Drehzahl nur durch diese Polzahl, die sich aus dem konstruktivem Aufbau ergibt, sowie über die Betriebsfrequenz des Ständers einstellbar. Bei Belastung eines Synchronmotors stellt sich zwischen der Polachse des Drehfeldes und der des Läufers der Lastwinkel β ein, der bei einem Wert von (elektrisch) 90° zu einem labilen Verhalten bis zum Stehen bleiben des Motors führt [STÖ01a]. Hierzu kann man sich den Läufer vom Drehfeld des Ständers wie von einer Feder gezogen vorstellen. Abbildung 3.1

veranschaulicht diesen Zusammenhang an Hand des idealen Leerlaufes und Beaufschlagung mit einer Last (Drehmoment).

Der Läufer erzeugt bei allen verbreiteten Ausführungsformen sein Magnetfeld entweder durch eine Gleichstromerregung oder durch Permanentmagneten. Auf andere Bauformen, wie den Hysterese- oder Reluktanzmotor, soll wegen der geringen Bedeutung dieser Varianten nicht eingegangen werden [STÖ01a].

Ein Beispiel für kleine, preisgünstige Synchronmotoren sind solche nach dem Klauenpolprinzip (Abb. 3.2). Die Ringwicklung des Ständers (ein- oder mehrsträngig) erregt durch die wechselseitig umgebogenen Blechklaue magnetische Pole mit alternierender Ausrichtung. Dieses Prinzip hat den Vorteil, mit geringem Aufwand Motoren mit hohen Polzahlen, d.h. mit kleiner Drehzahl und großem Drehmoment, verwirklichen zu können. Allerdings ist die Effizienz des Motors durch die Erzeugung erheblicher Streuflüsse vermindert [STÖ01a].

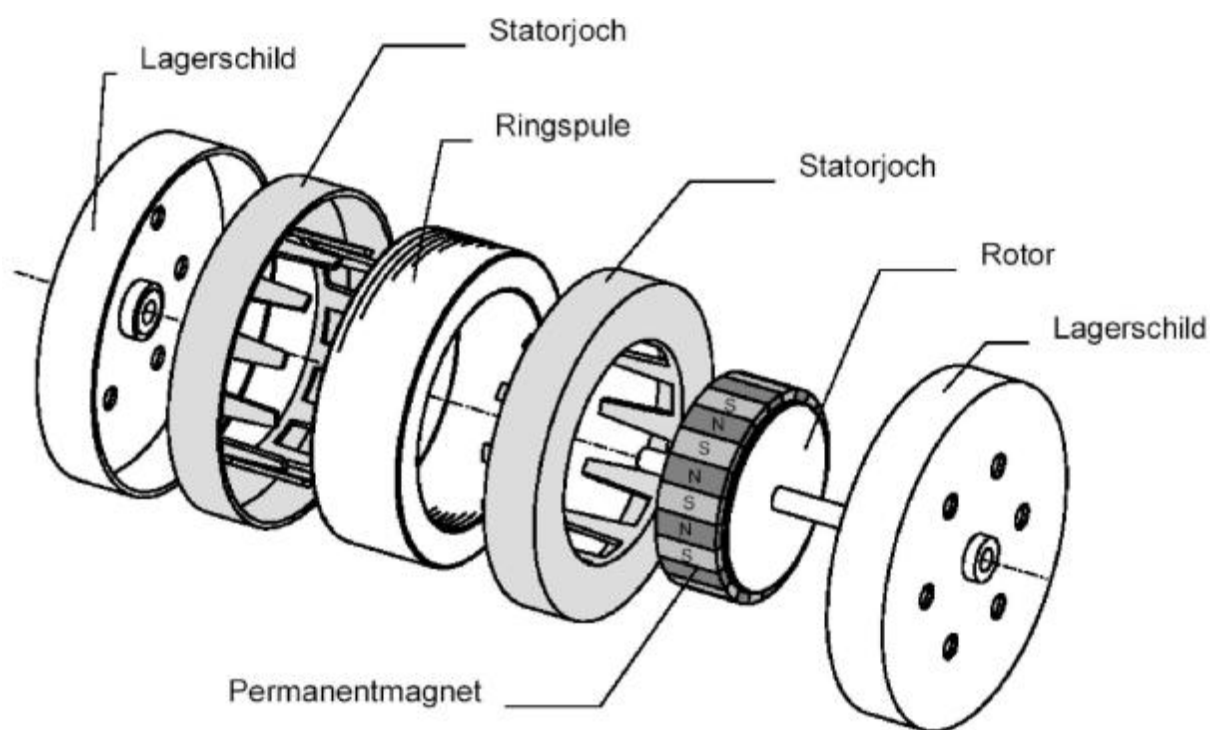


Abbildung 3.2: Explosionsdarstellung eines Klauenpolmotors [WAL04]

In Kleinantrieben kommt Motoren nach dem Synchronprinzip eine immer stärkere Bedeutung zu. Bei Maschinen mit Leistungen unterhalb einiger Kilowatt können wegen der Weiterentwicklung entsprechender Materialien in zunehmendem Maße Läufer mit Permanentmagneterregung verwendet werden [JUR01]. Die Ausführung der Ständerwicklungen in Nuten lässt bei Synchronmotoren bis zu einem Mindestdurchmesser von etwa 100 mm ähnliche Optimierungsmaßnahmen zu wie bei makroskopischen Motoren zu. Dies betrifft sowohl die Wicklung selbst, als auch spezielle Anordnungen der Permanentmagneten im Läufer [ALT01, WAN02, KAW03]. Bei sehr kleinen Synchronmotoren mit einem Durchmesser von wenigen

Millimetern werden dagegen nur noch Luftspaltwicklungen und einfache Geometrien für die Permanentmagnete verwendet [STÖ01a].

Im Bereich von Kleinstmaschinen beherrschen Motoren nach dem Synchronprinzip fast vollständig die Forschungslandschaft [KLE00, SCH02, WAL04]. Dies ist auf ihren robusten, einfachen und dennoch vielfältigen Aufbau, z.B. als Scheibenläufer oder Klauenpolmotor, zurückzuführen. Um die Kontaktierung durch Bürsten und die damit verbundenen Effekte wie Reibung und Verschleiß zu vermeiden, werden miniaturisierte Antriebe und Mikromotoren nach dem Synchronprinzip ausschließlich mit bewegtem Permanentmagnetkreis ausgeführt.

3.2 Umsetzung von linearen Synchronmotoren

Obwohl der erste elektromagnetische Linearmotor bereits 1845 vorgestellt wurde [ROH02], setzte sich diese Maschinenart erst vor einigen Jahren im allgemeinen Maschinenbau durch. Zuvor blieben Linearmotoren auf einige Spezialanwendungen im Hightech-Bereich beschränkt. Dies war maßgeblich darauf zurückzuführen, dass die spezifische Auslegung und Fertigung der Linearmotoren für die jeweilige Applikation hohe Kosten verursachte [SCH01a]. Inzwischen sind jedoch viele Spezialfirmen in der Lage, eine breite Produktpalette anzubieten, die durch einen meist modularen Aufbau eine Vielzahl an Applikationen abdecken kann [ESR03].

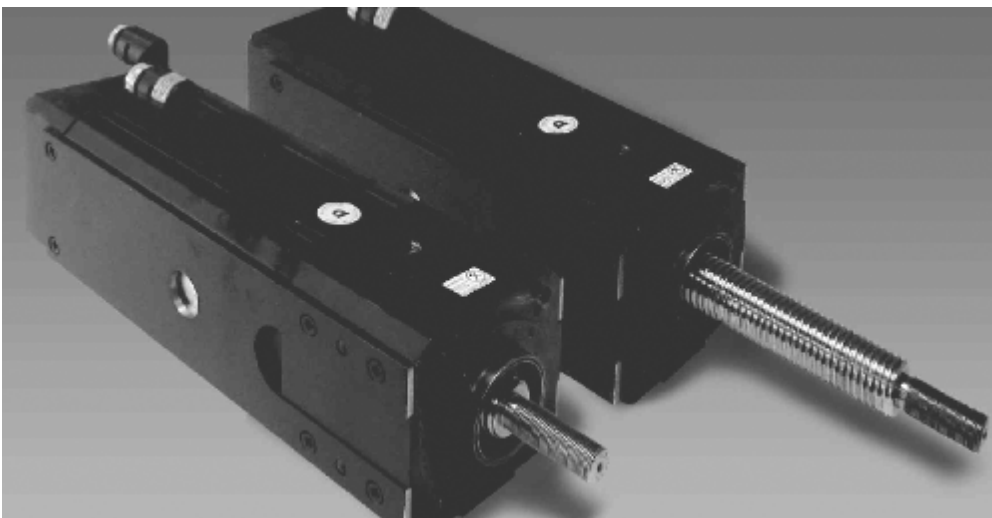


Abbildung 3.3: Industrieller Spindeltrieb [BAU03b]

Lineardirektantriebe müssen mit Spindeltrieben (Abb. 3.3) oder anderen Prinzipien verglichen werden, die über mechanische Getriebe die rotatorische Bewegung eines herkömmlichen Motors in eine lineare umwandeln. Diese haben in der Regel bei gleicher Baugröße deutlich größere Kräfte und sind selbsthemmend. Das heißt, durch das meist hochuntersetzende Getriebe sind sie in der Lage, auch ohne elektrische Erregung sehr große Kräfte aufzunehmen [IFW02]. So erreicht der in Abbildung 3.3 gezeigte Spindeltrieb bei einer Baugröße von ca.

130 mm x 130 mm x 460 mm eine Vorschubkraft von bis zu 7 kN bei einer Haltekraft von max. 20 kN [BAU03b].

Allerdings sind die Verfahrswege von Spindeltrieben häufig bauartbedingt begrenzt und die Dynamik ist nur bei kurzen Stellwegen besser als bei Lineardirektantrieben [ROH02]. Um große Verfahrswege bei hoher Dynamik zu erreichen, stellen bei nicht zu großen Haltekraften Linearmotoren meist die bessere Alternative zu rotierenden Motoren mit Spindelgetriebe dar [MEY03]. So bietet z.B. die Firma ESR Pollmeier GmbH Linearantriebe an, die Beschleunigungen bis zu 490 m/s^2 , Kräfte von maximal 2 kN und Spitzengeschwindigkeiten von 20 m/s bei theoretisch uneingeschränktem Verfahrsweg aufweisen [ESR03].

Dennoch haben Lineardirektantriebe neben der geringeren Haltekraft noch weitere Nachteile. Zum einen ist der lineare Arbeitsluftspalt empfindlich gegen Verschmutzungen. Da fast ausschließlich permanent erregte lineare Synchronmotoren verwendet werden, gilt dies insbesondere für ferromagnetische Späne [IFW02]. Zum anderen weisen Linearmotoren meist einen schlechteren Wirkungsgrad als rotierende Motoren auf. Weiterhin fehlt die Möglichkeit, durch einen auf die Motorachse montierten schnell drehenden Lüfter die Wicklung zu kühlen. Hinzu kommt die Auslegung mit einer höheren Anschlussleistung, da der Antrieb nach der maximal möglichen Kraft ausgelegt sein muss [ROH02]. Häufig folgt daraus der Bedarf einer zusätzlichen Zwangskühlung mit Wasser.

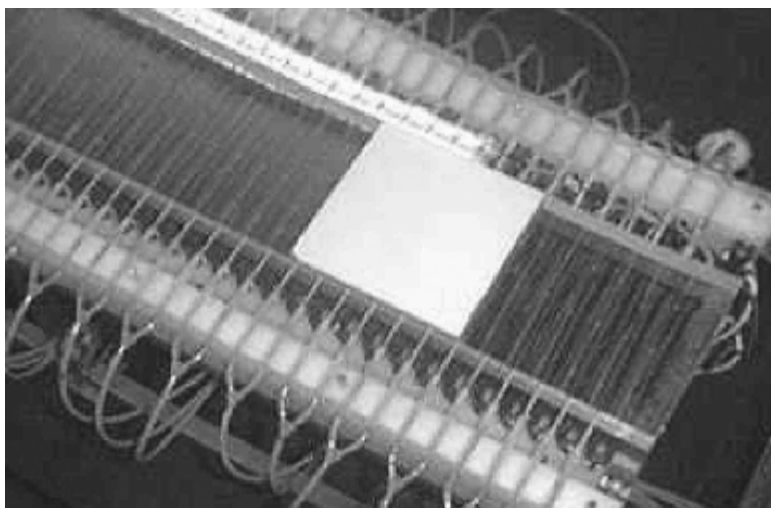


Abbildung 3.4: Linearer Synchronmotor mit bewegten PM [BRI00]

Obwohl in der Literatur viele verschiedene Aufbaumöglichkeiten elektromagnetischer Synchronlinearmotoren auch mit bewegtem Permanentmagnetkreis (als Läufer, Abb. 3.4) beschrieben wurden [SCH01a], sind diese Prinzipien bis auf wenige Ausnahmen [CLA00, BRI00, SIE01] in der Praxis eher selten. Derartige Systeme kommen üblicherweise bei Transportanwendungen mit mehreren Läufer Schlitten und extrem langen Verfahrswegen zum Einsatz [BAU03a]. Denn bei Verfahrswegen in der Größenordnung eines Meters, die meist zur Entscheidung für

Lineardirektantriebe (mit Kurzläufer) führen, ist es kostengünstiger, Permanentmagnete als Spulensysteme im längeren Ständer unterzubringen [REY00]. Zudem führt diese Maßnahme zu einer geringeren Verlustleistung, da in jedem Fall (auch ohne aufwändige Steuerelektronik) nur der Läufer erregt wird. Daher werden lineare Synchronmotoren meist nach dem in Abbildung 3.5 gezeigtem Prinzip mit langem Permanentmagnet-Ständer ausgeführt. Hierbei erfolgt die Versorgung des Läufers mit Strom und gegebenenfalls mit Kühlwasser über Schleppleitungen.

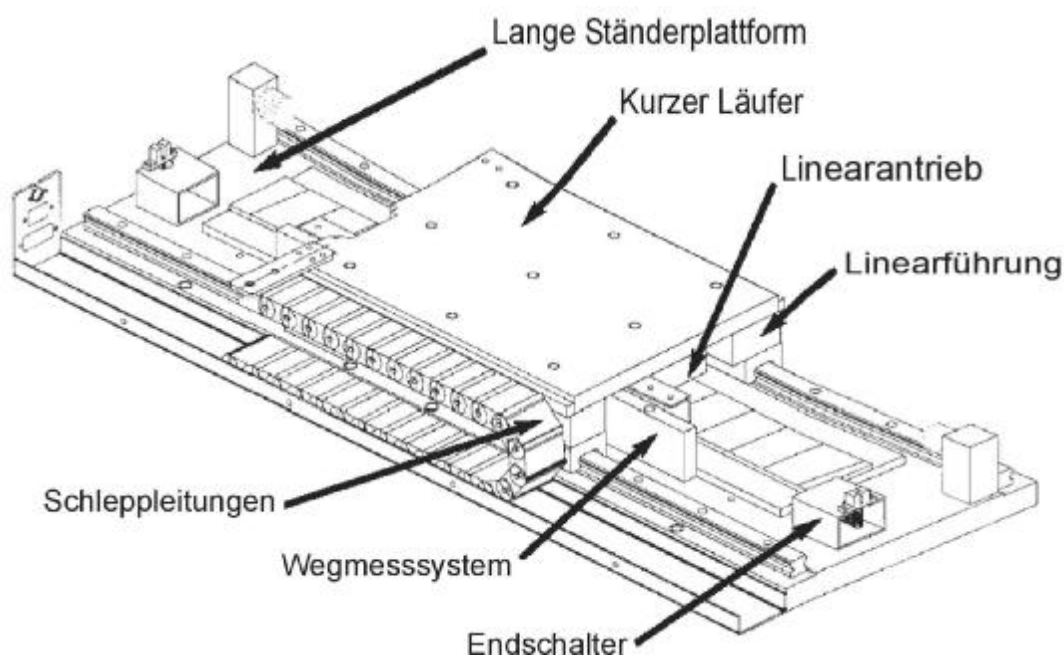


Abbildung 3.5: Prinzip handelsüblicher linearer Synchronmotoren mit langem Permanentmagnet-Ständer [BAL03]

Im Gegensatz zu rotierenden Motoren weisen Linearmotoren durch ihre räumliche Begrenzung an ihren beiden Enden nichtlineare Effekte auf. Diese führen zu unerwünschten Streufeldern, die das nutzbare magnetische Feld schwächen und damit die erzielbare Vorschubkraft reduzieren [WAN03a, WAN03b]. Zwar wurden in der Literatur bereits Lösungsansätze für diese Problematik vorgestellt [FUJ02a], doch aus Kostengründen wurde in kommerziellen Antrieben bislang auf die Verwirklichung dieser Vorschläge verzichtet. Andere Arbeiten beschäftigten sich z.B. mit einer variablen Ansteuerung der Ständersysteme, um die Dynamik des Antriebes in jedem Betriebszustand weiter zu optimieren [REY00].

Ein weiterer wichtiger Aspekt sind die elektromagnetischen Normalkräfte, die das bis zu Zehnfache der Vorschubkräfte erreichen können und so die Führung des Antriebes erheblich belasten [IFW02]. Ein üblicher Ansatz sind doppelseitige Anordnungen oder der Verzicht auf einen magnetischen Rückschluss bei den Spulen. Häufig werden diese beiden Maßnahmen auch kombiniert [ADR03, BAL03, PAR00]. Derartige Antriebe weisen einerseits eine bessere Dynamik auf, andererseits sind jedoch die erzielbaren Vorschubkräfte geringer. Daher bieten viele kommerzielle Hersteller mehrere Varianten an, um flexibel auf die Bedürfnisse der

Kunden reagieren zu können [ESR03]. Abbildung 3.6 veranschaulicht die baulichen Unterschiede der beiden beschriebenen Varianten.

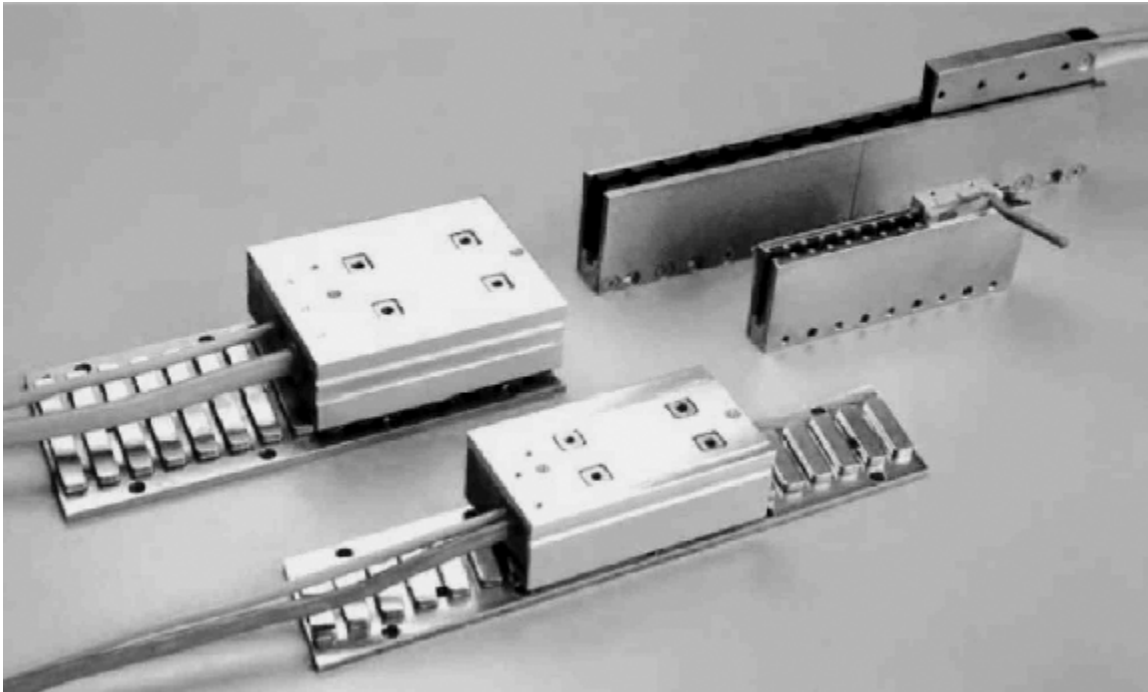


Abbildung 3.6: Übliche Ausführungsformen von Lineardirektantrieben (links unten: Motoren mit magnetischem Rückschluss; rechts oben: doppel-seitige Anordnungen ohne magnetischen Rückschluss) [ESR03]

Da lineare Direktantriebe nahezu ausschließlich für Positionieranwendungen vorgesehen sind, erfolgt der praktische Betrieb der Synchronmotoren nicht an einem Drehstromnetz sondern über eine elektronische Ansteuerung. Diese ist in der Regel bereits auf die besonderen Bedürfnisse eines Positionierers zugeschnitten und unterscheidet sich folglich von elektronischen Umrichtern für den kontinuierlichen Betrieb von Drehfeldmaschinen. Für die genaue Positionierung des linearen Läufers ist zum Einen ein entsprechend präzises Wegmesssystem und zum Anderen eine fein dosierbare Ansteuerung nötig. Derartige Synchronmotoren sind folglich zu den häufig auch als Permanentmotoren bezeichneten Antrieben sehr ähnlich aufgebaut und werden nach gleichen Prinzipien angesteuert.

Als Wegmesssysteme kommen sowohl optische als auch magnetische Geber zum Einsatz. Optische Systeme weisen meist eine höhere Auflösung auf, sind aber anfälliger gegen Verschmutzung [ESR03]. Einige Untersuchungen beschäftigten sich mit in den Antrieb integrierten Wegmesssystemen, um Bauraum und Kosten zu reduzieren [WEL01]. Um die gemessene Ist-Position präzise an die vorgegebene Soll-Position heranzuführen, bietet sich die Methode des Mikroschrittbetriebes an [STÖ01a]. Dieses Verfahren soll an Hand von Abbildung 3.7 erläutert werden, die den sogenannten Vollschrittbetrieb darstellt.

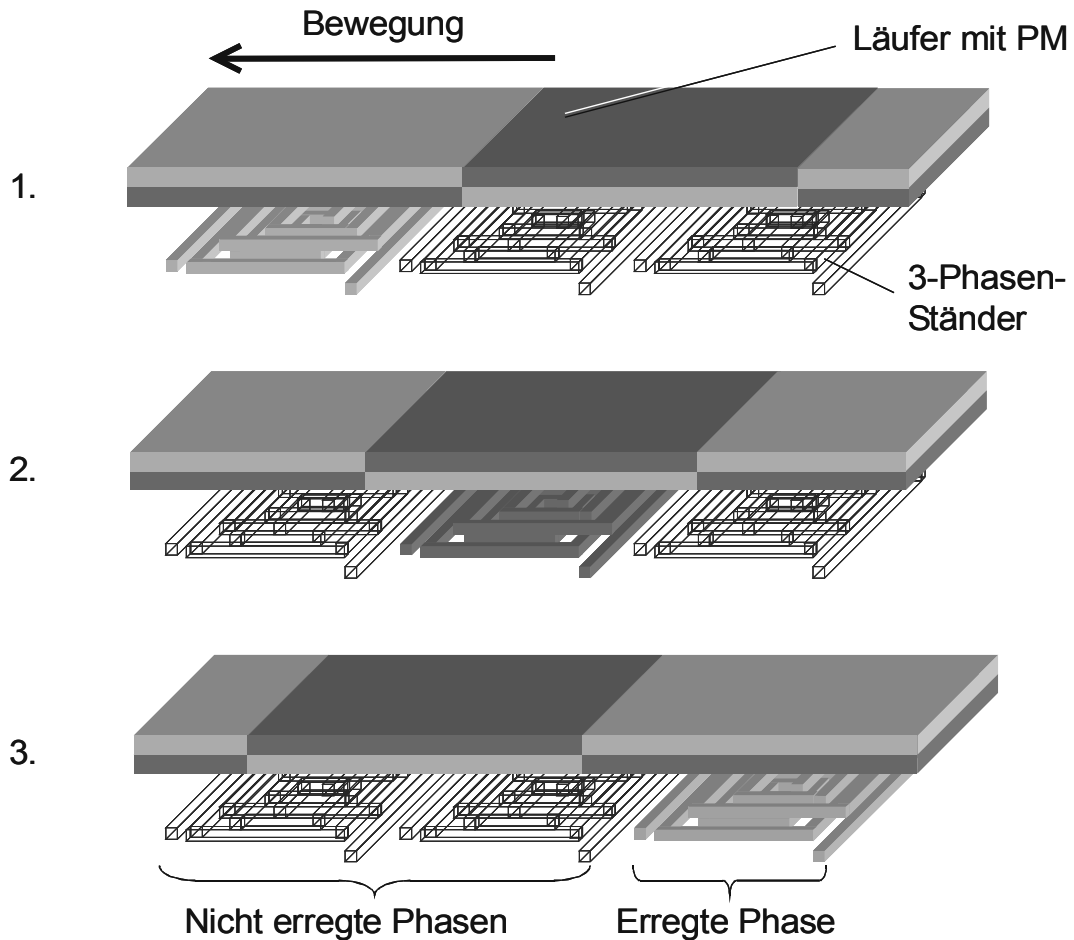


Abbildung 3.7: Vollschrittbetrieb eines linearen Synchronmotors (gezeigt sind drei von sechs Schritten)

Durch die verschiedene Polteilung in Ständer und Läufer nimmt der Läufer je nach erregtem Ständersystem unterschiedliche Positionen ein. Im Halbschrittbetrieb existieren sechs weitere Positionen, wobei jeweils zwei Ständersystem mit einem Strom beaufschlagt wird. Variiert man nun den Phasenstrom zwischen Null und Maximum, spricht man vom Mikroschrittbetrieb. Hierbei kann der Läufer in Abhängigkeit von der Anzahl der Mikroschritte bzw. der Stromauflösung jede beliebige Stellung einnehmen.

4 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Im makroskopischen Maßstab besteht ein zunehmender Bedarf an linearen Direktantrieben, da diese verschiedene Vorteile aufweisen bzw. neue Einsatzgebiete erschließen. Die wesentlichen Aspekte hierbei sind Dynamik, Präzision, Verschleiß und Kompaktheit. Diese Vorteile gelten auch bei miniaturisierten bzw. Mikro-Positionierantrieben. Darüber hinaus kommen hier einige Punkte wegen der überproportional zunehmenden Reibung sogar noch deutlicher zu tragen, so dass eine Umsetzung von mechanischen Getrieben zum Teil nicht mehr in Betracht kommt.

Auf Grund der Fertigung im Nutzen (Batch Fabrication) können mikro-technologische Bauteile bei einem fertigungsgerechten Design trotz hoher Investitionskosten bei den Fertigungsanlagen preisgünstig hergestellt werden. Dies liegt an der gleichzeitigen, parallelen Bearbeitung von sehr vielen Bauteilen auf einem gemeinsamen Substrat. Zudem bieten mikrotechnologische Fertigungsverfahren die Möglichkeit zu einer sehr starken Miniaturisierung, die mit herkömmlichen Methoden nicht erreichbar sind.

Die Aufgabe dieser Arbeit bestand darin, einen Mikrolinearantrieb zu schaffen, der die Vorteile mikrotechnologischer Fertigungsverfahren nutzt. Dieser Linearantrieb sollte außerdem zu einer zweidimensionalen XY-Positioniereinheit erweitert werden. Zum Erreichen dieser übergeordneten Ziele lässt sich die Aufgabenstellung in einige kleinere Teilziele unterteilen. Diese sind der Entwurf, die Entwicklung und Anpassung geeigneter Herstellungsverfahren, die Durchführung und Optimierung der Fertigung sowie die anschließende Erprobung der gefertigten Funktionsmuster.

Das Design des Motors muss sowohl die elektromechanischen Eckdaten als auch die sich aus Konzept und Fertigung ergebenden Besonderheiten berücksichtigen. Dieser Vorgang wird als fertigungsgerechter Entwurf bezeichnet, der bei Anwendung mikrotechnischer Herstellungsverfahren oft mehr durch die Fertigungsprozesse als durch applikationsbezogene Optimierungsmaßnahmen geprägt ist. Das Teilziel dieser Phase ist ein geometrisches Motorkonzept mit rechnerisch optimierten Eigenschaften, welches den ebenfalls erstellten Fertigungsplan berücksichtigt.

Oft erfordern neue mikrotechnische Bauteile die Anpassung bestehender oder sogar die Entwicklung neuer Herstellungsverfahren. Hieraus ergeben sich häufig auch neue technologische Randbedingungen, die je nach Bedarf auch in den Entwurfsprozess zurückgeführt werden müssen. Später sollen dann Linearantriebe komplett mit mikrotechnischen Verfahren gefertigt werden, wofür die technologischen und fertigungstechnischen Voraussetzungen geschaffen werden müssen. Auch die in zwei Achsen beweglichen XY-Antriebe sind fertigungstechnisch zu realisieren. Aufgabe in der Fertigungsphase ist es außerdem, einen stabilen und effektiven Prozess zu erhalten.

5 Vorgehensweise

5.1 Entwurf und Konstruktion des Synchronmotors

5.1.1 Konzeptioneller Entwurf

Am Anfang des Designprozesses steht die Erstellung der Motorspezifikation, die sowohl geometrische, mechanische als auch elektrische Grenzwerte und Zielvorgaben umfassen muss. Um hierbei realistische Forderungen aufzustellen, ist neben der Kenntnis der physikalischen Zusammenhänge eine überschlägige Rechnung hilfreich. Es folgt der konzeptionelle Entwurf, der die Entwicklung eines geeigneten Motorkonzeptes, basierend auf den geforderten Vorgaben beinhaltet. Dabei muss zunächst das am besten geeignete physikalische Wirkprinzip ausgewählt werden. Anschließend entstehen erste Antriebsmodelle, die sich vor allem an Eckwerten wie z.B. geometrische Abmessungen, orientieren. Ebenso können bereits hier z.B. die Anordnung der Spulen im Ständer oder Läufer berücksichtigt werden und, sofern vorhanden, ein geeignetes Lager- bzw. Führungskonzept ausgewählt werden. Diese Festlegungen bestimmen maßgeblich einige geometrische Motordetails.

Die Qualität der Modelle kann anschließend mittels analytischer Berechnungen des Magnetkreises getestet und eventuell verbessert werden. Allerdings dürfen die Ergebnisse dieser einfachen rechentechnischen Analyse nur als vorläufig betrachtet werden, da ihnen meist eine Vielzahl an Vereinfachungen zu Grunde liegt. Andererseits können die Berechnungen bereits wichtige Anhaltspunkte z.B. hinsichtlich der Größenordnung des Arbeitsluftspaltes, der Notwendigkeit einer weichmagnetischen Flussführung sowie der benötigten Durchflutung durch die Erregerspulen liefern.

5.1.2 Abgleich mit Fertigungstechniken

Die erarbeiteten Motorkonzepte müssen mit den fertigungstechnischen Randbedingungen abgeglichen werden. Diese Maßnahme hat insbesondere bei der Entwicklung mikrotechnologisch gefertigter Bauteile eine große Bedeutung. Um die Gefahr der Entwicklung von später nicht zu verwirklichenden Motorkonzepten zu vermeiden, muss der Entwickler frühzeitig alle für die Fertigung entscheidenden Designaspekte mit den jeweiligen Experten diskutieren.

Ein weiterer sehr wichtiger Aspekt ist die Verträglichkeit der verschiedenen Herstellungsprozesse untereinander und mit dem jeweiligen Fertigungsstand des Wafers. Wichtige Prozessparameter hierbei sind die Temperatur, verwendete Medien (z.B. Lösungsmittel oder Säuren) oder die aus dem vorhergehenden Prozess resultierende Oberflächenbeschaffenheit. Bei eventuell auftretenden Inkompatibili-

täten ist es nicht immer möglich, die Reihenfolge des Prozesses umzustellen, so dass oft das Bauteil neu entworfen werden muss.

Es entsteht also ein Prozessplan für die Fertigung des Motors, der sämtliche Fertigungsprozesse enthält. Durch die erarbeitete Wissensgrundlage sind alle kritischen Aspekte der Herstellung bekannt und können in Form von Toleranzangaben in den Designprozess zurückgeführt werden. Dies gilt für geometrische Angaben, wie z.B. durch Lithographie bedingte Grenzwerte. Weiterhin werden die Eigenschaften der verwendeten Materialien berücksichtigt, die je nach Strukturabmessung variieren können. Der ausführliche Prozessplan ist geeignet zur Herstellung eines Motors, der die anfangs festgelegten Eckdaten erfüllt. Durch die frühzeitige Einbeziehung fertigungstechnischer Randbedingungen in den Designprozess können langwierige Iterationen vermieden werden.

5.1.3 Berechnung und Optimierung

Die anfangs durchgeführten überschlägigen Berechnungen müssen nun verifiziert und verfeinert werden. Dies dient der Optimierung des Motors vor dem Hintergrund der bereits getroffenen Festlegungen. Sofern die konzeptionelle Auslegung mit ausreichender Genauigkeit durchgeführt wurde, haben die Ergebnisse der Optimierung meist keine Rückwirkungen auf den Fertigungsprozess. Denn häufig bleiben die Optimierungsmaßnahmen auf kleinere geometrische Änderungen, z.B. im Magnetkreis, beschränkt.

Für die Simulation komplexer Bauteile kommen meist Programme nach der Finiten-Elemente-Methode (FEM) zum Einsatz. Dabei wird bei der Berechnung das geometrische Modell je nach gewünschter Genauigkeit in immer kleinere Elemente unterteilt. Die analytischen Feldgleichungen werden mit im Laufe der Iterationsschritte rasch abnehmendem Fehler auf bekannte geometrische Körper (finite Elemente) angewendet. Durch Änderungsmaßnahmen am Berechnungsmodell werden die gewünschten Eigenschaften optimiert. Bei der Durchführung dieser Arbeiten wirkte das Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik vor allem in der Anfangsphase unterstützend mit.

Schließlich mündet der Konstruktionsprozess in ein festgelegtes geometrisches Motormodell. Die wichtigsten Motoreigenschaften wurden unter Berücksichtigung fertigungstechnischer Einschränkungen optimiert. Weiterhin wurden die bei der praktischen Umsetzung auftretenden Toleranzen in der Geometrie und bei wesentlichen Materialeigenschaften bei der Konstruktion berücksichtigt. Das Vorgehen beim Entwurf des mikrotechnisch herzustellenden elektromagnetischen Mikromotors veranschaulicht Abbildung 5.1.

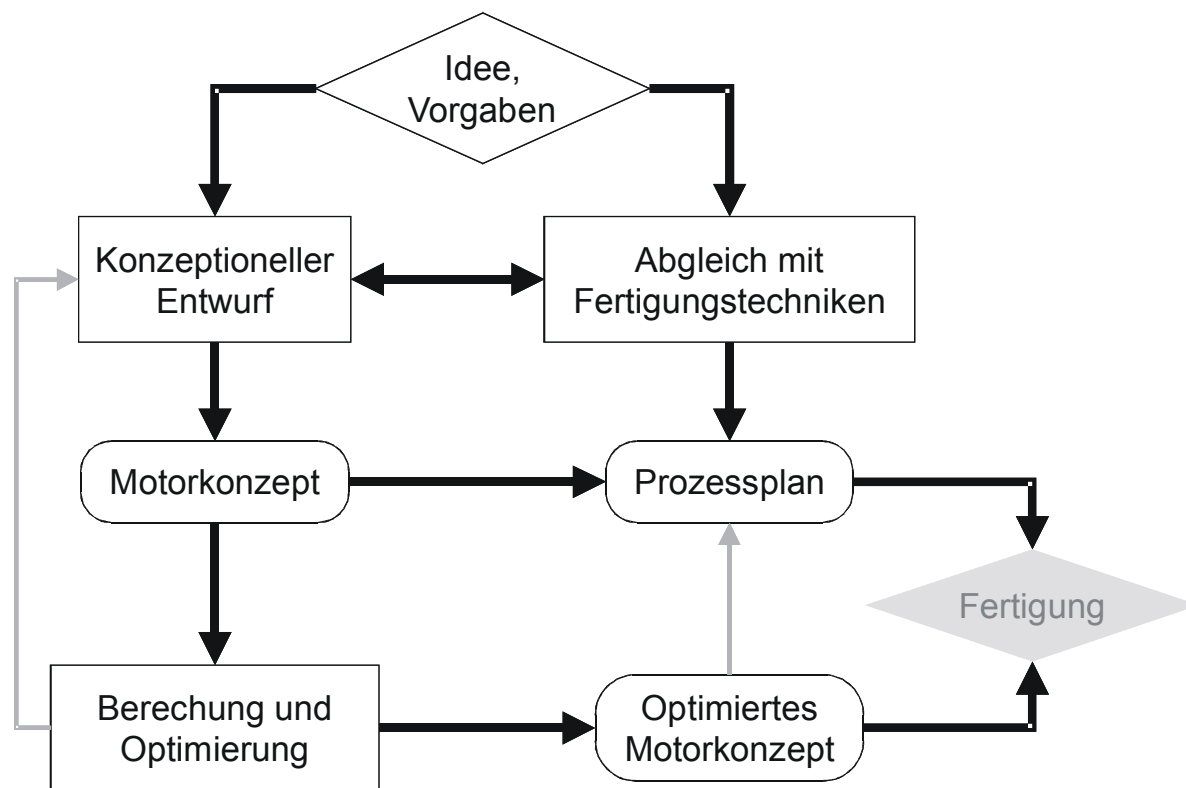


Abbildung 5.1: Entwurfsprozess für den Mikromotor (graue Pfeile stellen im Idealfall vermeidbare Iterationen dar)

5.2 Fertigungstechnische Umsetzung

Zur Entwicklung neuer Fertigungsverfahren bei der Herstellung von Mikrobauteilen sollten zum frühestmöglichen Zeitpunkt, parallel zum Entwurfsprozess, entsprechende Vorversuche durchgeführt werden. Die Ergebnisse dieser Vorversuche müssen in Form neuer fertigungstechnischer Randbedingungen in den Entwurfsprozess mit einfließen. Nur so kann ein gesicherter Prozessplan und damit ein realisierbares Bauteil entworfen werden. Allerdings ist die Grenze zwischen einem bekanntem Prozess zu einer Weiter- oder sogar Neuentwicklung fließend und erfordert Erfahrungen insbesondere in der technologischen Umsetzung.

Ein anschauliches Beispiel hierfür ist die beim untersuchten Motor benötigte Aufmagnetisierungs Vorrichtung für die dünnfilmtechnisch hergestellten, hartmagnetischen Schichten. Während die prinzipielle physikalische Wirkungsweise einer entsprechenden Vorrichtung gut bekannt und berechenbar ist, sind in der Realität wirksame Randeffekte und das Zusammenspiel mit den Schichten sehr komplex. Daher musste für den speziellen Anwendungsfall eine Vorrichtung mit Hilfe von Simulationen berechnet, später gefertigt und auch vermessen werden, um die geforderten Werte sicher zu erfüllen.

Die bereits vorhandenen und eigens entwickelten Fertigungsprozesse müssen bei der Herstellung des Motors zusammengeführt werden. Dazu können keineswegs

ohne Überprüfung Standardprozesse von einem anderen Bauteil übertragen werden, sondern diese Technologien sind an den konkreten Motor anzupassen. Die Unterschiede in lateralen und vertikalen Abmessungen führen zu mehr oder weniger veränderten Prozessbedingungen.

Eine umfassende Dokumentation der jeweils angewandten Bedingungen beim Herstellungsprozess ist daher von sehr großer Bedeutung für eine anschließende Optimierung während der technologischen Umsetzung. Hierbei müssen alle Parameter festgehalten werden, die das Resultat irgendwie beeinflussen könnten. Denn mitunter erweisen sich Details des Fertigungsprozesses als bedeutend, die vorher nicht ausschlaggebend erschienen.

Die ersten, aus fertigungstechnischer Sicht funktionstüchtigen Prototypen müssen durch einfache aber aussagekräftige Tests (z.B. elektrischer Durchgang und optische Kontrolle) auf dem Wafer lokalisiert und vereinzelt werden. Anschließend können diese Motorbauteile montiert und messtechnisch analysiert werden.

5.3 Messtechnische Charakterisierung

Für die Erprobung der hergestellten und montierten Funktionsmuster sind gerade bei mikrotechnischen Bauteilen eine Reihe von Umbaumaßnahmen an bestehenden Versuchsständen durchzuführen. Oft müssen auch neue Einrichtungen entworfen und hergestellt werden. Die aus den messtechnischen Untersuchungen gewonnenen Daten können hinsichtlich der auftretenden Messtoleranzen aussagekräftige Ergebnisse bei einer möglichst großen Anzahl von untersuchten Prototypen liefern. Nur dann können die Messung als geeignet betrachtet werden, den hergestellten Motor zu charakterisieren und Rückschlüsse auf bzw. Vergleiche mit dem Entwurf zu ermöglichen. Daher müssen gerade an Mikrobauteilen und den hier meist kleinen Messsignalen die Versuchsaufbauten und die Messungen selber mit sehr großer Sorgfalt durchgeführt werden. Hierdurch kann der nun folgende Designprozess für den weiterentwickelten Prototypen die Daten aus dem ersten Versuch ausnutzen und so zu verbesserten Ergebnissen führen.

Erst tatsächlich durchgeführte Messungen können Aufschluss über komplexere Zusammenhänge wie z.B. Motordynamik und Reibung geben. Entsprechende Berechnungen erfordern einen großen Rechenaufwand bei gleichzeitig vielfältigen und nur unzureichend bekannten Randbedingungen. Gerade hier können die Messergebnisse wertvolle Anhaltspunkte für entsprechende Rechenmodelle liefern. Abbildung 5.2 zeigt den Zusammenhang der Fertigung und Charakterisierung mit dem Motorentwurf.

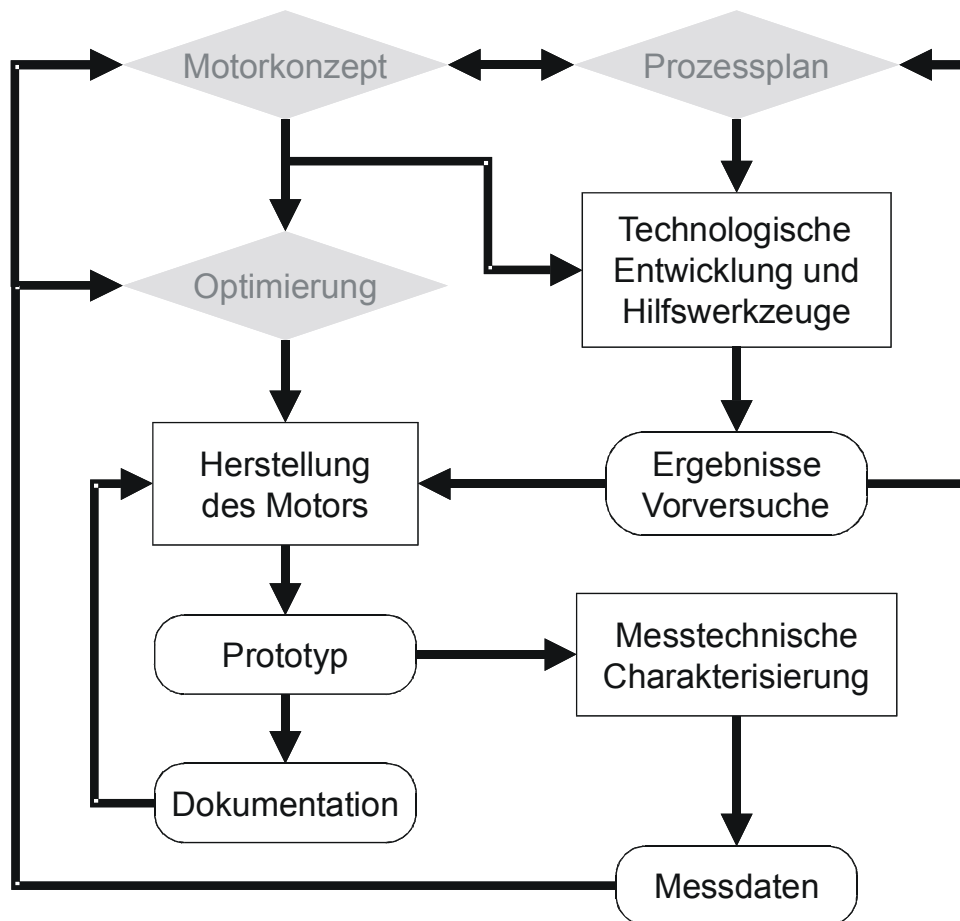


Abbildung 5.2: Zusammenhang zwischen Fertigung, messtechnischen Untersuchungen und Entwurfsprozess

6 Versuchstechnik

6.1 Photolithographie

Die Durchführung der Photolithographie erfolgt in einer Reihe von verschiedenen Prozessschritten (s. Abb. 2.24). Der Photoresist muss zunächst mit Hilfe einer sogenannten Lackschleuder auf den Wafer in einer definierten Lackdicke aufgebracht werden. Anschließend wird der Resist auf einer Heizplatte ausgehärtet, wobei oft Ruhezeiten einzuhalten sind. Danach wird der getrocknete Photolack üblicherweise mit einer Maskenjustier- und Belichtungsanlage (MJA) im Kontaktmodus belichtet (Abb. 6.1).

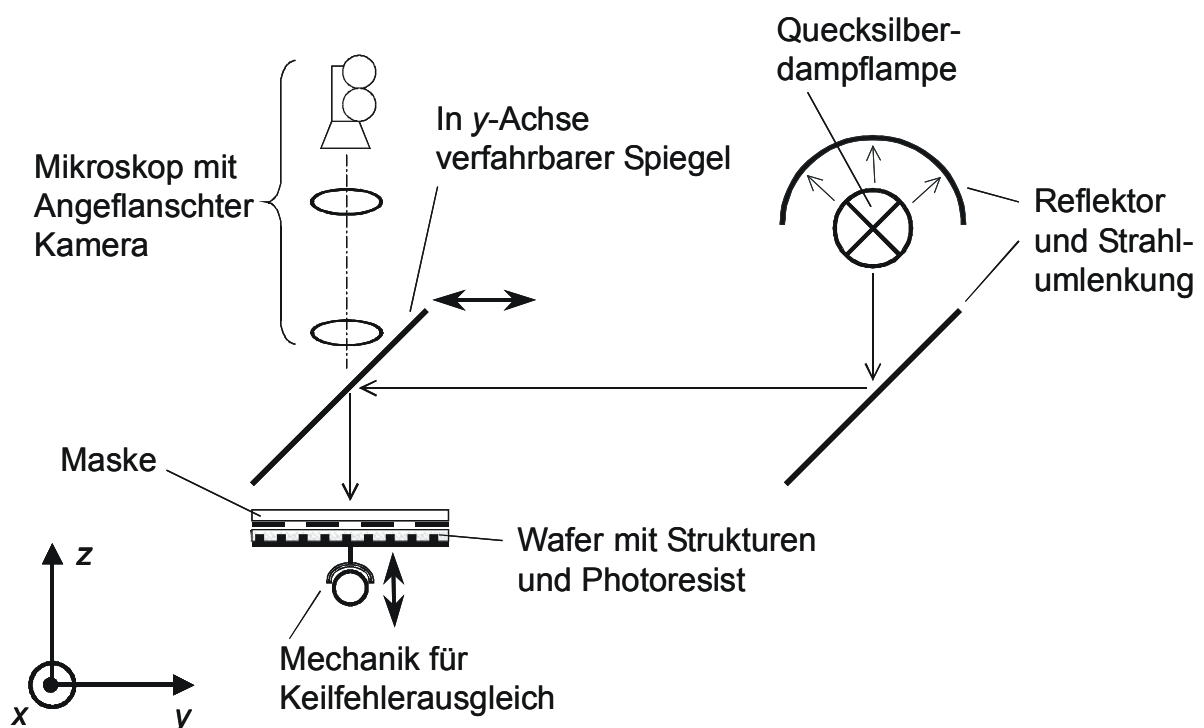


Abbildung 6.1: Prinzip der Kontaktbelichtung

Die Quecksilberdampfampe erzeugt Licht am unteren Ende des sichtbaren Spektrums, d.h. im Bereich von ca. 400 nm Wellenlänge. Dieses Licht wird über ein Spiegel- und Linsensystem so umgeleitet, dass es schließlich parallel von oben durch die Maske auf den mit Photoresist beschichteten Wafer trifft. Hierbei kann die Maske relativ zum Wafer bzw. umgekehrt verfahren werden (Verschiebung in x- und y-Achse, Rotation um z-Achse), um die auf der Maske befindlichen Strukturen auf diejenigen auszurichten, die sich bereits auf dem Wafer befinden. Als Hilfe dient hierbei ein optisches Mikroskop mit elektronischer Bildverarbeitung.

Bei der Kontaktbelichtung ist ein möglichst inniger Kontakt zwischen Wafer (Oberfläche des Resistes) und der Maske von ausschlaggebender Bedeutung für die Auflösung und das Ergebnis des Prozesses (idealer Abstand 0 μm). Grundvoraus-

setzung für einen engen Kontakt ist zunächst eine planparallele Ausrichtung. Dies wird durch einen sogenannten Keilfehlerausgleich erreicht. Dabei wird der Wafer bei „gelockerter Aufhängung“ für die Rotation um die x - und y -Achse in Kontakt zur Maske gefahren und die sich einstellende Position fixiert. Während der Belichtung wird dann nach der Ausrichtung von Wafer zur Maske der Kontakt durch mechanisches Andrücken erreicht. Bei der härtesten Kontaktart wird die Anpressung durch einen Unterdruck zwischen Wafer und Maske verwirklicht.

Trotz der mechanisch sehr präzisen MJA und hochwertiger Substratmaterialien ist der Kontakt zwischen Wafer und Maske niemals ideal. Dies liegt an einer unebenen Substratoberfläche, an bereits abgeschiedenen Strukturen und einer hieraus resultierenden Welligkeit des Resistes oder an Verunreinigungen von Wafer und/oder Maske im Mikrometerbereich. Der reale Abstand d zwischen Wafer und Maske sowie die endliche Photoresistdicke z reduzieren gemäß Gleichung 6.1 die theoretische erzielbare Auflösung b_{min} im Photoresist (λ Wellenlänge, gleich breite Linien und Spalten auf Maske):

$$b_{min} = \frac{3}{2} \cdot \sqrt{\lambda \cdot \left(s + \frac{1}{2} \cdot z \right)} \quad (6.1)$$

Tabelle 6-1: Verwendete Photolithographieanlagen und Photoresiste

Bezeichnung	Abkürzung	Aufgabe / Bemerkung
Lackschleuder (Fa. Süss)	Gyrset	Aufbringen der Photoresiste
Heizplatte (Fa. LHG)	2860 SR	Trocknen der Resiste
MJA (Fa. Süss)	MA 6	Belichtung der Resiste
Novolac-Positivresist	AZ 9260	Galvanik-Mikroform
Entwickler für Positivresist	AZ 400 K	Sprühentwickler
Novolac-Umkehrresist	AZ 5214	Verwendung als Ätzmaske
Entwickler für Umkehrresist	AZ 351 B	Sprühentwickler
Epoxy-Negativresist	SU-8 25	Einbettung und Isolierung
Negativentwickler	XP SU-8	Entwickler für SU-8

Nach der Belichtung des Photoresistes werden durch die Entwicklung bei positiven Resisten der belichtete und bei negativen Resisten der unbelichtete Teil entfernt. In Tabelle 6-1 sind die unterschiedlichen bei dieser Arbeit verwendeten Photoresiste und die Unterschiede in deren Entwicklung zusammengefasst. Die Aufbringung der Resiste, das Trocknen und Belichten erfolgte zwar mit unterschiedlichen Parametern, aber auf identischen Anlagen.

6.2 Beschichtungs- und Ätzverfahren

6.2.1 Kathodenzerstäubung

Bei der Kathodenzerstäubung (Sputtern) wird in einem Hochvakuum das Edelgas Argon eingeleitet, in einem Plasma ionisiert und durch eine Hochspannung wird das Target mit den Edelgasionen beschossen. Hierbei lösen sich einzelne Atome aus dem Target und schlagen sich als dünner Film auf dem gegenüberliegenden Substrat nieder. Der Vorteil des Verfahrens ist die Möglichkeit, nahezu beliebige Materialien als Target zu verwenden und auf dem Substrat mit einer guten Oberflächenqualität abzuscheiden.

Allerdings sind die meist geringen Wachstumsraten für die Erzeugung von Funktionsschichten für Mikroaktoren oft wenig geeignet. Dennoch wird das Sputtern für die Erzeugung einer Startschicht für die anschließende Galvanik benötigt. Denn das nicht leitende Substrat erfordert für eine Kontaktierung eine leitende Schicht, auf der sich dann im Elektrolyten das Metall abscheidet. Ebenso müssen diese Schichten auf Isolationen aus SU-8 abgeschieden werden. Um die Schichthaftung zu verbessern, wird zunächst eine 50 nm dicke Chromschicht und anschließend eine 200 nm dicke Startschicht aus Nickel-Eisen oder Kupfer aufgebracht. Die verwendete Anlage ist ein RF-Magnetron Sputter-System der Firma MRC.

Von wesentlich größerer Bedeutung ist die Abscheidung der 20 µm dicken Hartmagnetschicht aus Samarium-Cobalt [BUD03] mittels Sputtern. Auch hierbei wird eine dünne Chrom-Unterschicht und in diesem Fall auch Chrom-Deckschicht abgeschieden, um das korrosive Material zu schützen. Wesentliche Prozessparameter beim Sputtern sind der Arbeitsdruck und die Sputterleistung des Hochspannungsgenerators.

6.2.2 Galvanische Schichtabscheidung

Für die Erzeugung von Funktionsschichten elektromagnetischer Mikromotoren werden nahezu ausschließlich galvanische Verfahren angewendet. Die Materialien für den untersuchten Mikromotor sind, wie bei den meisten elektromagnetischen Mikrosystemen, Nickel-Eisen (NiFe) für die Flussführung und Kupfer (Cu) für die Spulensysteme. Während auf die NiFe-Galvanik noch im Kapitel 8.1 detailliert eingegangen wird, soll die in dieser Arbeit auf den Synchronmotor angewendete Kupfergalvanik hier erläutert werden.

Tabelle 6-2 gibt die Zusammensetzung des sulfatischen Elektrolyten wieder. Bei einer Stromdichte von ca. 5 A/dm² und einer mäßigen Elektrolytbewegung lassen sich wenig poröse, relativ ebene Oberflächen erzielen. Allerdings ist auf den richtigen Anteil von Netzmittel und Glanzbildner zu achten, da sich diese organischen Stoffe bei der Abscheidung verbrauchen. Die Kupfergalvanik verwendet wie die NiFe-Galvanik eine lösliche Anode (hier aus Kupfer), so dass der Metallgehalt im

Elektrolyten immer konstant bleibt. In Abbildung 6.2 ist der schematische Aufbau der für beide Elektrolyte verwendeten Galvanikzellen gezeigt.

Tabelle 6-2: Zusammensetzung des Kupferelektrolyten

Stoff	Anteil [/L]
Kupfersulfat ($\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$)	236 g
Wasserstoffperoxid (H_2O_2)	1 mL
Schwefelsäure (H_2SO_4)	32 mL
Salzsäure (HCl)	0,14 mL
Netzmittel („Kupfer 837“, Fa. OMG-Galvanotechnik GmbH)	6 mL
Glanzmittel 1 („Kupfer 837“, Fa. OMG-Galvanotechnik GmbH)	5 mL

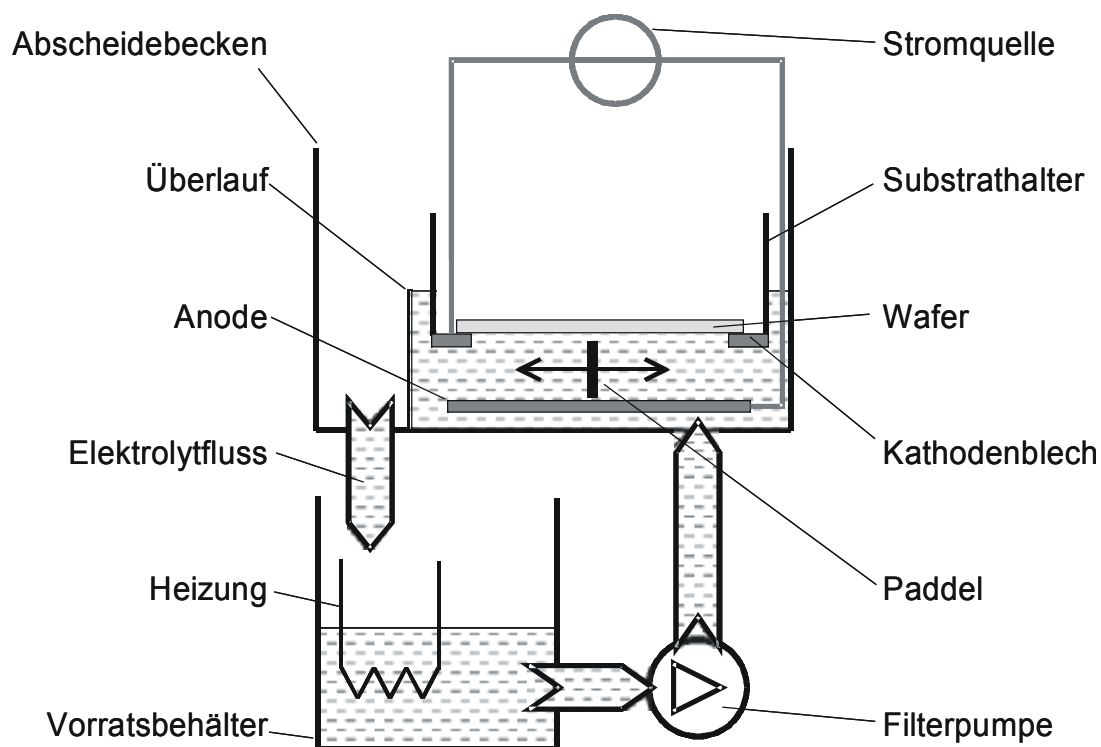


Abbildung 6.2: Schematischer Aufbau der verwendeten Galvanikzellen

In einem Vorratsbehälter (10 Liter Fassungsvermögen) aus Kunststoff befindet sich eine thermostatgesteuerte Heizung, die im Falle der Kupfergalvanik allerdings nicht aktiviert ist (Abscheidung bei Raumtemperatur). Mit Hilfe einer Filterpumpe wird der Elektrolyt in das Abscheidebecken gepumpt, so dass Partikel ($> 0,5 \mu\text{m}$) im Filter verbleiben. Im Abscheidebecken bewegt sich zwischen der untenliegenden Anode und parallel darüber befestigtem Substrat ein sogenanntes Paddel. Dieses wird über eine Excenterscheibe von einem Gleichstrommotor angetrieben und sorgt durch eine

gelochte oder geschlitzte Struktur für eine laminare Elektrolytbewegung und eine gleichmäßige Durchmischung über der Substratoberfläche. Auf diese Weise wird eine definierte Diffusionsgrenzschicht (Schicht in der der Materialtransport von Diffusionsvorgängen dominiert wird) eingestellt. Die im Elektrolyten eingetauchte Anode ist über rostfreie Edelstahlstreifen mit der Stromquelle verbunden.

Das Substrat wird von hinten in den abgedichteten und elektrisch kontaktierten Substrathalter eingelegt. Der Kontakt wird von vorn durch ein Edelstahlblech hergestellt, gegen das der Wafer von hinten verspannt wird. Durch eine Schaumstoffdichtung wird das Eindringen des Elektrolyten in den Substrathalter verhindert. Die Verteilung des Strömungsfeldes und die damit verbundene Ungleichmäßigkeit der Schichtdicke kann durch Abkleben des Kathoden-Edelstahlbleches eingestellt werden. Der Elektrolyt gelangt schließlich über einen Überlauf zurück in den Vorratsbehälter.

6.2.3 Ionenstrahlätzen, nasschemisches Ätzen

Physikalisch gesehen ist Ionenstrahlätzen (Ion Beam Etching – IBE) einem umgekehrten Sputterprozess sehr ähnlich, bei dem das Substrat mit hochenergetischen Edelgasionen beschossen wird. Allerdings ist beim IBE-Prozess der Beschuss stark gerichtet. Außerdem kommt im Gegensatz zum Sputtern eine Ionenquelle zum Einsatz, in der die Ionen zunächst beschleunigt und weitestgehend neutralisiert werden. Mit Hilfe dieses Verfahrens lassen sich, abhängig vom Material und Ätzwinkel, relativ hohe Abtragsraten im Bereich von 10 nm/min erzielen. Das Ionenstrahlätzen auf einer Anlage der Fa. Commonwealth Scientific Corp. wird beim untersuchten Mikromotor vorwiegend zum Entfernen der für die Kupfergalvanik benötigten Startschichten verwendet und soll wegen der geringen Bedeutung nicht weiter vertieft werden.

Nasschemisches Ätzen wird für die Strukturierung der mit Sputtern abgeschiedenen Cobalt-Samarium (CoSm) Schicht benötigt. Wegen der starken Korrosivität von CoSm ist für das nasschemische Ätzen nahezu jede Säure geeignet. Auf Grund der guten Handhabung wird Natriumpersulfat in einer relativ ungefährlichen Konzentration verwendet, die auch beim Ätzen von elektronischen Platinen zum Einsatz kommt. Die Strukturierung bei diesem Prozess erfolgt mit dem beschriebenen Umkehr-Photoresist AZ 5214 im Umkehrprozess (Strukturierung wie Negativresist). Wie bei nasschemischen Ätzverfahren üblich, kommt es auch hier zu einem Unterätzen in einem Verhältnis von etwa 1:1 [BUD03].

6.3 Mechanische und chemisch-mechanische Verfahren

6.3.1 Chemisch-mechanisches Polieren

Die galvanische Schichtabscheidung in strukturierten Galvanoformen aus elektrisch isolierendem Photoresist führt zu einem ungleichmäßigem Schichtwachstum und damit zu einer unebenen Oberfläche. Da es sich hierbei um eine Kombination von metallischen (Galvanikschicht) und organischen (Resist) Stoffen handelt, bietet sich die Planarisierung mit dem chemisch-mechanischen Polieren (CMP) an. Hierbei handelt es sich um ein Verfahren, bei dem sowohl auf mechanischem als auch auf chemischem Wege Material abgetragen wird. Das Metall wird durch Zugabe der sauren Lösung („Slurry“, pH-Wert 4,1) angegriffen und zusätzlich durch abrasive Partikel (z.B. Aluminiumoxid) in der Größe weniger hundert Nanometer geschliffen [GAT04a].

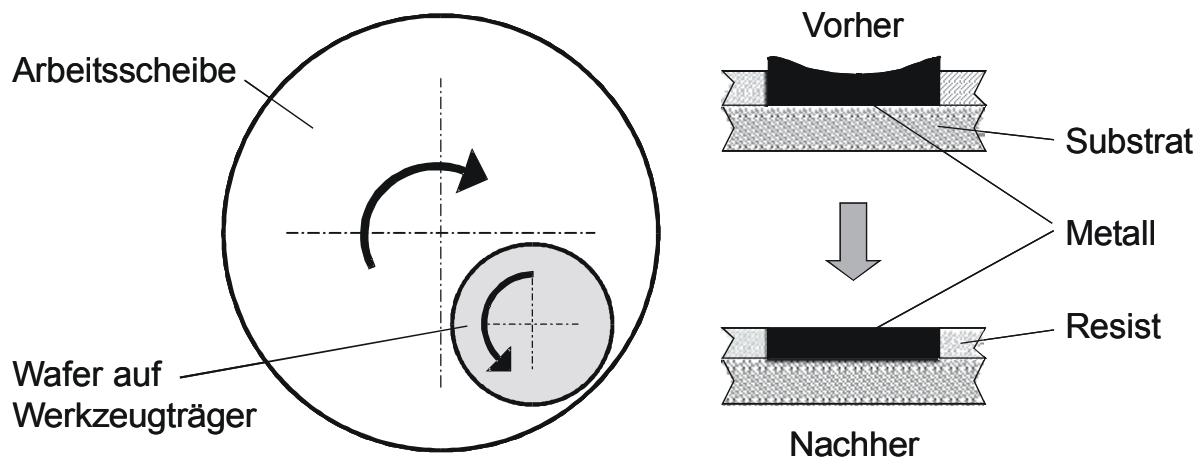


Abbildung 6.3: Chemisch-mechanisches Polieren (links: Kinematik, rechts: Metalloberfläche vor und nach dem CMP)

Abbildung 6.3 zeigt die beim Prozess angewandte Kinematik, die zu sehr glatten Oberflächen mit Mittenrauheiten R_a von z.T. unter 1 nm führt. Die rotierende Arbeitsscheibe aus Metall ist mit einem Poliertuch (Typ IC-1400, Fa. Rodel) beklebt, das aus Kunststoff besteht und durch eingearbeitete Nuten einen Vorrat der Slurry aufnehmen kann. Der zu planarisierende Wafer wird auf einem Werkstückträger gespannt und von oben mit zusätzlichen Gewichten belastet. Außerdem rotiert der gesamte Träger ebenfalls über einen Zwangsantrieb. Die Arbeitsscheibe ist auf einer Schleifmaschine der Fa. Graessner KG (Typ 3R40GR) befestigt, der Zwangsantrieb besteht im wesentlichen aus einem Getriebemotor der Fa. Dunker.

6.3.2 Trenn- und Profilschleifen

Beim Trenn- bzw. Profilschleifen handelt es sich um einen Umfangschleifprozess mit geometrisch unbestimmter Schneide für sprödharte Werkstoffe wie Silizium, Keramiken, Gläser und Ferrite. Als Schleifblätter kommen Fabrikate

unterschiedlicher Hersteller mit kunststoff- oder metallgebundenen Diamantkörnern variabler Größe zum Einsatz. Für die Erzeugung der V-förmigen Nuten für die bereits erwähnte Kugelführung werden entsprechend geformte Blätter verwendet, wohingegen für die Vereinzelung vom Wafer einfache Blätter mit Rechteckprofil ausreichen. Abbildung 6.4 veranschaulicht schematisch die Arbeitsweise der verwendeten Maschine DAC 551 der Fa. Disco.

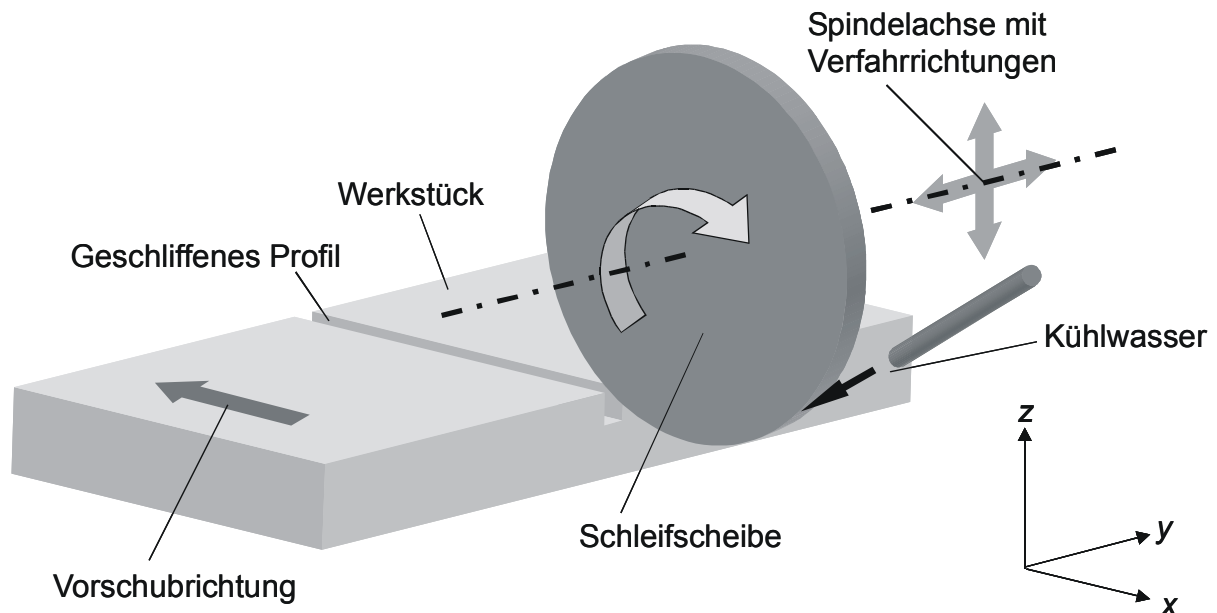


Abbildung 6.4: Schematische Darstellung der Profil- und Trennschleifmaschine

Die verwendete Maschine verfügt über eine luftgelagerte Antriebsspindel, mit der Drehzahlen von bis zu 40.000 min^{-1} erreicht werden können. Dabei kann die Spindel in z-Richtung abgesenkt (Fehler ca. $\pm 1 \mu\text{m}$) und in y-Richtung mit einer Genauigkeit von bis zu 200 nm zugestellt werden. Der Vorschub des Substrates erfolgt in Schnittrichtung entlang der x-Achse, die rotatorische Ausrichtung (z-Achse) muss manuell vor dem Schleifprozess mit Hilfe eines auf der Maschine montierten Mikroskops vorgenommen werden. Wegen der sehr hohen Umfangsgeschwindigkeit müssen Arbeitsblatt und Substrat gekühlt werden [GAT04b].

6.4 Messtechnik

6.4.1 Schichtcharakterisierung

Während des Schichtwachstums wurden die Dicken der Schichten zum einen mit einem Tastschnittgerät (DekTak³ST, Fa. Veeco) und zum anderen mit einem Weißlichtinterferometer (MHT-III, Fa. Wyko) bestimmt. Letzteres eignete sich wegen des kontaktlosen Vverfahrens und der dreidimensionalen Darstellung auch zur Vermessung der geschliffenen V-Nuten mit darin platzierten Kugeln, um deren Eintauchtiefe zu kontrollieren. Bei der Schichtcharakterisierung interessierten

insbesondere die magnetischen Materialien, da hierbei die Zusammensetzung und die dadurch beeinflusste Magnetisierungskurve selbst von Bedeutung sind.

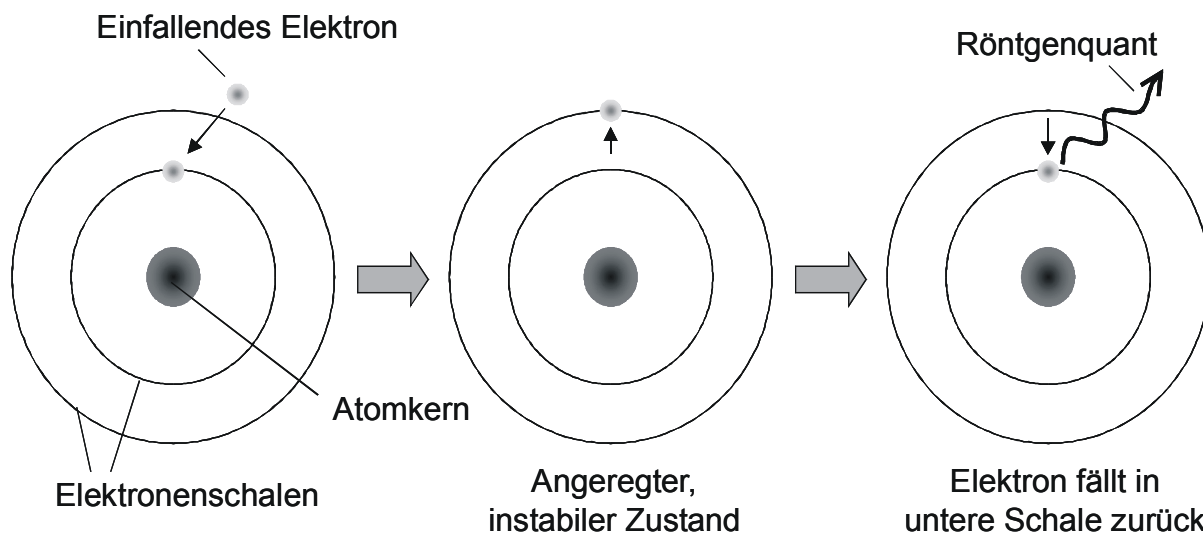


Abbildung 6.5: Prinzip des EDX-Verfahrens (Electron Dispersive X-Ray)

Für die Analyse der Legierungszusammensetzung wurde die Kombination eines Rasterelektronenmikroskops (REM; JSM 6400 F, Fa. Jeol) mit dispersiver Röntgenspektrometrie (Fa. EDAX) verwendet (Energy Dispersive X-Ray – EDX). Der normalerweise für die Bildbetrachtung im REM verwendete konzentrierte Elektronenstrahl wird beim EDX-Verfahren auf die zu untersuchende Probe ausgerichtet. Dadurch werden die Elektronen in den Atomen der bestrahlten Materie zu Sprüngen zwischen diskreten Energieniveaus angeregt. Beim Übergang in den stabilen Ursprungszustand wird die zugeführte Energie u.a. in Form von Röntgenstrahlen abgegeben. Andere atomare Effekte, wie z.B. die Erzeugung von Auger-Elektronen, die durch den Elektronenbeschuss ebenfalls ausgelöst werden, bleiben bei der Auswertung des EDX-Verfahrens unberücksichtigt. Die Wellenlänge der Strahlung ist für die jeweiligen Elemente des bestrahlten Materials charakteristisch (Abb. 6.5). Dieses Verfahren ermöglicht bei Variation der Elektronenstrahlenergie (Beschleunigungsspannung) bis zu einer Eindringtiefe von etwa $1\ \mu\text{m}$ eine zerstörungsfreie Materialanalyse. Elemente mit einer Ordnungszahl kleiner als die von Sauerstoff (Ordnungszahl 8) können nicht nachgewiesen werden, da die ausgesandte Röntgenstrahlung nicht mehr detektierbar ist.

Die magnetische Schichtanalyse wurde mit Hilfe eines Vibrations-Magnetometers (Vibrating Sample Magnetometer – VSM; Typ 4500 Fa. EG&G Parc) durchgeführt. Durch den weichmagnetischen Kreis kann ein Magnetfeld von max. $1.000\ \text{kA/m}$ erzeugt werden, was auch für die Vermessung hartmagnetischer Materialien ausreichend ist. Beim VSM wird die zu vermessende Probe in einem homogenen magnetischen Gleichfeld (mit Gleichstrom erregt) zwischen Sensorspulen mit einem Präzisionsantrieb bewegt. Durch diese Bewegung von ferromagnetischem Material wird in den Sensorspulen eine Spannung induziert.

Anhand des Spannungsverlaufs kann bei bekanntem Volumen der Probe und fortlaufender Veränderung des Magnetfeldes eine komplette Magnetisierungskurve aufgenommen werden.

6.4.2 Motoranalyse

Um die Anschlussdaten des Motors wie den ohmschen Widerstand und die Induktivität zu bestimmen, wurde ein Präzisions-RLC-Meter der Fa. Fluke (Typ PM 6306) mit der Möglichkeit zur Vierpunktmessung verwendet. Allgemeine Messaufgaben wie die Darstellung von Signalen wurden mit verschiedenen Oszilloskopen der Fa. Tektronix sowie mit Tischmultimetern unterschiedlicher Hersteller durchgeführt. Weiterhin standen diverse Gleichstromversorgungen und ein Wechselspannungs-Stelltransformator zur Verfügung.

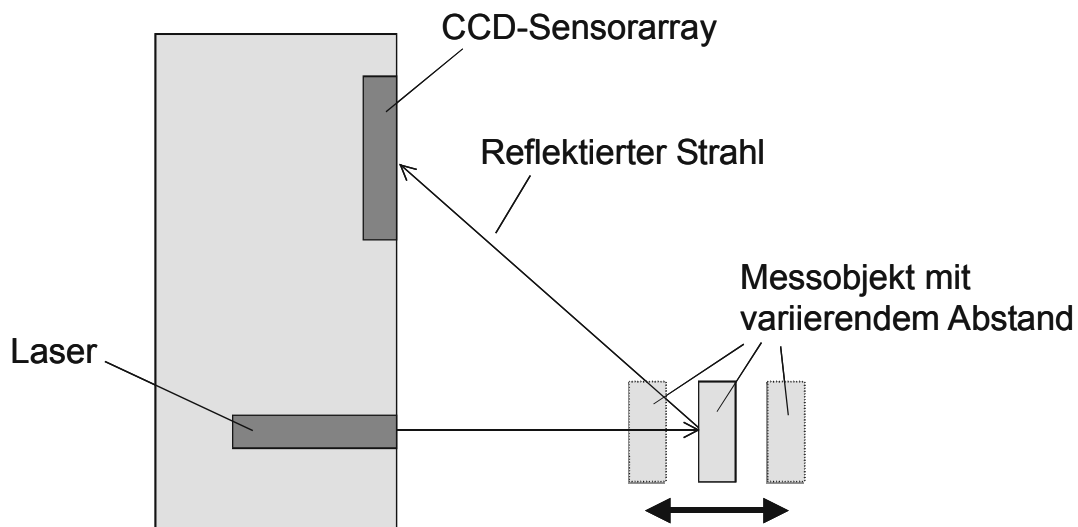


Abbildung 6.6: Prinzip des angewandten Lasertriangulationsverfahrens für die Bestimmung von Läuferbewegungen des Mikromotors

Für die Ermittlung von stationären und dynamischen Läuferbewegungen wurde ein laseroptischer Wegsensor (Typ optoNCDT 1800) der Fa. Micro-Optronic Messtechnik GmbH [MIC99] verwendet. Dieses System arbeitet nach dem Lasertriangulationsprinzip, bei dem ein aufgefächerter Laserstrahl auf einer reflektierenden Messoberfläche fokussiert wird. Der diffus reflektierte Strahl wird unter einem Winkel über ein hochauflösendes Diodenarray detektiert und liefert je nach Form des detektierten Strahles die Information über den Abstand des reflektierenden Objektes (Abb. 6.6). Das Gerät ist darüber hinaus in der Lage, Intensitätsschwankungen in Echtzeit auszuregeln. Die Grundgenauigkeit liegt, abhängig vom Reflexionsgrad und der Oberflächenqualität des Messobjektes, im günstigsten Fall bei $0,25 \mu\text{m}$.

Kraftmessungen wurden mit Hilfe eines optisch-mechanischen Verfahrens durchgeführt, bei dem eine Glasfeder mit bekannter Federkonstante den optischen Pfad eines Messsystems je nach Auslenkung mehr oder weniger abschirmt. Eine

Elektronik wandelt dieses optische Signal in einen analogen oder digitalen Wert um, von dem mit einem Umrechnungsfaktor auf die verursachende Kraft geschlossen werden kann. Das System (ADIF/2) der Fa. Tetra bietet je nach Qualität des mechanischen Aufbaus eine Auflösung von bis zu einem Mikronewton.

7 Entwurf des Antriebsteils

7.1 Motorkonzept

Um die Verlustleistung in den Spulensystemen des elektromagnetischen Mikromotors zu minimieren, bietet sich die Verwendung hartmagnetischer Materialien zur Erzeugung eines Teils des Magnetfeldes an. Die gebräuchlichsten elektromagnetischen Motorprinzipien mit Hartmagneten, die für Positionieranwendungen geeignet sind, stellen Hybridschrittmotoren sowie Synchronmotoren dar. Hybridschrittmotoren benötigen allerdings fein strukturierte weichmagnetische Zähne in Ständer und Läufer [STÖ01a]. Dieser Umstand erschwert die technologische Umsetzung und den Einsatz alternativer, hybrid montierter hartmagnetischer Materialien. Daher wurde ein Motoraufbau nach dem Synchronprinzip bevorzugt.

Anders als bei makroskopischen linearen Synchronmotoren führt die Ausführung eines beweglichen Spulensystems bei mikrotechnologisch gefertigten Motoren zu erheblichen Problemen. Die erforderlichen Schleppleitungen würden die Bewegung des Motors durch die überproportional ansteigenden Kräfte stark behindern. Außerdem sind die konstruktiv möglichen Maßnahmen, die einen Kabelbruch der Schleppleitungen verhindern, bei der angestrebten Miniaturisierung sehr eingeschränkt und würden einen unverhältnismäßig großen Aufwand bei der Fertigung bedeuten. Daher soll der Motor mit feststehenden Spulensystemen und einem beweglichen Läufer mit Permanentmagnetsystem ausgestattet werden. Die Ausführung als Langläufer erleichtert dabei den mechanischen Abgriff der Motorkraft und verhindert bei obenliegendem Läufer weitestgehend eine Verschmutzung des Luftspaltes.

Durch die Verwendung eines üblichen dreisträngigen Spulensystems wird der Einsatz und die Ansteuerung des Motors universell gehalten. Bei der Ausführung der Spulen als zweilagige Spiralspulen erfolgt die Verschaltung zwischen verschiedenen Polen einer Phase direkt im Prozess durch entsprechende Verbindungen und Durchkontaktierungen. Dies begrenzt erheblich die benötigten Verbindungen durch Bonddrähte am Schluss der Fertigung. Mit jeweils drei Spulen pro Ständersystem ergibt sich ein Kompromiss zwischen einer geringen Schrittweite im Vollschrittbetrieb und einer Minimierung der störanfälligen Durchkontaktierungen zwischen den beiden Spulenlagen.

Abbildung 7.1 veranschaulicht das resultierende Motorkonzept mit Ständer (unten) und Läufer (oben). Die Darstellung zeigt die einzelnen Spulen und Stränge (ohne Details), die benötigten Durchkontaktierungen und das Verhältnis von Spulenweite zur Polbreite der Hartmagneten im Läufer. Durch die gewählte Weite der konzentrierten Spulensysteme von $2\pi/3$ wird eine gleichmäßige Vorschubkraft unabhängig von der Läuferlage ermöglicht [STÖ01a]. Die Breite eines hartmagnetischen Pols soll zwei Millimeter betragen.

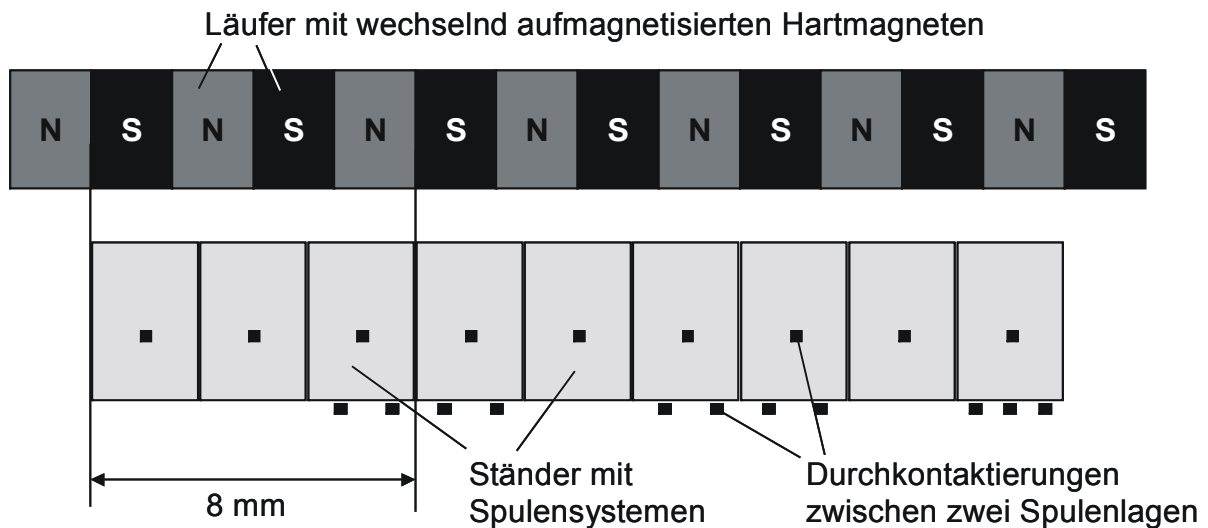


Abbildung 7.1: Prinzipieller Aufbau des linearen Synchronmotors

Diese lateralen Grundmaße finden in verschiedenen Motorvarianten ihre Verwendung. Als technologisch schnell umsetzbare Version dient ein Ständer ohne integrierten weichmagnetischen Rückschluss in Kombination mit einem Läufer, bestehend aus einem weichmagnetischen Trägermaterial und PM aus NdFeB-Folie. Eine Weiterentwicklung stellt ein komplett in Dünnschichttechnik gefertigter Motor dar, einschließlich der weichmagnetischen Rückschlüsse in Ständer und Läufer sowie der PM im Läufer. Schließlich wird auch ein zweidimensional beweglicher Aufbau untersucht, der fertigungstechnisch auf der ersten (hybrid gefertigten) Motorvariante beruht. Tabelle 7-1 fasst die Varianten mit ihren wesentlichen Merkmalen und der im folgenden verwendeten Bezeichnungen zusammen:

Tabelle 7-1: Untersuchte Varianten des linearen Mikromotors mit Bezeichnung

Ausführungsform	Bezeichnung	Technologie
Ständer ohne Rückschluss, Läufer mit Folien-PM und makroskopischem Rückschluss	Hybrid gefertigter Motor	Hybrider Aufbau
Ständer und Läufer mit integriertem Rückschluss, Läufer mit gesputterten PM	Dünnschichttechnisch gefertigter Motor	Dünnschichttechnik
Zweidimensional beweglicher Motor mit Folien-PM	Mehrdimensional beweglicher Motor	Hybrider Aufbau

7.2 Auslegung des Motors

7.2.1 Verwendete magnetische Materialien

Die genaue Kenntnis der verwendeten Materialien sowie deren Prozessbedingungen und Toleranzen stellen eine wichtige Grundlage bei der Auslegung eines mikrotechnisch gefertigten elektromagnetischen Motors dar. Dies gilt insbesondere für die magnetischen Materialien. In einer ersten Version soll der Synchronmotor hybrid montierte Hartmagnete aus polymergebundenem NdFeB erhalten [VAC01a]. Diese sollten in einer späteren Version durch gesputtertes SmCo ersetzt werden. Als weichmagnetische Materialien stehen galvanisches NiFe sowie für Versuchszwecke weichmagnetische Substrate aus MnZn-Ferrit zur Verfügung. Tabelle 7-2 fasst die wichtigsten Eigenschaften dieser Materialien zusammen.

Tabelle 7-2: Bei der Fertigung verwendete Magnetmaterialien

Material	H_c [kA/m]	B_s [T]	B_r [T]	μ_r
NdFeB-Folie („Vacophan 3.5“, Hersteller: Vacuumschmelze)	800	0,6	0,41	~ 1
NdFeB-Volumenmaterial [JUR01] (anisotrop, gesintert, als Vergleich)	800 - 3.300	-	1,05 - 1,42	~ 1
SmCo (gesputtert, senkrecht zum Substrat)	560	-	0,32	~ 1
SmCo-Volumenmaterial [VAC04] (anisotrop, gesintert, als Vergleich)	800		1,12	~ 1
MnZn-Ferrit („H3F5“, Hersteller: Sumitomo)	~ 0,04	0,57	-	4.000
NiFe 80/20 (galvanisch, Dicke 20 μ m)	0,27	1,2	-	170

Während die Eigenschaften der Volumenmaterialien (NdFeB und MnZn-Ferrit Substrat) als konstant angesehen werden können, müssen für die dünnfilmtechnisch hergestellten Werkstoffe einige Randbedingungen beachtet werden. Das gesputterte SmCo muss zur Erzielung guter hartmagnetischer Eigenschaften durch Rekristallisation bei einer Temperatur von mindestens 560°C behandelt werden [BUD02a]. Bereits auf dem Wafer befindliche Materialien müssen diesen extremen Prozess ohne Schaden überstehen können, was bereits bei der Auslegung zu berücksichtigen ist.

Auf die genauen Eigenschaften und Prozessabhängigkeiten galvanisch abgeschiedener NiFe-Schichten wird später im Kapitel 8.1 noch detailliert eingegangen. Hier soll insbesondere auf die starke Abhängigkeit der relativen

Permeabilität von der Schichtdicke hingewiesen werden. Eine weitere wichtige Einflussgröße ist die von den Prozessbedingungen abhängige Legierungszusammensetzung, die je nach Abweichungsrichtung und -größe alle weichmagnetischen Eigenschaften beeinflussen kann.

7.2.2 Berechnung des Magnetkreises

Um eine erste einfache Abschätzung der Eigenschaften eines elektromagnetischen Motors zu erlauben, ist die überschlägige analytische Berechnung des Magnetkreises ein sinnvoller Ansatz. Bei diesen Berechnungen werden grundsätzlich Nichtlinearitäten der Materialien sowie meist auch magnetische Streufelder vernachlässigt [SCH01a]. Der magnetische Fluss ϕ im Luftspalt berechnet sich aus der Gesamtdurchflutung Θ_{ges} und dem gesamten magnetischem Widerstand $R_{m,ges}$. Dabei setzt sich die Gesamtdurchflutung aus einem hartmagnetischem Anteil Θ_M und einem durch die Erregerspulen verursachtem Anteil Θ_{Sp} zusammen:

$$\phi = \frac{\Theta_{ges}}{R_{m,ges}} = \frac{\Theta_M \pm \Theta_{Sp}}{R_{m,ges}} \quad \text{mit} \quad R_{m,ges} = \sum R_{m,i} \quad (7.1)$$

In dieser Gleichung berechnet sich der gesamte magnetische Widerstand aus der Summe aller im Magnetkreis auftretenden Einzelwiderstände, zu denen der Widerstand der weichmagnetischen Flussführung und des magnetisch wirksamen Luftspaltes gehören. Die einzelnen Widerstände hängen von der Geometrie der Elemente (Länge ℓ_m , Querschnitt A_m) sowie der Permeabilität μ_r des jeweiligen Materials ab [WOL92]:

$$R_m = \frac{\ell_m}{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot A_m} \quad (7.2)$$

Während bei dieser Betrachtung zunächst das von den Spulen verursachte Magnetfeld vernachlässigt wird, berechnet sich die durch den Hartmagneten verursachte Durchflutung Θ_M aus der Remanenzflussdichte B_r , der Permeabilität μ_M (~ 1) sowie der Länge (in Flussrichtung gesehen) des Hartmagneten ℓ_M :

$$\Theta_M = \frac{B_r \cdot \ell_M}{\mu_0 \cdot \mu_M} \quad (7.3)$$

Hiermit stehen alle zur Berechnung des in Abbildung 7.2 gezeigten magnetischen Ersatzschaltbildes erforderlichen Größen fest. Werden beispielsweise die 200 μm dicke NdFeB-Folie und das Ferritsubstrat verwendet (s. Tabelle 7-2), können die Magnetwiderstände des Ferrites wegen des sehr großen Querschnittes vernachlässigt werden. Bei einem magnetisch wirksamen Luftspalt ℓ_L von 100 μm und einer Aktivteilbreite b von 3 mm erhält man eine Flussdichte B im Luftspalt von 409 mT ($B = \phi/A$).

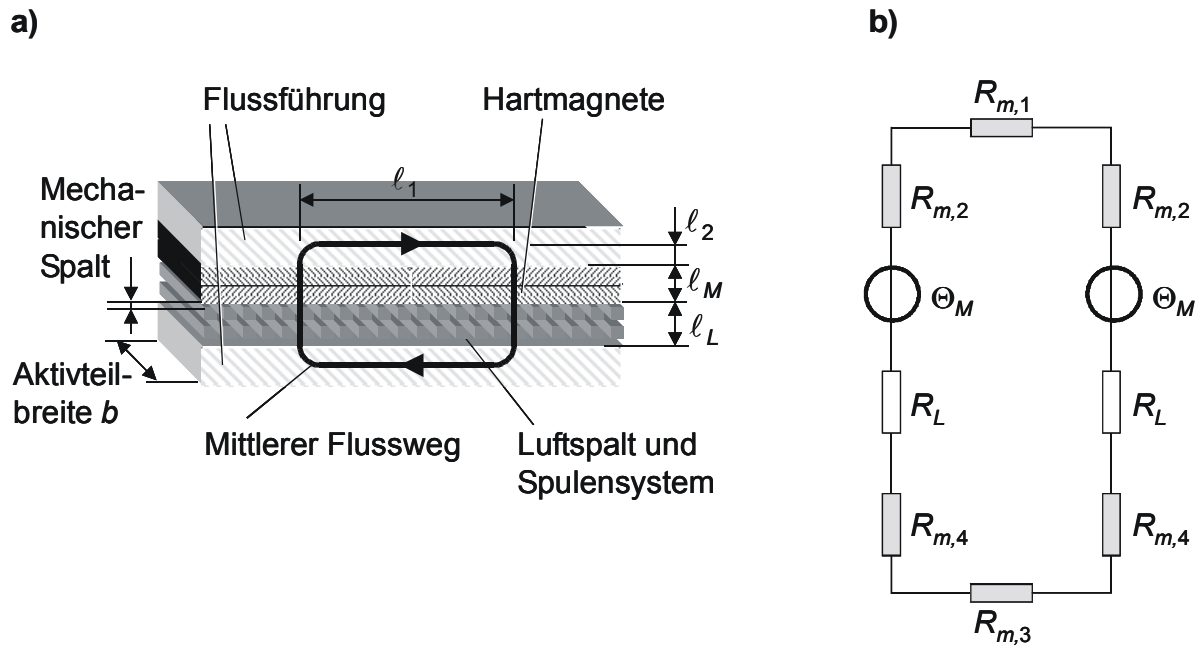


Abbildung 7.2: Berechnungsmodell;
 a): Querschnitt,
 b): magnetisches Ersatzschaltbild des Synchronmotors

7.2.3 Abschätzung der erzielbaren Vorschubkraft

Bei einem bekanntem magnetischem Feld im Luftspalt ergeben sich die wirkenden Vorschub- und Normalkräfte des Synchronmotors nach Gleichungen 7.4 und 7.5. Hierbei sind allerdings Streufelder, Sättigungseffekte und andere Nicht-linearitäten der Magnetmaterialien sowie die Beeinflussung des Luftspaltfeldes durch den Erregerstrom nicht berücksichtigt. Die hier betrachtete Flussdichte B bezeichnet ausschließlich die senkrecht im Luftspalt auftretende Feldkomponente. Unter diesen Umständen ergeben sich die Kräfte für Vorschubkraft F_x und Normalkraft F_N wie folgt in skalarer Schreibweise [SCH01a]:

$$F_x = I \cdot b \cdot B \quad (7.4)$$

$$F_N = \frac{\mu_r - 1}{2 \cdot \mu_r \cdot \mu_0} \cdot A \cdot B^2 \quad (7.5)$$

Hierbei bedeuten I der Strom in der Erregerspule, der über die Aktiveilbreite b wirksam ist; bei mehrwindigen Spulen ist dieser Wert mit der Windungszahl zu multiplizieren. Gleichung 7.5 ergibt die Maxwell'schen Zugkräfte auf weichmagnetische Körper mit der relativen Permeabilität μ_r und der Fläche A in einem Magnetfeld B . Mit dieser Kraft wird die Flussführung des Ständers vom Läufer (bzw. umgekehrt) angezogen, wobei die gesamte Aktiveilfläche zu berücksichtigen ist.

Bei Vergrößerung des Luftspaltes ℓ_L verringert sich die magnetische Flussdichte im Spalt und damit auch die Kräfte. Allerdings hängt die Normalkraft quadratisch und die Vorschubkraft nur linear von der Größe des Magnetfeldes ab. Daher kann das Verhältnis der beiden Kräfte bei sonst identischem Motor durch die Variation des Luftspaltes eingestellt werden. Die sich rechnerisch gemäß den aufgeführten Formeln ergebende Abhängigkeit der Kräfte vom Luftspalt ist graphisch in Abbildung 7.3 am Beispiel des hybrid gefertigten Motors dargestellt. Für die Spulen wird ein Wert von fünf Amperewindungen angenommen.

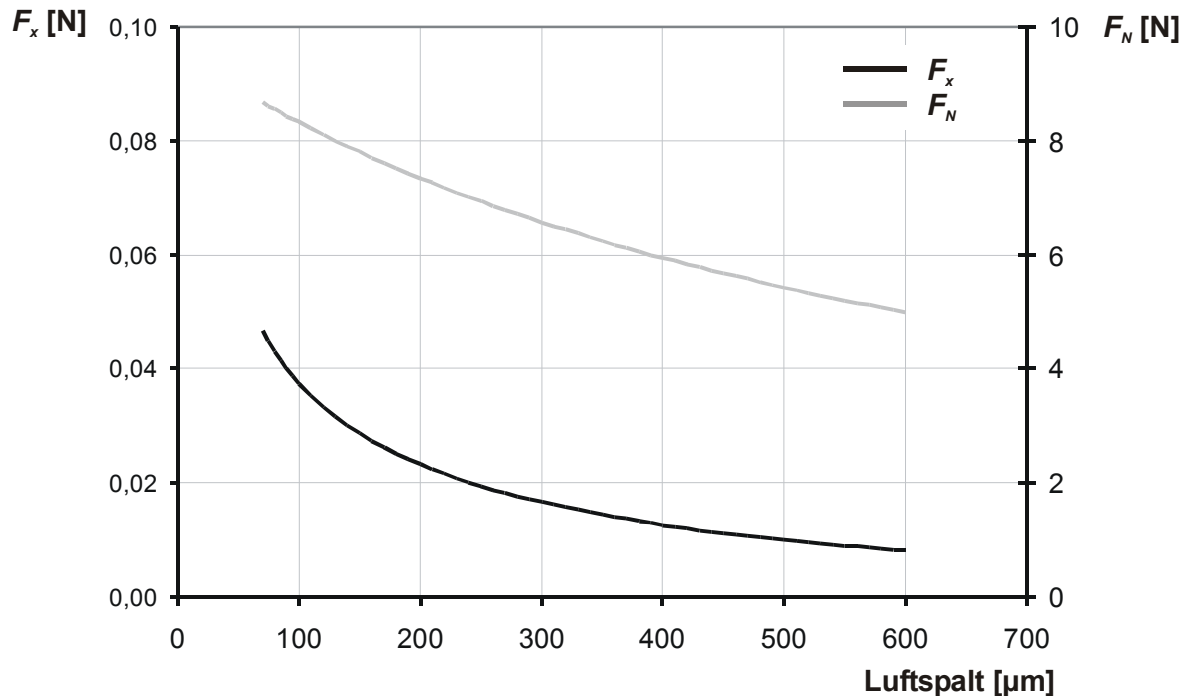


Abbildung 7.3: Abhängigkeit der Normal- und Vorschubkraft von der Luftspalllänge für den hybrid gefertigten Motor

Die resultierende Vorschubkraft F_{res} ergibt sich aus der elektromagnetisch erzeugten Kraft F_x abzüglich der Reibkraft F_R , die sich ihrerseits aus Reibkoeffizient μ und Normalkraft F_z berechnet:

$$F_{res} = F_x - F_R = F_x - \mu \cdot F_z = F_x - \mu \cdot (F_N + G) \quad (7.6)$$

Hierbei setzt sich wiederum die Normalkraft F_z aus der magnetisch erzeugten Kraft gemäß Gleichung 7.5 und der Gewichtskraft G des Läufers zusammen. Hieraus wird deutlich, dass zur Erzielung einer maximalen Vorschubkraft der Luftspalt nicht in jedem Fall möglichst klein gewählt werden muss.

7.3 Komponentenentwurf und Berechnung

Die Berechnung erfolgte z.T. durch Edler, Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik (IAL, Universität Hannover, Fachbereich Elektrotechnik) [EDL03].

Vor allem zur Version des hybrid gefertigten Motors wurden durch die enge Kooperation und die langjährige Erfahrung des Institutes bedeutende Beiträge beigesteuert [FÖH03].

7.3.1 Spulensystem

Bei der Anwendung mikrotechnischer Fertigungsverfahren müssen einige Designbeschränkungen beachtet werden. Durch ungleichmäßiges Schichtwachstum, z.B. bei der Galvanik, lassen sich vertikale Abmessungen weniger genau einstellen. Daher sind oft eine Nachbearbeitung oder beim Design Schichtdicken mit relativ großen Toleranzen vorzusehen. Auch in den lateralen Strukturmaßen kommt es zu prozessbedingten Abweichungen, die allerdings systematisch und daher vorhersagbar sind. Die wichtigste Einflussquelle ist hierbei die photolithographische Strukturierung mit Aufweitungen der Resistform, nicht völlig senkrechten Flanken und Fehlern durch die nicht perfekte Maskenjustage bei der Belichtung.

Analog zur mikroelektronischen Waferbearbeitung wird bei der Fertigung mikrotechnologischer Bauteile meist ein gewisser Fehlerprozentsatz geduldet. Sofern die Herstellung die aktuellen fertigungstechnischen Möglichkeiten voll ausschöpfen soll, führt dies schon bei geringen Prozessschwankungen zum Auftreten von Fehlern. Die Fehlerdichte auf dem Wafer ist dabei umso größer, je kritischer der Prozess bzw. die Toleranzen gewählt werden. Dieser Zusammenhang gewinnt an Bedeutung bei den meist relativ großen elektromagnetischen Mikromotoren. Hier können durch die vergleichsweise großen lateralen Abmessungen keine Fehlerdichten mehr hingenommen werden, die bei kleineren Systemen bei gleicher geforderter Waferausbeute noch tolerabel wären.

Bei elektromagnetischen Mikromotoren muss also in der Regel ein relativ unkritischer Prozess mit großen Toleranzen und einem gewissen „Sicherheitsabstand“ zur technologischen Grenze gewählt werden. Auf das vorliegende Konzept des linearen Synchronmotors angewandt, muss diese Eingrenzung insbesondere beim in allen Motorvarianten verwendeten, dünnfilmtechnisch gefertigten Spulensystem hinsichtlich der Spulenbreite und Isolierabstände beachtet werden.

Gemäß entsprechender Berechnungen ist die Erregung mit fünf Amperewindungen für die Spulen ein sinnvoller Wert, um akzeptable Vorschubkräfte zu erzielen. Bei einer Windungszahl von 50 pro Spulensystem ergibt sich somit ein Erregerstrom von 100 mA. Hieraus folgen mit der bereits festgelegten Aktivteilbreite von 3 mm und der Polteilung im Ständer die in Abbildung 7.4 gezeigten Spulenmaße. Bei einer Spulenbreite von 35 μm und einem Isolierabstand von 15 μm lässt sich erfahrungsgemäß bei der Verwendung von Standardtechnologien eine ausreichend geringe Fehlerdichte erzielen.

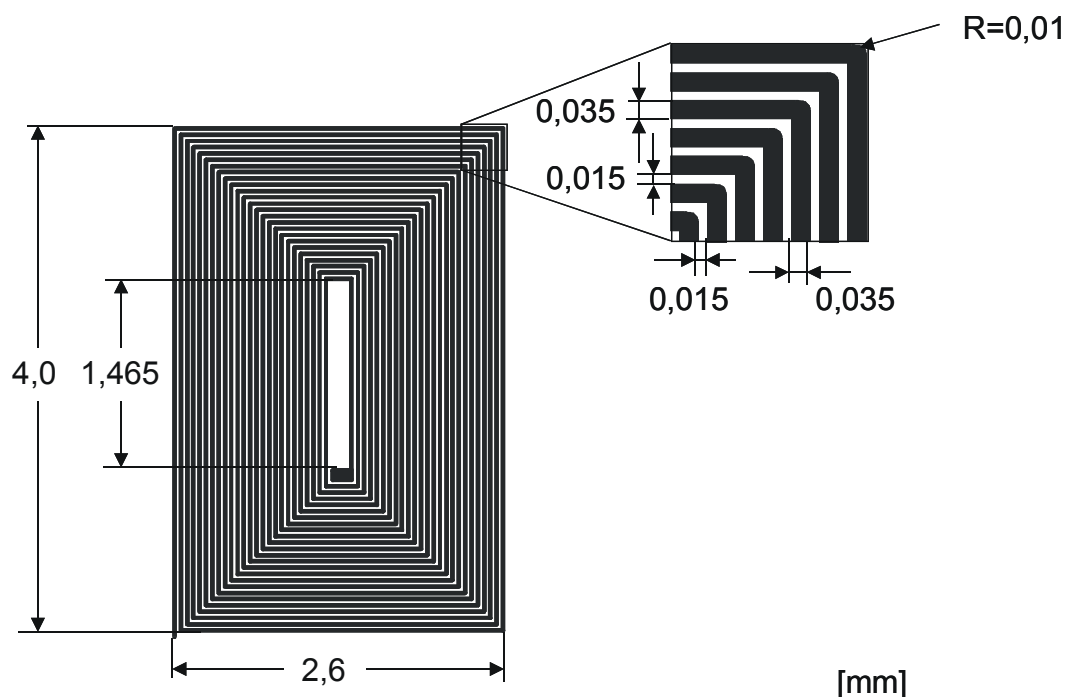


Abbildung 7.4: Spulenmaße des Synchronmotors (oben rechts Detailansicht)

Für die vollständige Festlegung des Spulendesigns muss nun noch die erforderliche Schichthöhe berechnet werden. Diese ergibt sich aus der maximal pro Fläche zulässigen Verlustleistung elektromagnetischer Mikrobauteile ohne Zwangskühlung. Gemäß vorausgegangener Untersuchungen erwärmen sich mikrotechnisch auf einem Substrat abgeschiedene Bauteile sehr gleichmäßig und relativ unabhängig von dem Ort der Wärmequelle. Daher kann als Richtwert für die Auslegung eine durchschnittliche Verlustleistung von ca. 16 mW/mm^2 angenommen werden, die dann zu einer Bauteilerwärmung von etwa 30 K führt. Bei einer Gesamtfläche A_{ges} des Bauteils von 189 mm^2 , ergibt sich damit als zulässige Verlustleistung $P_{v,max}$:

$$P_{v,max} = 16 \text{ mW/mm}^2 \cdot A_{ges} = 3,024 \text{ W} \quad (7.7)$$

Gleichzeitig berechnet sich die Verlustleistung aus dem Strom und dem ohmschen Leiterwiderstand (Leiterdicke D) nach:

$$P_{v,max} = I^2 \cdot R = I^2 \cdot \frac{\ell \cdot \rho}{b_L \cdot D} \quad (7.8)$$

Bei einem Dauerstrom I_{max} von 100 mA, einer Leiterbreite b_L von $35 \mu\text{m}$, einer Leiterlänge ℓ von 1,23 m und Kupferleitern ($\rho = 1,68 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$) ergibt sich eine rechnerische Mindestleiterdicke von nur $1,95 \mu\text{m}$. Allerdings ist der spezifische Widerstand von galvanischem Kupfer etwas höher. Hinzu kommt, dass die Zuleitungen und Durchkontaktierungen zwischen den beiden Spulenlagen sowie

unvermeidliche Schwankungen der Schichtdicke vernachlässigt werden und außerdem die Wärmeabfuhr der oberen Spulenlage schlechter ist. Daher muss für die Spulendicke ein deutlich höherer Wert von 5 μm angesetzt werden.

Um den Anschluss flexibel zu gestalten, werden die Kontaktpads sehr groß (2 mm x 1,5 mm) und im üblichen Platinenraster (1/10 Zoll = 2,54 mm) ausgeführt. Hierdurch kann bei Bedarf der Ständer sogar direkt mit den Zuleitungen verlötet werden. Die Zuleitung zu den elektrischen Anschluss pads erfolgt in der Ständermitte. Dies lässt an beiden Enden genügend Freiraum, um die V-Nuten nach dem dünnfilmtechnischen Prozess schleifen zu können.

7.3.2 Magnetkreis mit diskreten Hartmagneten

Die genaue Berechnung des Motors mit NdFeB-Folie (hybrid gefertigter Motor) als Hartmagnet mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode erbringt tendenziell ähnliche Ergebnisse wie bereits in den Kapiteln 7.2.2 und 7.2.3 dargestellt. Die Berechnungen zu diesem Motor wurden in sehr enger Zusammenarbeit mit Edler, Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik (IAL), Universität Hannover, durchgeführt [FÖH03]. Daher sollen hier nur die wesentlichen Ergebnisse erläutert werden. Bei der Simulation kann auch die Streuung berücksichtigt werden, so dass sich ein von Abbildung 7.3 etwas abweichender Verlauf der Kräfteabhängigkeiten ergibt.

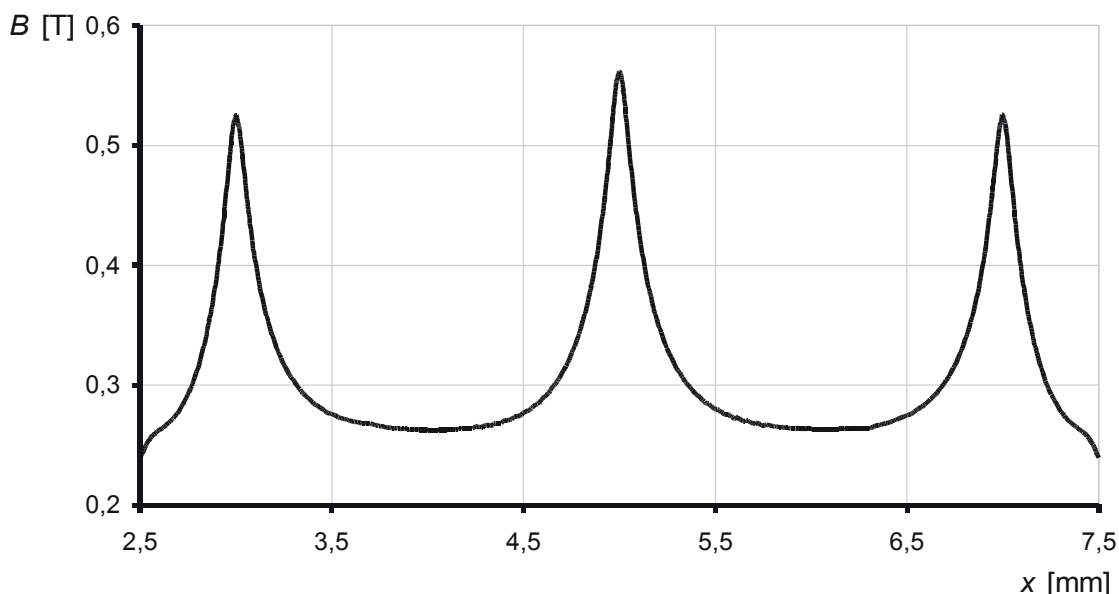


Abbildung 7.5: Magnetfeldverlauf beim hybriden Synchronmotor

Nach Analyse der Ergebnisse wird ein Luftspalt in der Größenordnung mehrerer hundert Mikrometer gewählt. Daher wird für diesen Motortyp auf die dünnfilmtechnische Integration einer Flussführung im Ständer verzichtet. Bei Verwendung eines Siliziumwafers von ca. 525 μm Substratdicke ergibt sich (zusammen mit Struktur厚ken und mechanischem Luftspalt) ein ungefährender Luftspalt von 600 μm . Dieser lässt sich fertigungstechnisch durch Montage von normalem

Stahl oder anderen weichmagnetische Materialien unter dem Wafer als magnetische Flussführung verwirklichen.

Abbildung 7.5 zeigt den Verlauf des Luftspaltfeldes. Bedingt durch die kräftigen Hartmagnete ist der Einfluss der Erregerspulen auf das resultierende Magnetfeld gering, so dass sich auch bei Bestromung des Motors ein identischer Verlauf ergibt. Dieser Umstand begründet auch den nahezu symmetrischen Verlauf der Vorschubkraft, wenn der Läufer bei Erregung einer Motorphase aus seiner Raststellung ($x = -1$ mm) heraus bewegt wird (Abbildung 7.6).

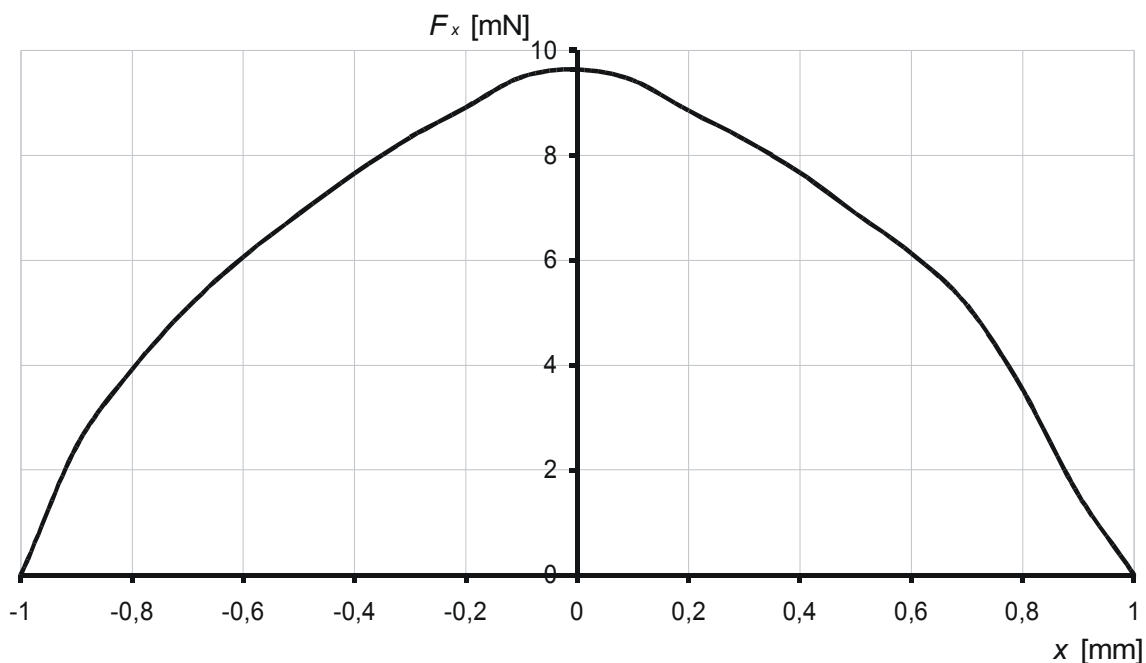


Abbildung 7.6: Berechneter Verlauf der Vorschubkraft bei Erregung einer Ständerphase und Bewegung des Läufers

Wie der Kraftverlauf verdeutlicht, wirkt die Kraft, die den Läufer in seiner Raststellung hält, wie eine Feder: Bei $x = -1$ mm erzeugt der Motor keine Kraft. Bei Bewegung aus dieser stabilen Lage heraus steigt die Kraft bis zu einem Wert von etwa 9,8 mN an. Bei einer Bewegung über diesen Punkt verringert sich die Kraft, bis bei $x = 1$ mm ein instabiler Punkt mit der Kraft Null erreicht wird. Der nichtlineare Kraftverlauf zwischen Null und Maximum ist auf die unterschiedliche Polteilung von Läufer und Ständer zurückzuführen, durch die die Spulen des Ständers mit gleicher Durchflutung unregelmäßig in die unterschiedlichen Polregionen des Läufers hinein und heraus bewegt werden (Abbildung 7.7).

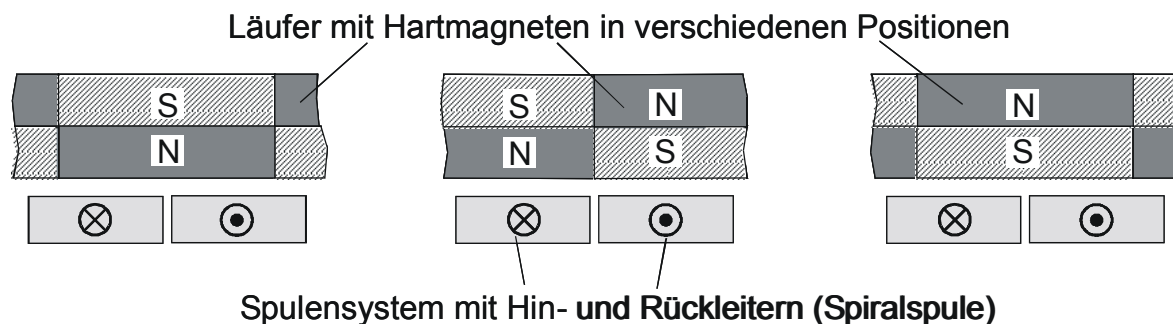


Abbildung 7.7: Lage der Erregerspulen in unterschiedlichen Polregionen des Läufers (links: Raststellung; Mitte: Kraftmaximum; rechts: labile Lage)

Von Interesse ist auch die Abhängigkeit der erzeugten Motorkräfte von der Höhe des Erregerstromes. Auch hier führt die zu vernachlässigende Rückwirkung der Ständerströme auf das Luftspaltfeld zu einer Übereinstimmung mit der einfachen analytischen Berechnung. Die erzielbare Motorkraft steigt linear mit der Erhöhung des Ständerstromes.

7.3.3 Magnetkreis mit Dünnschicht-Hartmagneten

Für die zweidimensionale Simulation des Motors mit dünnfilmtechnisch hergestelltem Hartmagneten (im Folgenden dünnfilmtechnisch gefertigter Motor genannt) bildete das in Abbildung 7.8 gezeigte Modell die Grundlage. Die zweilagige Erregerspule wird zunächst in einer Lage mit doppeltem Strom zusammengefasst. Eine weitere Vereinfachung ermöglicht die Vereinigung der elf äußersten Leiter zu einem großen Leiter, durchflossen vom 22fachen Strom. Denn gemäß Abbildung 7.4 liegen diese Spulen alle komplett im Bereich des Aktivteils von 3 mm Breite.

Alle übrigen Spulen überdecken in der im Querschnitt nicht erfassten Tiefe nur einen Teil des Aktivteils. Dieser Umstand wird bei der Simulation durch einen entsprechend der Leiterlänge reduzierten Strom berücksichtigt. Dieses Vorgehen beinhaltet geringfügige Fehler, da das durch die entsprechenden Leiter verursachte Magnetfeld nur räumlich (in der Tiefe) begrenzt ist. Allerdings lässt sich im zweidimensionalen Modell der Effekt der unterschiedlichen Leiterlängen nicht anders erfassen. Um Läuferlagen flexibel mit einem ähnlichen Modell zu berücksichtigen, wird, im Gegensatz zu Abbildung 7.8, eine komplette Spule mit Hin- und Rückleiter und der Läufer über mehr als eine Polteilung (5 mm Länge) erfasst. In Abbildung 7.9 ist das Beispiel einer Vernetzung in der Stellung des Läufers gezeigt, in der die Maximalkraft erzeugt wird ($x = 1$ mm).

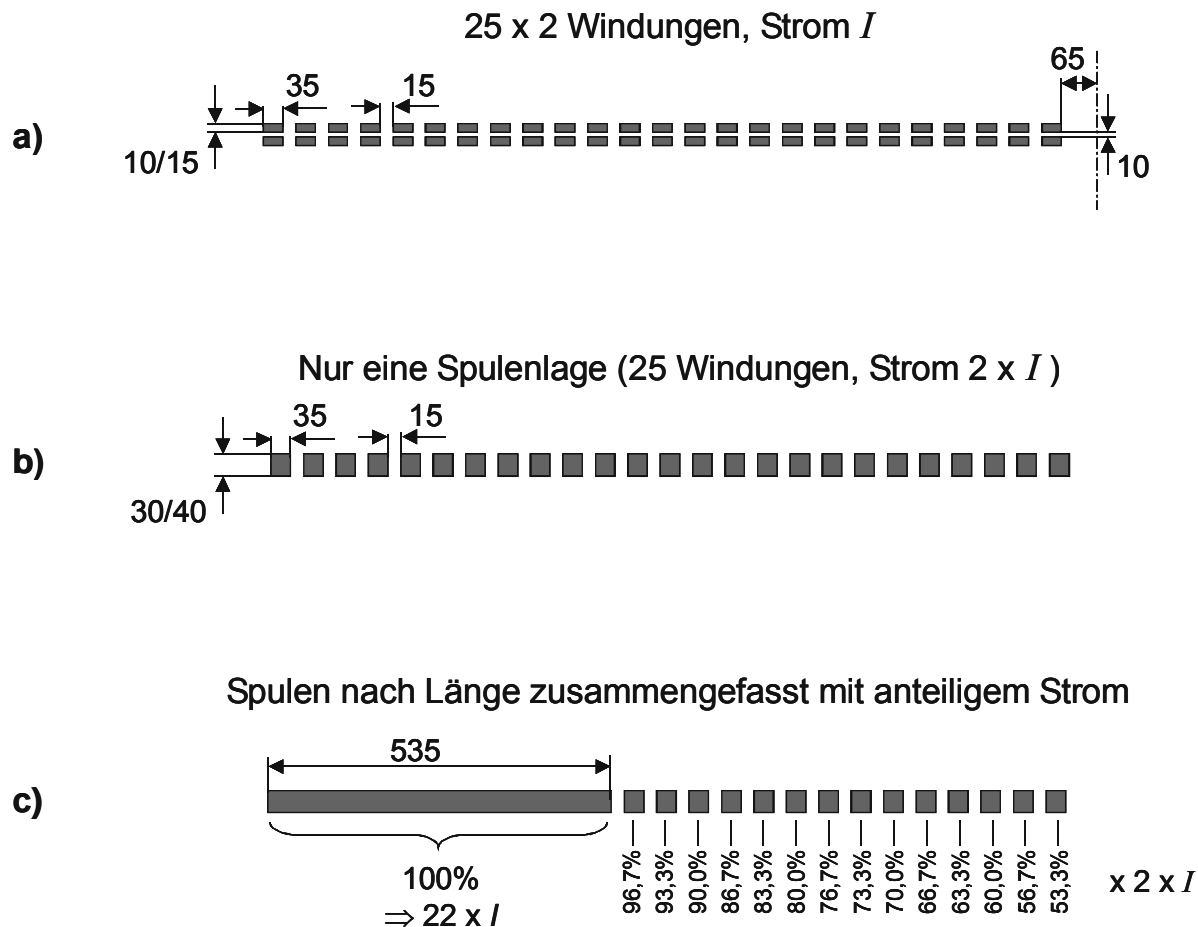


Abbildung 7.8: Modell für die Simulation des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors (Maße in μm):

- reale Maße
- Zusammenfassung der zwei Spulenlagen
- Zusammenfassung von Leitern mit gleichem effektiven Strom

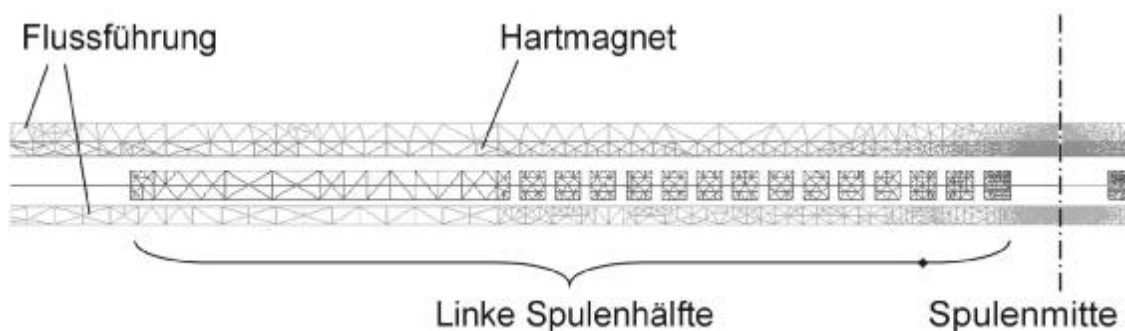


Abbildung 7.9: Vernetzungsbeispiel des dünnfilmtechnischen Motors bei $x = 1 \text{ mm}$

Bei der Berechnung des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors zeigen sich sehr schnell zwei wesentliche Unterschiede zu dem in Kapitel 7.3.2 untersuchten hybrid gefertigten Motor. Die ausführbaren Schichtdicken des gesputterten hartmagnetischen SmCo im Bereich von wenigen zehn Mikrometern führen bei sonst

ähnlichen Materialdaten (vgl. Tabelle 7-2) zu einer deutlichen Schwächung des Magnetfeldes im Luftspalt. Daher bietet sich ein möglichst kleiner Luftspalt an. Vor diesem Hintergrund kommen nur Ständer gefertigt auf einem weichmagnetischem Ferrit oder mit integriertem Rückschluss in Betracht. Bei 20 μm dickem SmCo und einem magnetisch wirksamem Luftspalt von 70 μm ergeben sich dennoch nur maximale Luftspaltfelder von etwa 20 mT. Dies hat auch eine deutliche Rückwirkung des Erregerstromes auf das Luftspaltfeld zur Folge (Abbildung 7.10).

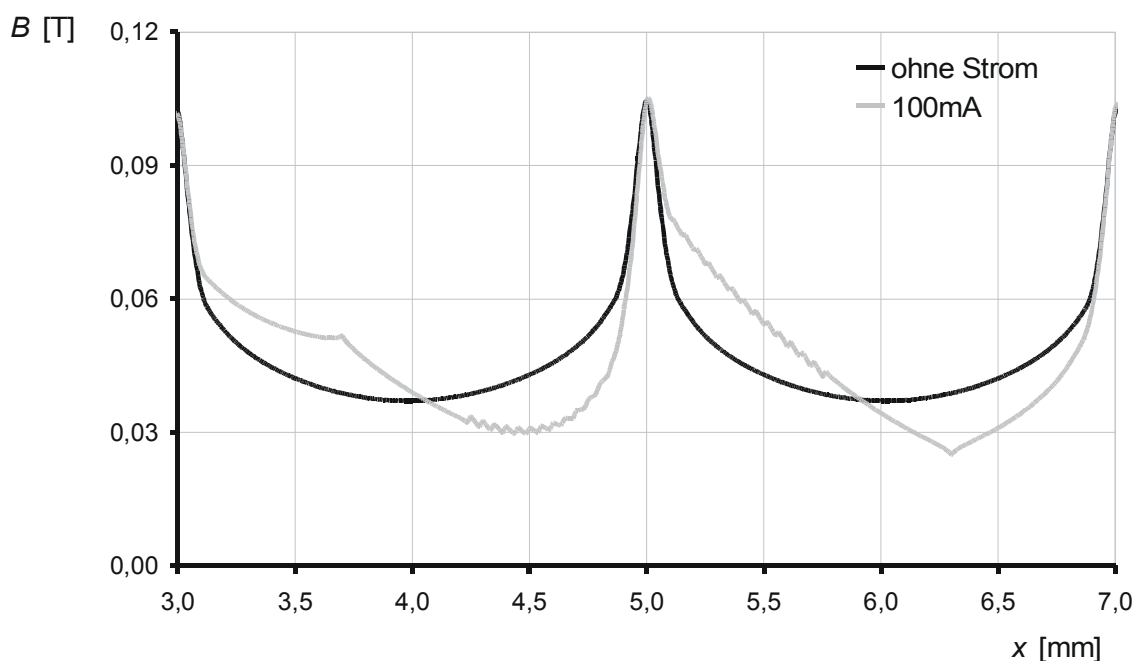


Abbildung 7.10: Vergleich des Magnetfeldverlaufs mit und ohne Erregerstrom beim dünnfilmtechnisch gefertigten Motor

Gemäß einer Parameterstudie sind die beiden wichtigsten Einflussgrößen zur Steigerung der Vorschubkraft des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors die Dicke der SmCo-Schicht im Läufer und der Erregerstrom der Ständerphasen. Die beiden Parameter weisen einen annähernd linearen Zusammenhang auf. Die Flussführung sowohl im Ständer als auch im Läufer gerät nur bei Schichtdicken unterhalb von etwa 25 μm in Sättigung und hat daher keinen großen Einfluss auf den Magnetkreis.

Die Schlussfolgerungen aus diesen Ergebnissen beziehen sich bei der Verwendung gleicher lateraler Abmessungen wie beim hybrid gefertigten Motor ausschließlich auf veränderte Schichtdicken und vertikale Abstände. Die Flussführungen aus NiFe müssen mit einer Mindestdicke von 25 μm ausgeführt werden, auf die im Läufer eine möglichst dicke SmCo-Schicht gesputtert wird. Aufgrund der Abscheiderate beim Vakuumprozess und wegen der bei der Temperaturbehandlung zu erwartenden Schichtspannungen wurde eine Schichtdicke des Hartmagneten von 20 μm festgelegt.

Die Forderung nach einem möglichst hohen Erregerstrom setzt bei gleicher Verlustleistung einen geringeren Spulenwiderstand und damit entsprechend dickere

Leiter voraus. Bei einer Leiterhöhe von $15\ \mu\text{m}$ ist eine höhere Fehlerdichte zu erwarten, die aber noch als akzeptabel angesehen werden kann und eine ausreichende Waferausbeute zulässt. In Abbildung 7.11 sind die maßstabsgetreuen nominalen Abmessungen in einem Querschnitt längs zur Verfahrrichtung des Motors wiedergegeben. Damit steht auch die Fertigungsfolge des dünnfilmtechnischen Ständers fest. Auf die Fertigung des Ständers wird in Kapitel 8.2.1 eingegangen.

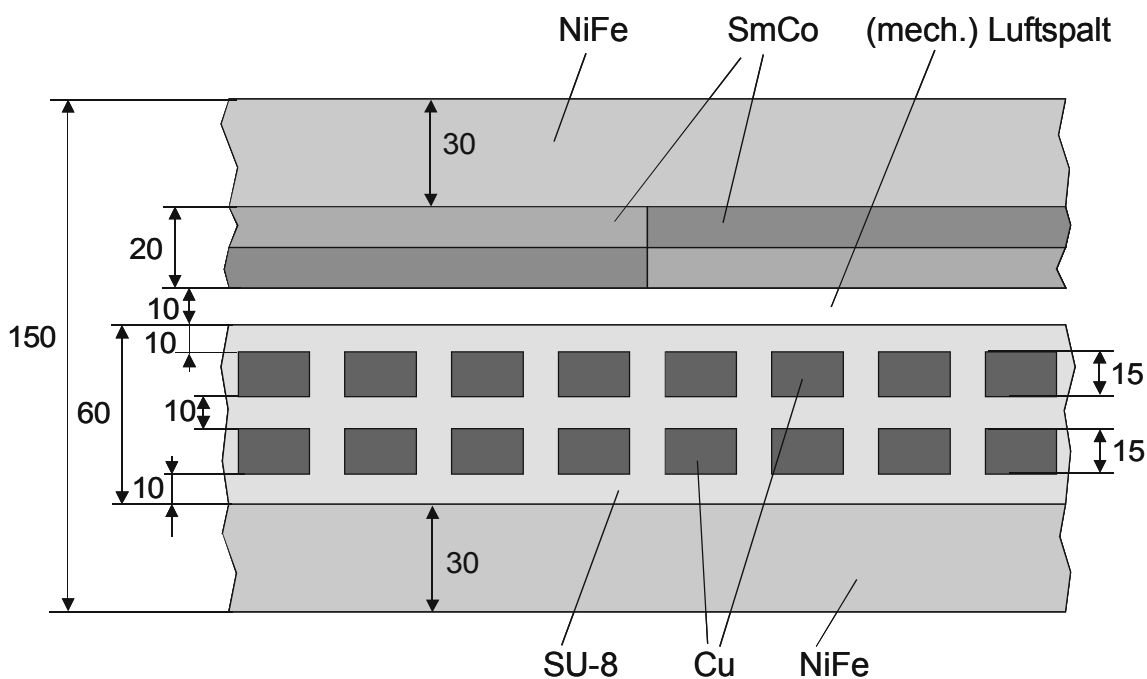


Abbildung 7.11: Maßstabsgetreuer Querschnitt durch den dünnfilmtechnisch gefertigten Motor mit vertikalen Abmessungen (in μm)

Mit diesem Modell werden anschließend weiterführende Untersuchungen durchgeführt. Die Simulation ergibt bei einem Erregerstrom von $100\ \text{mA}$ eine maximale Vorschubkraft von ca. $1,9\ \text{mN}$. Für den gleichen Strom wird die Lageabhängigkeit der Motorkraft analog zum im letzten Kapitel geschilderten Vorgehen ermittelt. Abbildung 7.12 zeigt eine asymmetrische Abhängigkeit, die durch die bei diesem Motor nicht zu vernachlässigende Schwächung bzw. Stärkung des Luftspaltfeldes durch die Erregerspulen verursacht wird. Wenn der Läufer, ausgehend von $x = -1\ \text{mm}$, nach rechts verschoben wird, erfolgt eine Feldschwächung, die den Kraftverlauf stärker linearisiert. Falls der Läufer dagegen nach links verschoben wird, verstärkt die Erregerspule zunächst das Luftspaltfeld, und der Knick bei $x \approx \pm 0,7\ \text{mm}$ tritt noch deutlicher hervor.

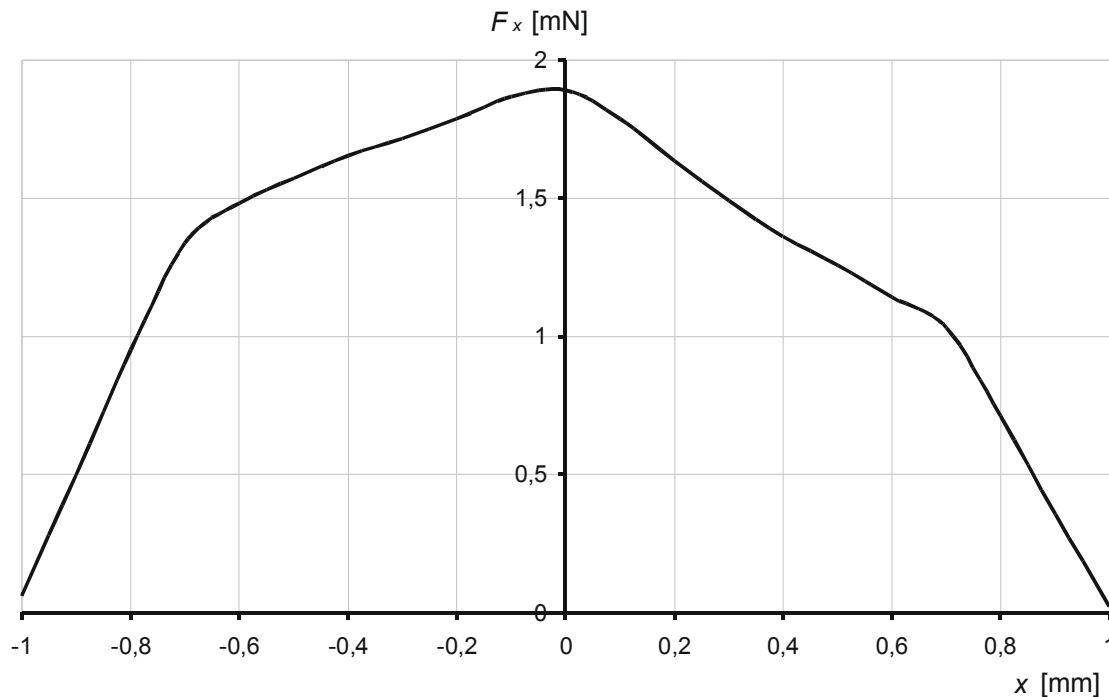


Abbildung 7.12: Vorschubkraft bei Erregung einer Ständerphase und Bewegung des Läufers (vgl. auch Abbildung 7.6)

Die relativ hohen Schichtdicken sowohl im Läufer als auch im Ständer führen zu sehr kritischen Schichtspannungen der NiFe-Flussführungen und der hartmagnetischen SmCo-Schicht. Daher werden Aluminiumoxidwafer (Al_2O_3) als Substratmaterial gewählt, da diese eine poröse Oberfläche und damit bessere Haftung aufweisen. Außerdem liegt der thermische Ausdehnungskoeffizient näher an dem von Metallen, so dass die auftretenden Spannungen reduziert werden können.

7.4 Gesamtaufbau des Motors

7.4.1 Lineares Kugellager

Für die reibungsarme Führung des Läufers wird eine lineare Mikrokugelführung vorgesehen, die bereits erfolgreich an einem linearen Asynchronmotor getestet wurde. Diese ist aufgrund geringer Reibwerte μ von höchstens 0,02 für lineare Motoren mit den vorliegenden Maßen und Kräften sehr interessant [BEE97, LIC03, LÜD82]. Die niedrigen Reibwerte beruhen auf der gleichmäßigen Oberfläche und Form der verwendeten Rubinkugeln. Die Kugeln werden mit einem Durchmesser von 200 μm vom Hersteller (Saphirwerk, Schweiz) mit einer Rundheitsabweichung von nur 200 nm spezifiziert [SAP03].

Darüber hinaus sind die geringen Reibwerte auf die gute Oberflächenqualität der V-Nuten, in denen die Kugeln rollen, zurückzuführen [GAT02a]. Abbildung 7.13 zeigt die in Verfahrrichtung des Motors bzw. in Rollrichtung der Kugeln verlaufenden Rillen. Diese ergeben zwar senkrecht zur Bewegungsrichtung relativ hohe Rauheiten

($R_a \approx 130 \text{ nm}$), aber in der Bewegungsrichtung weisen sie einen sehr geringen arithmetischen Mittenrauwert von $R_a \approx 1 \text{ nm}$ auf.

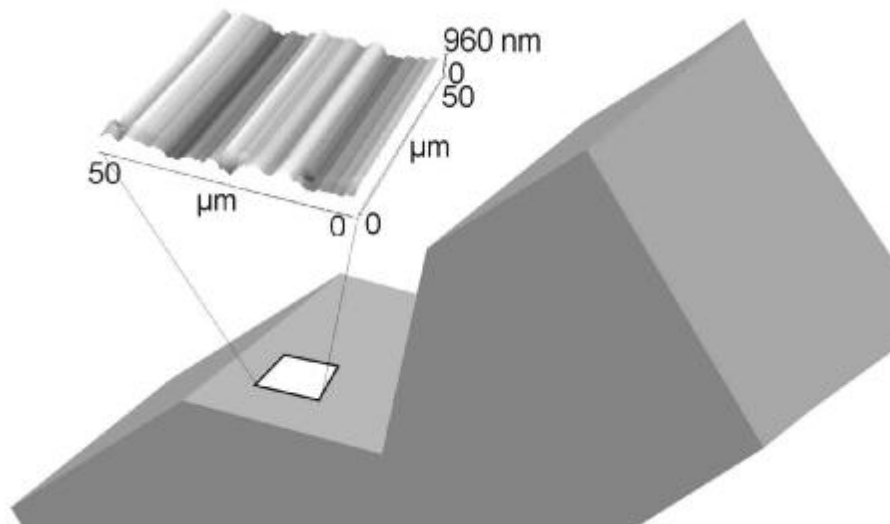


Abbildung 7.13: Rasterkraftmikroskopische Aufnahme der Oberfläche einer profilgeschnittenen V-Nut für eine lineare Mikrokugelführung [GAT02a]

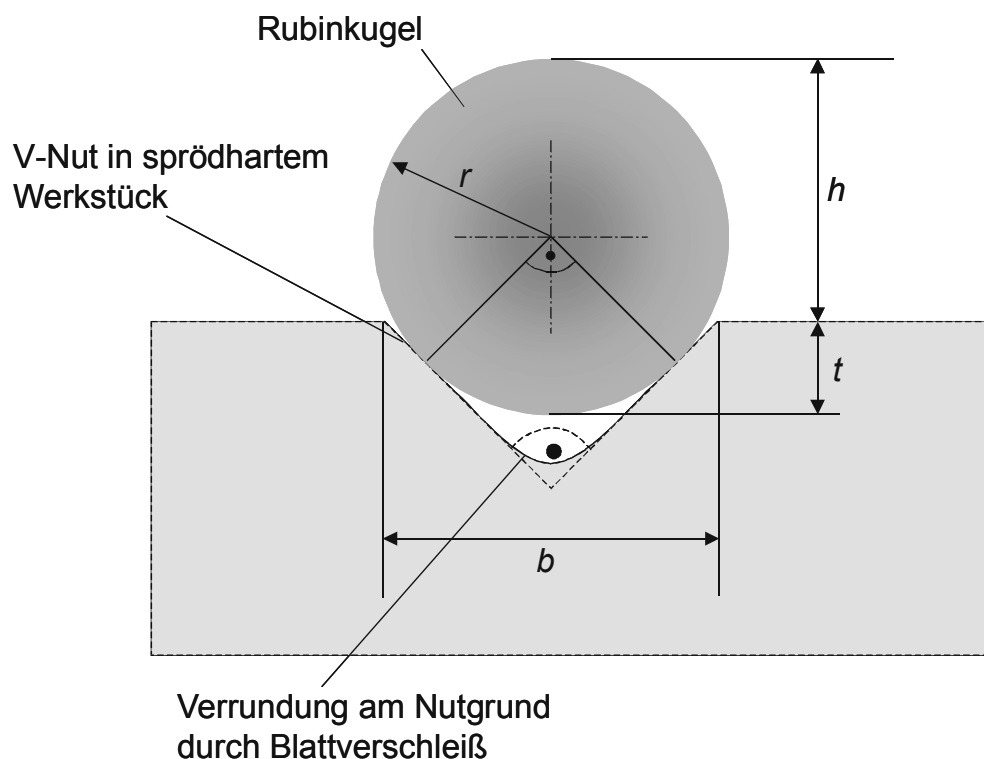


Abbildung 7.14: Geometrischer Zusammenhang zwischen Schnittbreite und Höhe der Kugelsphäre über der Substratoberfläche

Gatzen stellt eine messtechnische Methode vor, um die Höhe der sphärischen Spitze der Kugel in der V-Nut zu vermessen [GAT02a]. Ein noch einfacherer Ansatz ist folgendermaßen möglich. Das V-förmige Schleifblatt mit metallgebundenen

Diamanten verbraucht sich beim Profilschleifen der sprödharten Werkstoffe (Silizium, Ferrit, Keramik) in erster Linie an der Spitze. Dies führt zu einer zunehmenden Verrundung des Schnittgrundes, während sich die Schnittbreite sich über einige Schnitte hinweg nicht verändert. Aus der gut im Prozess kontrollierbaren Schnittbreite b kann bei bekannter Kugelgeometrie (Radius r) direkt auf die Eintauchtiefe t bzw. Sphärenhöhe h geschlossen werden (Abb. 7.14). Die beiden interessierenden Größen t und h werden erhalten nach:

$$t = \frac{b}{2} + r \cdot (1 - \sqrt{2}) \quad (7.9)$$

$$h = 2 \cdot r - t = r \cdot (1 + \sqrt{2}) - \frac{b}{2} \quad (7.10)$$

Mit diesen Gleichungen kann bei beliebig verschlissenen Schleifblatt die spätere Höhe der Kugelsphäre über der Substratoberfläche voraus berechnet werden. Natürlich muss dabei die Verrundung der Spitze geringer als der Kugelradius sein, sonst würde die Kugel nicht mehr auf der Flanke der V-Nut laufen. Die Kugeln bestehen ausschließlich aus Rubin mit zwei unterschiedlichen Durchmessern von 200 μm und 400 μm und wurden in entsprechend angepassten V-Nuten untersucht. Durch das Schleifen der V-Nuten direkt in die Substratmaterialien von Ständer und Läufer wird der Montageaufwand bei Inbetriebnahme des Motors erheblich reduziert. Bei der Auslegung müssen daher entsprechende Freiräume im Maskendesign vorgesehen werden, die eine Beschädigung der Funktionsstrukturen des Aktivteils ausschließen.

7.4.2 Linearer Motor

Der gesamte Ständer für den hybrid gefertigten Motor entsteht in vier Maskenschritten, die schematisch in Abbildung 7.15 gezeigt sind. Es sind die Strukturen nur eines Ständers dargestellt, wovon insgesamt 25 Stück auf einem 100 mm Substrat abgebildet werden können. Zusätzlich befinden sich auf einer kompletten Maske auch noch Justiermarken und Orientierungshilfen für das Profil- und Trennschleifen.

Für den dünnfilmtechnischen Ständer sind zusätzlich vor der Erzeugung der in Abbildung 7.15 gezeigten Spulen noch die Flussführung und die untere Isolation der Spulen gegen diese Flussführung zu strukturieren. Die beiden entsprechenden Masken sind in Abbildung 7.16 dargestellt. Die Flussführung enthält zusätzlich zu den für die V-Nuten benötigten Freiräumen noch einige kleine Aussparungen. Diese Fenster dienen dem hierauf aufgebrachtem SU-8 Photoresist als mechanische Verankerung. Denn die Schichthaftung dieses Materials auf planarisiertem NiFe kann wegen der induzierten mechanischen Spannungen bei der benötigten Temperaturbehandlung sehr schlecht sein. Hierdurch könnte sich später im Prozess die erzeugte Schichtfolge (d.h. das gesamte doppellagige Spulensystem) eventuell

komplett ablösen. Um Stufen in der Leiterbahnführung zu vermeiden, wird die Flussführung bis unter die Kontaktierungen fortgeführt, wo sie elektromagnetisch nicht mehr benötigt wird. Gleichzeitig werden diese Bereiche aber durch kleine Unterbrechungen von der großen Fläche der Struktur getrennt, um die absolut erzeugten Schichtspannungen zu minimieren.

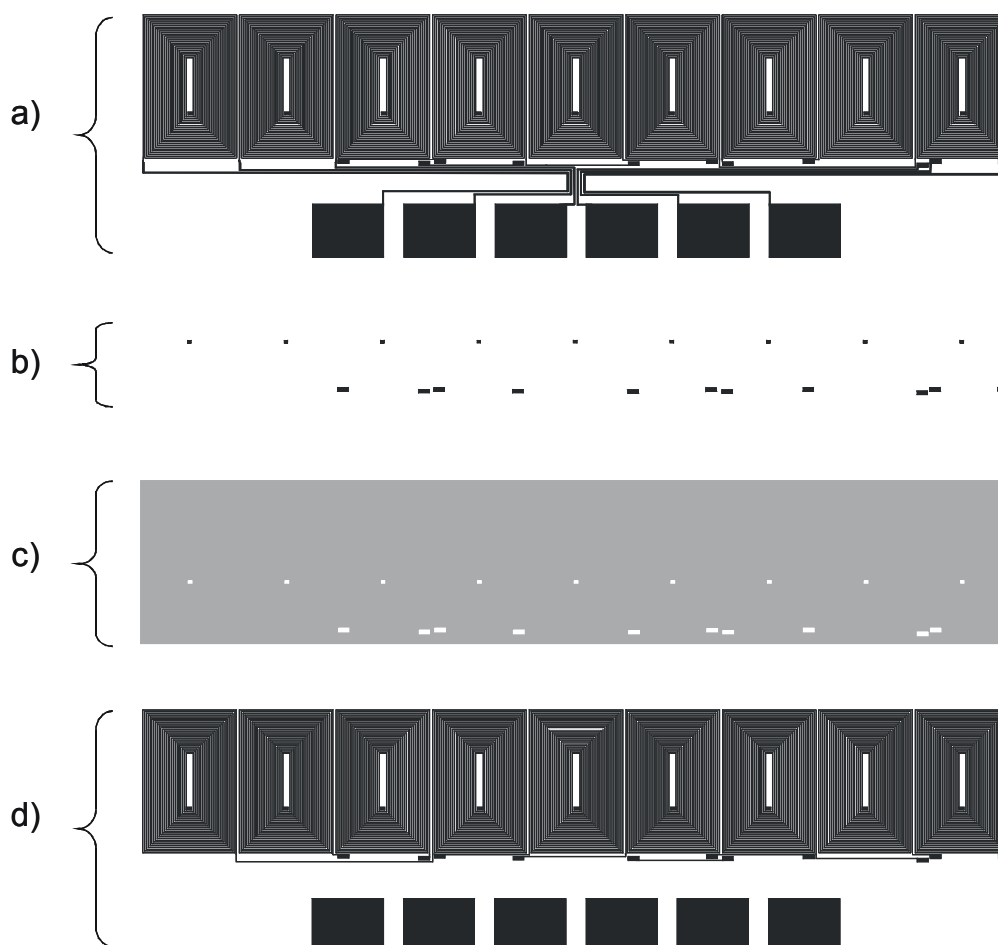


Abbildung 7.15: Photolithographische Masken für die Fertigung der Ständerspulen:
 a): untere Spulenlage mit elektrischen Zuleitungen zu den Phasen
 b): Durchkontaktierungen unterer zu oberer Spulenlage
 c): Isolation zwischen unterer und oberer Spulenlage
 d): obere Spulenlage

Die ebenfalls für den dünnfilmtechnischen Synchronmotor benötigten Läuferstrukturen, die weichmagnetische Flussführung aus NiFe und der Hartmagnet aus SmCo, können durch eine gemeinsame Photomaske umgesetzt werden. Diese besteht (neben den hier ebenfalls benötigten optischen Marken) lediglich aus einem Rechteck mit den Abmessungen 3 mm x 34 mm. Diese Maße werden direkt für die Flussführung verwendet. Demgegenüber bewirkt das anschließende nasschemische Ätzen des Hartmagneten ein Unterätzen des Resistes und führt zu einer lateral etwas kleineren Struktur in Treppenform [BUD03].

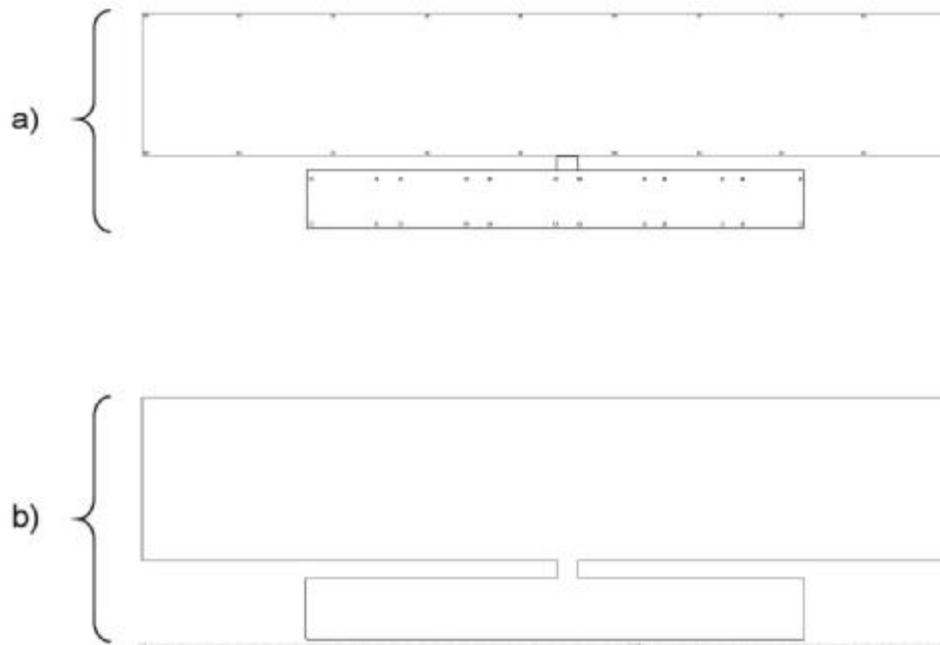


Abbildung 7.16: Zusätzliche photolithographische Masken für den DF-Ständer:
 a): Flussführung
 b): untere Isolation zwischen Flussführung und unterer Spulenlage

7.4.3 Mehrkoordinatenantrieb

Die Version des Synchronmotors mit hybrid aufgebautem Läufer (hybrid gefertigter Motor) bietet sich wegen des robusten und flexiblen Aufbaus für die Untersuchung eines weiterführenden Motorkonzeptes an. Es wird durch die Kombination mehrerer Ständer ein Mehrkoordinatenantrieb (mehrdimensional beweglicher Motor) aufgebaut, der eine lineare Positionierung entlang zweier senkrecht aufeinander stehender Achsen erlaubt. Das prinzipielle Design dieses mehrdimensional beweglichen Motors ist in Abbildung 7.18 gezeigt.

Der Antrieb besteht im Ständer aus vier im Quadrat angeordneten, einzeln dünnfilmtechnisch gefertigten Ständerelementen. Diese schließen im Zentrum eine Grundplatte aus Silizium mit vier geschnittenen V-Nuten ein. Hierauf wird bei eingelegten unteren Rubinkugeln ein loser, ähnlich profilierter Führungsklotz gelegt. Dieser enthält beidseitig V-Nuten, die um 90° gedreht sind (siehe Abbildung 7.18). In die senkrecht versetzten Nuten werden wiederum vier obere Rubinkugeln eingelegt und hierauf der dazu passend profilgeschliffene Arbeitstisch mit aufgeklebten Läuferelementen gelegt. Die Läuferelemente bestehen aus auf weichmagnetischem Blech (Flussführung) aufgeklebten PM aus NdFeB-Folie.

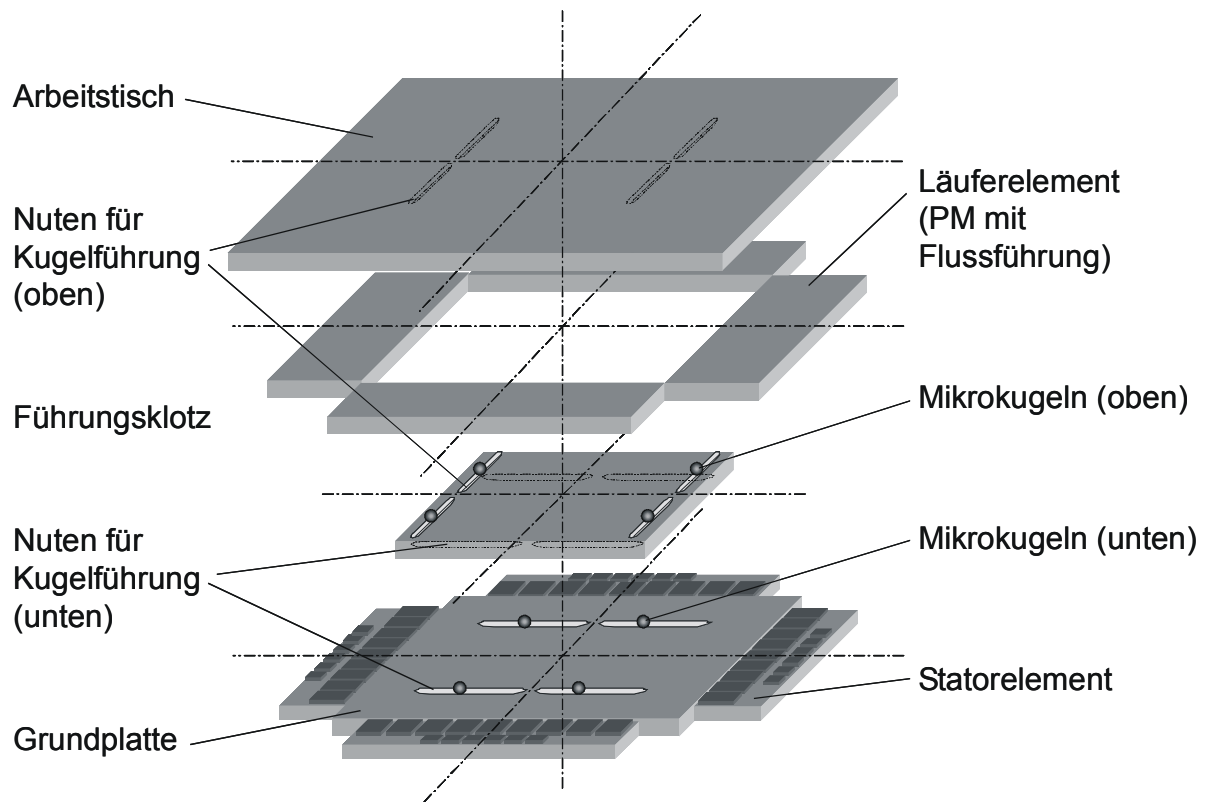


Abbildung 7.17: Prinzipieller Aufbau des mehrdimensional beweglichen Motors mit zentral angeordneter zweidimensionaler Kugelführung

Durch den Führungsklotz wird eine zweidimensionale Beweglichkeit des Läufers in den zwei reibungsarmen linearen Kugelführungen erreicht. Die Hartmagnete des Läufers sind im Gegensatz zu der einfachen Motorvariante nicht drei, sondern ca. zehn Millimeter breit, um in jeder Läuferlage den Aktivteil des Ständers zu überdecken und damit eine Vorschubkraft zu erzeugen. Aus konstruktiven Gründen, wegen der Verwendung des beschriebenen Ständers bei diesem Prototyp, beträgt die Auslenkung des insgesamt 50 mm x 50 mm großen Arbeitstisches nur 3 mm x 3 mm. Die vorgesehene Ansteuerung des Motors mit jeweils zwei Ständersystemen pro Achse hat neben einer Verdoppelung der Vorschubkraft auch den Vorteil einer besseren Gleichgewichtslage, da die Kräfte symmetrisch auf den Läufer einwirken.

8 Fertigung des Synchronmotors

8.1 Prozessentwicklung und Schaffung von Fertigungseinrichtungen

8.1.1 Nickel-Eisen-Galvanik

Für die galvanische Schichtabscheidung der Flussführungen aus Nickel-Eisen wird die im Kapitel 6.2.2 beschriebene Zelle verwendet. Diese wird lediglich um eine stetige Spülung des Vorratsbehälters mit Stickstoffgas erweitert, um das im Elektrolyten enthaltene Eisen weitestgehend vor der Oxidation zu schützen. Durch den Einsatz einer Metallplatte aus reinem Nickel als Anode kann die Konzentration dieses Metalls im Elektrolyten über lange Zeiträume konstant gehalten werden.

Tabelle 8-1: Zusammensetzung des verwendeten NiFe-Elektrolyten

Stoff	Anteil [g/L]
Nickelsulfat ($\text{NiSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$)	214
Eisensulfat ($\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$)	8
Nickelchlorid ($\text{NiCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$)	5
Borsäure (H_3BO_3)	25
Saccharin ($\text{C}_7\text{H}_5\text{NO}_3\text{S}$)	4

Nickelchlorid im Elektrolyten unterstützt die Auflösung der verwendeten löslichen Nickelanode. Borsäure dient zur Pufferung des pH-Wertes. Saccharin reduziert durch den Einbau in die abgeschiedenen Schicht innere Spannungen. Im Elektrolyten beträgt das Verhältnis der Gewichtsanteile von Nickel und Eisen etwa 71/1 und ist damit weit entfernt von der gewünschten atomaren Zusammensetzung der abgeschiedenen Legierung von 81/19. Dies ist auf die Abscheideanomalie bei der gemeinsamen Galvanik von Nickel und Eisen zurückzuführen [FIS54].

Während der Nickel-Anteil des Elektrolyten durch die lösliche Anode konstant gehalten werden kann, verbraucht sich das Eisen je nach Abscheidendauer und -strom. Daher wird der Eisenanteil in regelmäßigen Abständen unter Verwendung eines photometrischen Analysegerätes bestimmt und bei Bedarf Eisensulfat zugeführt. Eine Eisenkonzentration von 1,6 g/L gewährleistet, dass die Grenzstromdichte gerade erreicht wird, und eine Schwankung dieses Parameters nicht zu großen Variationen der Legierungszusammensetzung führt. Das sich ebenfalls in der abgeschiedenen Legierungsschicht verbrauchende Saccharin wird zusammen mit dem Eisensulfat zugeführt.

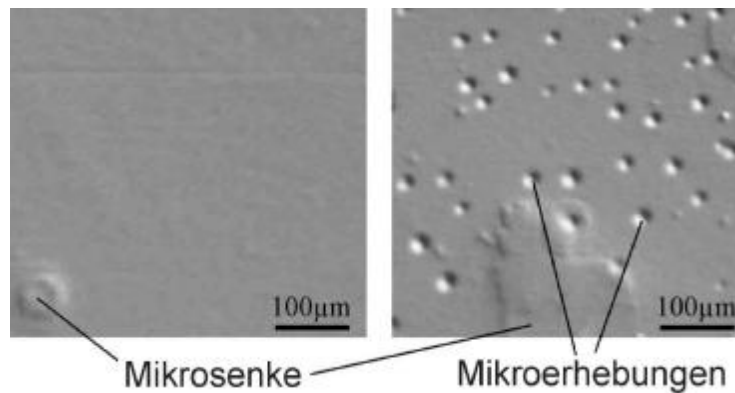


Abbildung 8.1: Fehlstellen auf Grund von Wasserstoffabscheidung (rechts), links besseres optisches Erscheinungsbild durch geringeren Einbau von Wasserstoffgas

Ein wichtiger Punkt bei der Entwicklung eines geeigneten Galvanikprozesses zur Abscheidung von weichmagnetischem NiFe ist die Erreichung einer möglichst hohen Abscheiderate. Bei zu hohen Stromdichten wird in der Regel verstärkt Wasserstoffgas in die Metallschicht mit eingebaut und verursacht entsprechende Fehlstellen, die optisch unter dem Mikroskop nachweisbar sind (Abb. 8.1). Dies kann sehr wirkungsvoll durch die Anwendung einer Pulsstromquelle vermieden werden [DET66].

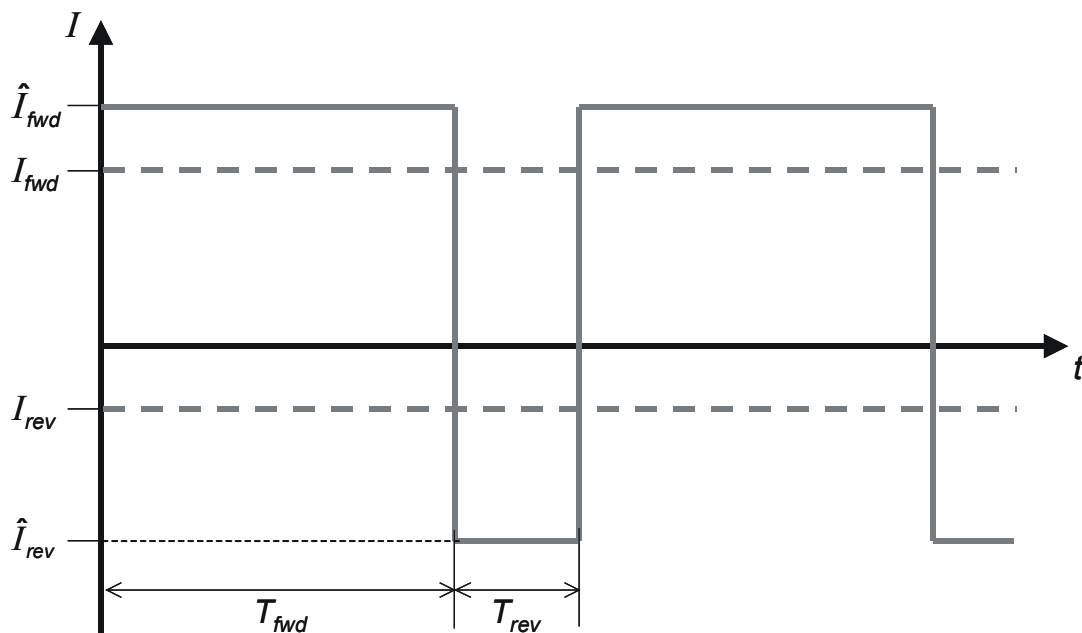


Abbildung 8.2: Strom-Zeitverlauf bei Pulsstromabscheidung und Definitionen

Abbildung 8.2 zeigt den typischen Strom-Zeitverlauf einer Pulsstromabscheidung. Hierbei wird die Erzeugung von Wasserstoffgas zwar nicht vermieden, aber durch die Stromumkehr wird der Einbau der Wasserstoffbläschen durch die umgekehrten Abscheideverhältnisse (Kathode und Anode sind kurzfristig miteinander vertauscht) in die Schicht verhindert.

Die übrigen Abscheideparameter wie die effektive (Vorwärts-) Stromdichte, die Badtemperatur und die Badbewegung (Paddelfrequenz) beeinflussen über die Ionenbeweglichkeit und Diffusionsvorgänge ebenfalls die Oberflächenqualität und auch die Legierungszusammensetzung. Die Einstellungen, die schließlich zu einer guten Oberflächenqualität der abgeschiedenen NiFe-Schicht führen, sind in Tabelle 8-2 zusammengefasst:

Tabelle 8-2: Parameter der NiFe-Galvanik zur Erzielung einer guten Oberfläche

Parameter	Einstellung
Eisenanteil [g/L]	1,6
Pulszeitverhältnis T_{fwd} / T_{rev}	9 / 1
Stromdichte S [mA/cm ²]	13
Paddelfrequenz f_{Pad} [Hz]	0,35
Badtemperatur ϑ_{Bad} [°C]	30

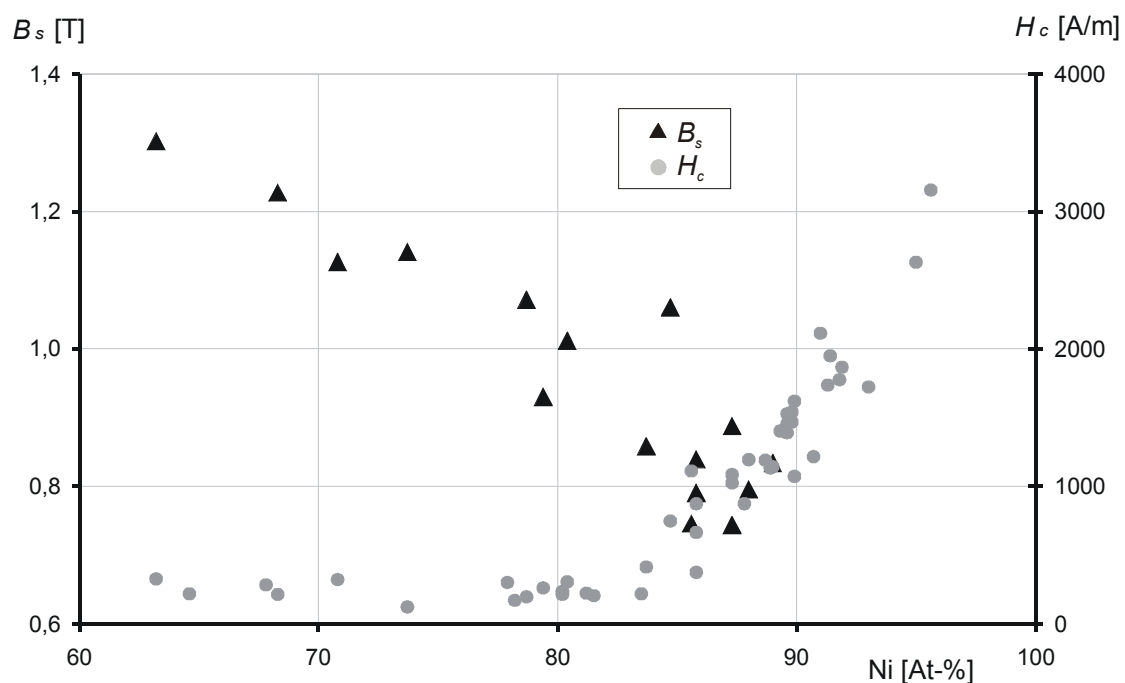


Abbildung 8.3: Abhängigkeit der Sättigungsflussdichte B_s und der Koerzitivfeldstärke H_c von der NiFe-Legierungszusammensetzung

Noch bedeutender für die Funktionalität der NiFe-Schicht sind deren weichmagnetische Eigenschaften wie Permeabilität μ_r , Sättigungsflussdichte B_s und Koerzitivfeldstärke H_c . In Übereinstimmung mit Literaturdaten, zeigen Experimente einen engen Zusammenhang zwischen diesen Parametern und der Legierungszusammensetzung der Galvanikschicht [MÜN89]. Abbildung 8.3 stellt die Abhängigkeit der beiden Größen B_s und H_c von der Zusammensetzung dar.

Die annähernd lineare Abhängigkeit der Sättigungsflussdichte vom Nickelanteil deckt sich recht gut mit Literaturangaben auch für Volumenmaterial. Je höher der Eisenanteil der Legierung, desto größer ist auch die Sättigungsflussdichte B_s . Allerdings wird eine Legierung von NiFe (81/19) angestrebt, da bei dieser Zusammensetzung die Magnetostriktion am geringsten ist.

Der Verlauf der Koerzitivfeldstärke bei dieser Legierung weist kein eindeutiges Minimum auf. Somit ist von inneren Spannungen der Schicht auszugehen – trotz Gegenmaßnahmen wie dem Einbau von Saccharin. Dagegen ist ein starker Anstieg von H_c bei Legierungen mit mehr als 81% Nickel deutlich zu erkennen. Diese zeichnen sich darüber hinaus auch durch eine weiter sinkende Sättigungsflussdichte aus. Vor diesem Hintergrund können für elektromagnetische Motoren Legierungen mit einem Nickelanteil von weniger als 81% als geeignet angesehen werden. Abbildung 8.4 veranschaulicht diesen Umstand anhand der resultierenden Magnetisierungskennlinien von NiFe-Legierungen mit 71%, 80% und 91% Nickelanteil.

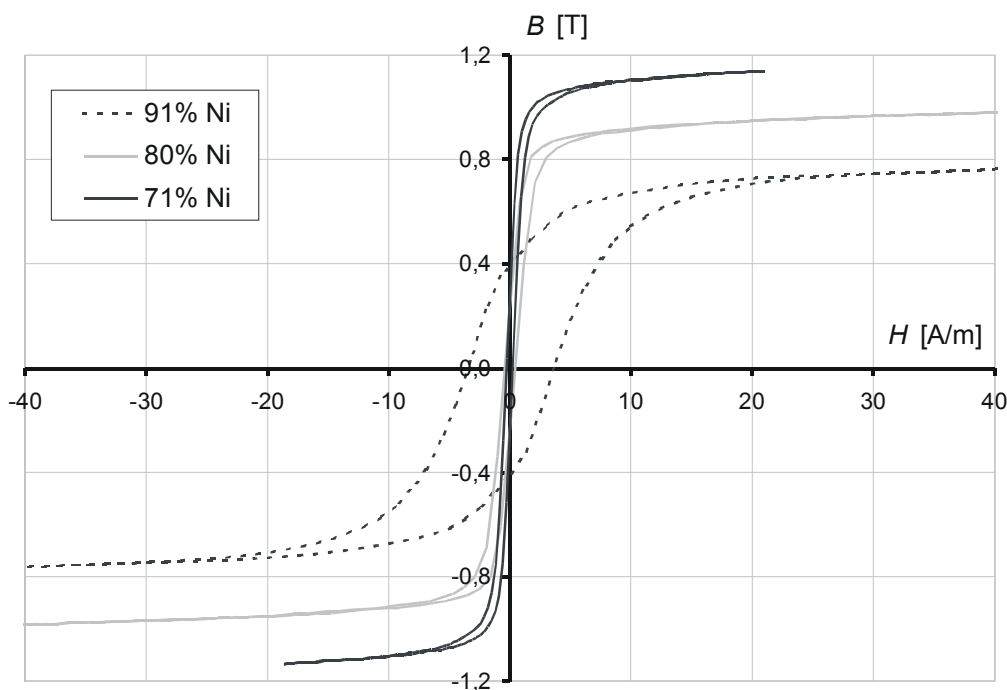


Abbildung 8.4: Magnetisierungskennlinien von galvanischem NiFe mit unterschiedlicher Zusammensetzung

Die Kontrolle und Einstellung der gewünschten Legierung ist folglich eines der wichtigsten Ziele bei der Prozessentwicklung der Nickel-Eisen-Galvanik. Zu diesem Zweck bietet sich insbesondere die Variation des effektiven Rückwärtsstromes I_{rev} an. Gemäß Abbildung 8.5 beeinflusst dieser die Schichtzusammensetzung in weiten Bereichen von 65% bis 90% Nickelanteil. Gleichzeitig weisen dabei die Schichten gleichbleibend gute Oberflächenqualitäten auf, da die Größe von I_{rev} diesbezüglich keinen Einfluss hat. Zu den gewünschten Ergebnissen der Schichtzusammensetzung führt ein Verhältnis von Vorwärtsstrom zu Rückwärtsstrom (I_{fwd} / I_{rev}) von 9 / 1.

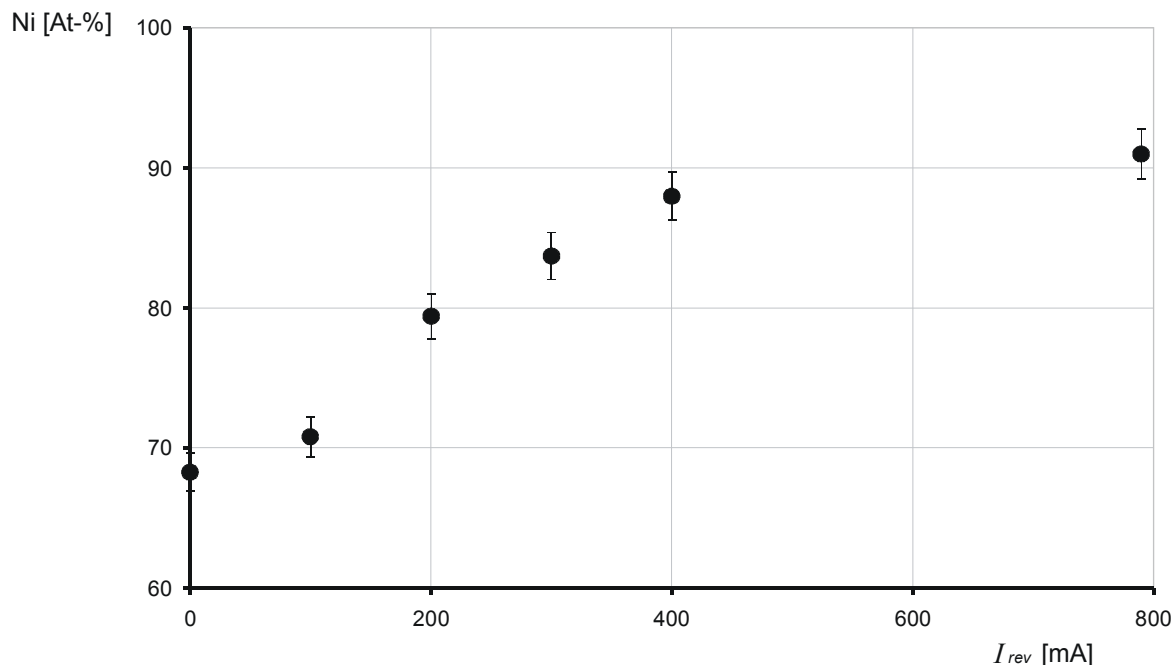


Abbildung 8.5: Einfluss des Rückwärtsstromes I_{rev} auf die Legierungszusammensetzung

Weitere Untersuchungen an realen Bauteilstrukturen zeigen, dass es durch Strömungsfeldverzerrungen zu Abweichungen der Legierungszusammensetzung über einer einzelnen Struktur kommt. Diese lokalen Schwankungen, sowie weitere über dem Wafer hinweg beobachtete Abweichungen, liegen in einer Größenordnung von etwa $\pm 1\%$. Allerdings können in der Summe alle diese Abweichungen zu einer deutlich geänderten Legierungszusammensetzung führen. Dieser Umstand wäre bei einer nominellen Zusammensetzung von NiFe (81/19) mit entsprechend höheren Nickelanteilen durchaus kritisch, da diese Legierungen zunehmend ungünstige weichmagnetische Eigenschaften aufweisen. Daher wird als nominelle Legierungszusammensetzung ein Eisenanteil von mindestens 25% gewählt. Auf diese Weise kann bei den unvermeidlichen Schwankungen der Abscheidebedingungen auf dem Wafer und im Prozess ein immer ausreichender Eisenanteil gewährleistet werden.

Die weichmagnetischen Eigenschaften der galvanisch abgeschiedenen NiFe-Schicht hängen sehr stark von der erzielten Schichtdicke ab. Dies ist auf die mit der Dicke anwachsenden Schichtspannungen im Material zurückzuführen. Während die Sättigungsflussdichte und die Koerzitivfeldstärke nicht von der Schichtdicke abhängen, zeigt die Permeabilität μ_r einen sehr deutlichen Abfall mit zunehmender Schichtdicke (s. Abb. 8.6). Die Veränderung der Permeabilität bei gleichzeitig konstanten übrigen weichmagnetischen Eigenschaften macht sich in der Magnetisierungskurve durch ein Abknicken und Verflachen der Kennlinie bemerkbar.

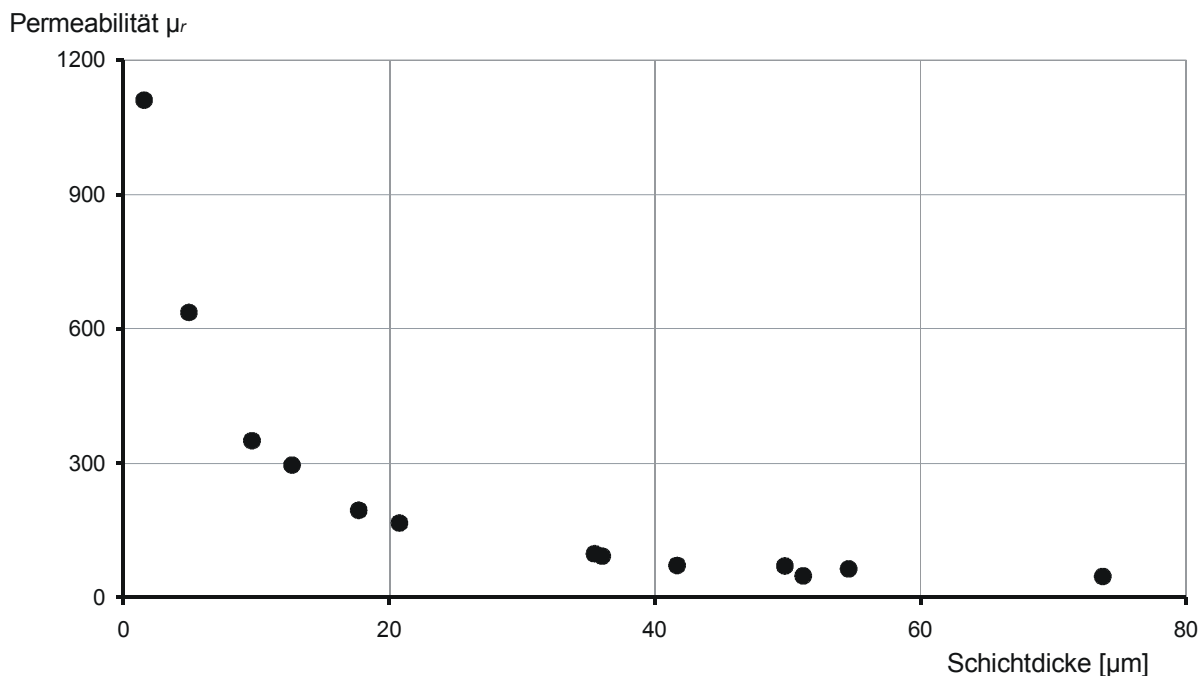


Abbildung 8.6: Einfluss der Schichtdicke auf die relative Permeabilität μ_r der galvanischen NiFe-Schicht

8.1.2 Entwicklung der Aufmagnetisierungsvorrichtung

Auslegung der Aufmagnetisierungsvorrichtung

Der Läufer des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors enthält hartmagnetische Schichten, die in geeigneter Form, d.h. nach dem Schema in Abbildung 7.1, aufmagnetisiert werden müssen. Folglich hat die Vorrichtung für die Aufmagnetisierung ein für die Magnetisierung ausreichend hohes Feld in einem Bereich von (genau) 2 mm in Verfahrrichtung mal (mindestens) 3 mm über die Breite der Hartmagneten zu erzeugen. Dabei dürfen die Streufelder in Verfahrrichtung nicht zu groß sein, da für einen funktionalen Läufer das SmCo im Bereich von je 2 mm alternierend und möglichst rechteckförmig aufmagnetisiert werden muss.

Um das SmCo vollständig aufzumagnetisieren, d.h. alle Domänen im Material auszurichten, ist ein magnetisches Feld H_{mag} von etwa 2.000 kA/m (entsprechend 25 kOe) erforderlich. Dieser Wert entspricht einer magnetischen Flussdichte B_{mag} in Luft von ca. 2,5 T nach folgendem Zusammenhang:

$$B_{mag} = \mu_0 \cdot H_{mag} \quad (8.1)$$

In Abbildung 8.7 (a) ist der erforderliche ideale Feldverlauf im Magnetisierungs-Luftspalt dargestellt. Ein Feld dieser Größe und mit dem geforderten steilen Gradienten kann am besten mit einem weichmagnetischen Kreis und kräftiger Erregerspule erzeugt werden. Das hieraus abgeleitete Modell ist in Abbildung 8.7 (b)

gezeigt, bei dem das Magnetfeld im Luftspalt durch die Geometrie des Kreises konzentriert wird.

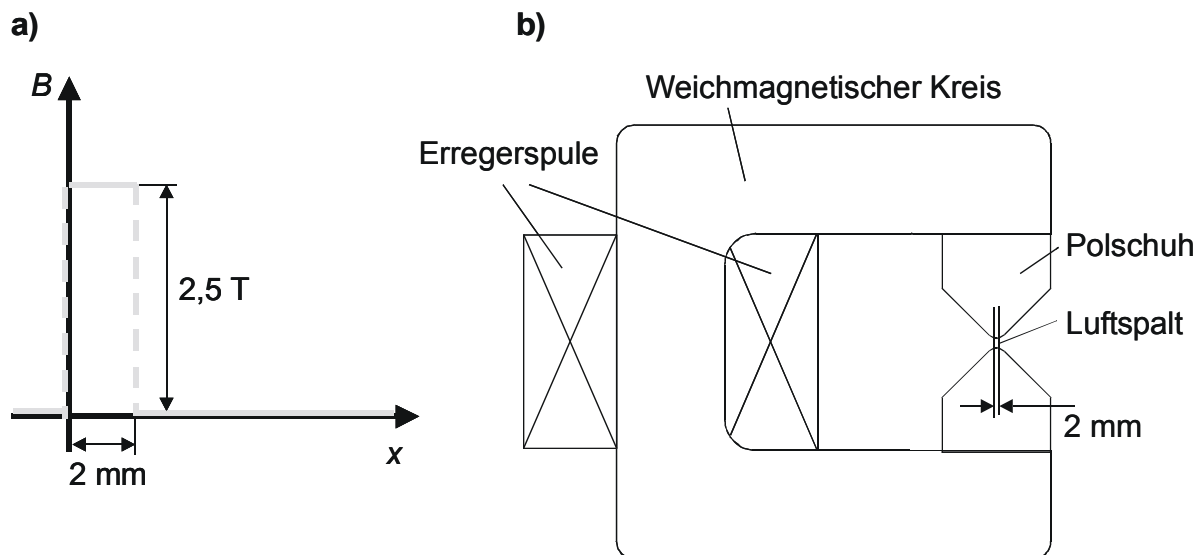


Abbildung 8.7: a) Geforderter Feldverlauf
b) Modell der Vorrichtung (rechts)

Der Luftspalt soll für ein problemloses Handling des Läufers $1,5\text{ mm}$ groß sein. Die wechselseitige Aufmagnetisierung erfolgt durch eine Umkehrung der Stromrichtung in der Erregerspule und eine entsprechende Verschiebung des Läufers um 2 mm . Daher ist ein Abstand von wenigstens 34 mm zwischen Magnetisierungsspalt und Erregerspule notwendig, um ausreichend Platz für den Läufer zu bieten. Das geforderte Feld bzw. die Flussdichte von $2,5\text{ T}$ im Luftspalt führt zu der gleichen Flussdichte im weichmagnetischen Kreis am Übergang zum Spalt. Da der Betrieb weit oberhalb der Sättigung zu einer ungewollten Streuung und Feldverzerrung im Luftspalt führen würde, ist für diesen Bereich der Polschuhe ein weichmagnetisches Material mit hoher Sättigungsflussdichte erforderlich. Die Fa. Vacuumschmelze (Hanau) stellte freundlicherweise zu diesem Zweck eine Probe ihres Materials Vacoflux 50 zur Verfügung [VAC01b]. Hierbei handelt es sich um eine Kobalt-Eisen-Legierung (50% Co), die eine maximale Sättigungsflussdichte von etwa $2,35\text{ T}$ erreicht.

Mit den bekannten Materialien wurde eine Magnetkreisrechnung, ähnlich wie im Kapitel 7.2.2, durchgeführt. Allerdings ist hier das Berechnungsziel die elektrische Durchflutung Θ_{Sp} der Erregerspule (Strom I mal Windungszahl w) bei gegebenem Magnetfeld B_{mag} im Luftspalt (A_{mag} : Luftspaltfläche = $2\text{ mm} \times 3\text{ mm}$):

$$\Theta_{Sp} = I \cdot w = B_{mag} \cdot A_{mag} \cdot \sum R_{mag} \quad (8.2)$$

Die einzelnen magnetischen Widerstände des Kreises R_m berechnen sich folgendermaßen aus der Länge ℓ_m , dem Querschnitt A_m und der relativen Permeabilität μ_r (s. Gleichung 7.2):

$$R_m = \frac{\ell_m}{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot A_m} \quad (8.3)$$

Danach sind alle übrigen magnetischen Widerständen um mehr als drei Größenordnungen kleiner als der des Luftspaltes und somit vernachlässigbar. Als Ergebnis resultiert schließlich eine Durchflutung von etwa 3.000 Amperewindungen, wobei allerdings sämtliche Streufelder und auch die teilweise Sättigung der Polschuhe vernachlässigt werden. Damit stehen die Abmessungen der Aufmagnetisierungsvorrichtung (bis auf die detaillierte Geometrie der Polschuhe) fest (Abbildung 8.8).

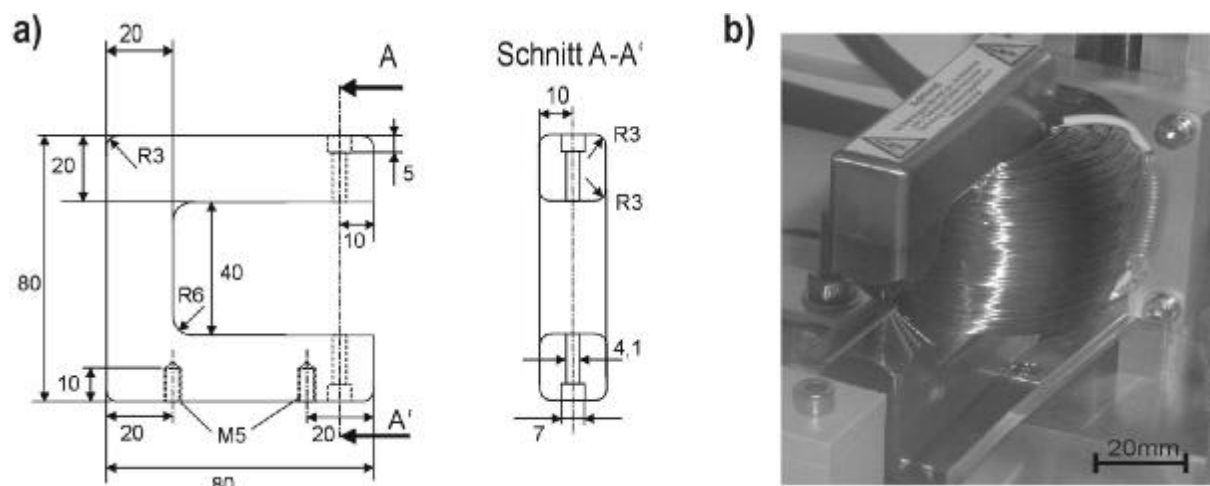


Abbildung 8.8: a) Abmessungen des Magnetkreises der Vorrichtung (in mm)
b) Foto der gefertigten Aufmagnetisierungsvorrichtung

Der elektrische Widerstand R_{err} der Erregerspule ergibt sich nach

$$R_{err} = \frac{\ell_{err}}{\rho \cdot A_{err}} \quad (8.4)$$

zu etwa 60Ω . Bei einem Erregerstrom I von einem Ampere ergibt sich somit eine Betriebsspannung U von 60 V und eine Verlustleistung P_{vmax} von 60 W . Bei einer zulässigen Erwärmung von $\Delta T = 50 \text{ K}$, einer Spulenmasse m von ca. 500 g (Dichte $d = 8.920 \text{ kg/m}^3$, spezifische Wärmekapazität $c_T = 0,39 \text{ kJ/(kgK)}$) errechnet sich bei Vernachlässigung einer Kühlung nach folgenden Gleichungen die zulässige elektrische Verlustenergie W_{max} bzw. Betriebsdauer t_{max} :

$$W_{max} = c_T \cdot m_{Cu} \cdot \Delta T = 9,75 \text{ kJ} \quad (8.5)$$

$$t_{max} = \frac{W_{max}}{P_{vmax}} = 162,5 \text{ s} \quad (8.6)$$

Folglich darf die Aufmagnetisierungsvorrichtung für fast drei Minuten mit einem Strom von etwa einem Ampere belastet werden. Dennoch ist bei der

Konstruktion auch eine Zwangskühlung mit Ventilator vorgesehen, um bei Bedarf auch höhere Durchflutungen erzielen zu können. Ferner wird die auf die Polschuhe wirkende Kraft durch die *Maxwell'schen* Zugkräfte zu 21,5 N berechnet, was für die massive Stahlkonstruktion unkritisch ist.

Feldberechnung der Aufmagnetisierungsvorrichtung

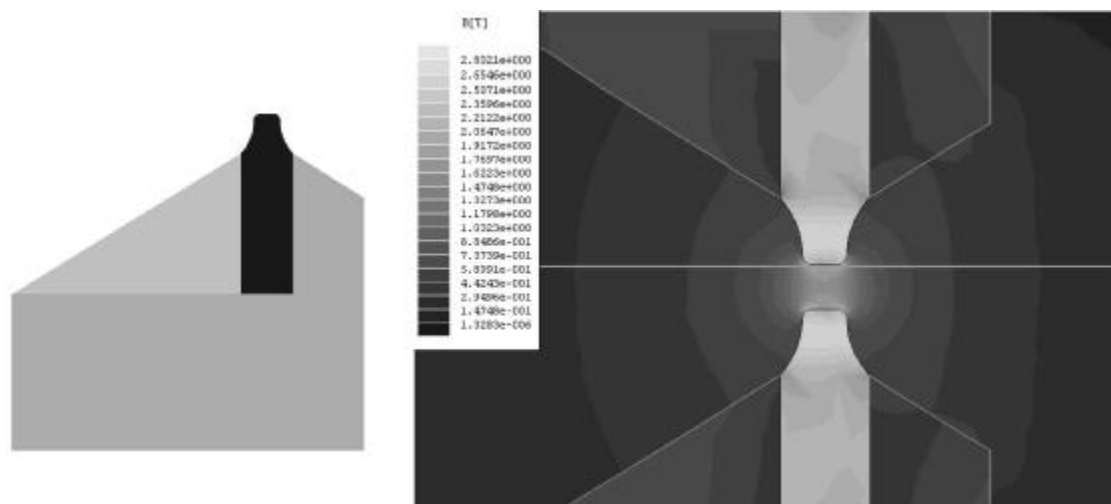


Abbildung 8.9: Polschuh der Vorrichtung (links: Geometrie; rechts: Simulation)

Die beschriebene analytische Feldberechnung dient in erster Linie der Auslegung der Erregerspule und der Geometrie des makroskopischen weichmagnetischen Kreises. Dagegen kann mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode das Magnetfeld im Luftspalt exakt bestimmt werden. Nur so können die Nichtlinearitäten des Polschuhmaterials nahe oder sogar jenseits der Sättigung und die sich daraus ergebenden Feldverzerrungen berücksichtigt werden.

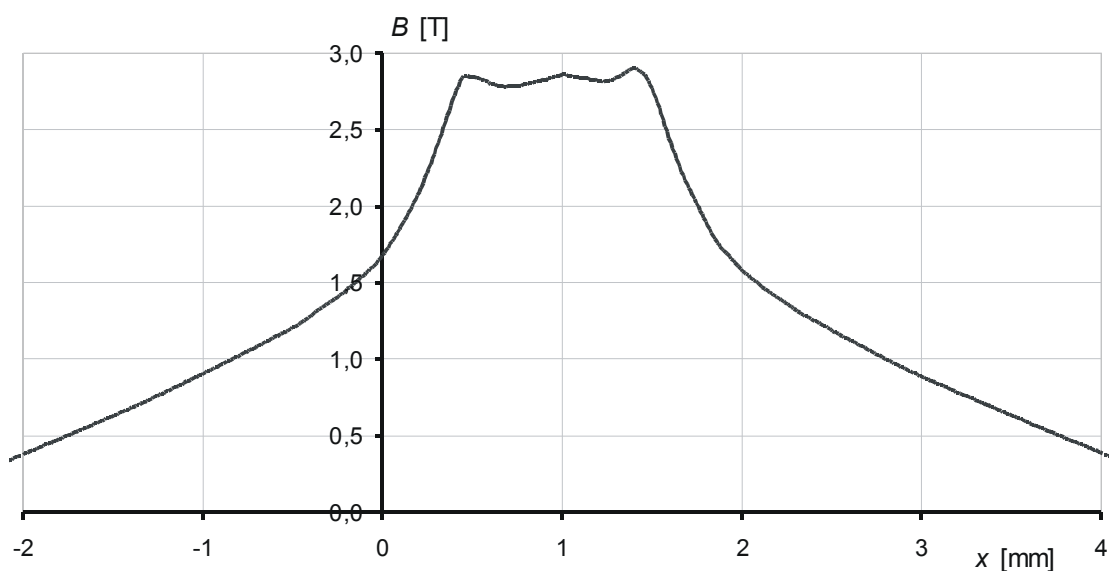


Abbildung 8.10: Berechneter Feldverlauf im Abstand von 50 µm

Der in Abbildung 8.9 gezeigte Aufbau enthält lediglich einen Stift aus Vacoflux 50, während der Großteil des Polschuhs aus weichmagnetischem Stahl besteht. Weiterhin ist die Verjüngung des Stiftes zum Luftspalt nicht linear. Diese Maßnahmen erhöhen den Magnetwiderstand zu beiden Seiten des Luftspaltes und führen damit zu einem steilen Feldverlauf (Abb. 8.10). Der gezeigte Feldverlauf ist für einen Abstand von $50\ \mu\text{m}$ vom oberen Polschuh berechnet (Kontakt der SmCo-Schicht mit Schutzfolie beim Aufmagnetisieren).

Vermessung des Feldes im Luftspalt der Vorrichtung

Die Erregerspule wird über einen Stelltransformator (Leistung 1 kVA) und einen unregelmäßig gesteuerten Leistungsgleichrichter mit Umpolschalter angesteuert. Daraus ergibt sich der maximale Erregerstrom von ca. 3,36 A, was einer ohmschen Anschlussleistung (bei Erwärmung der Spule) von fast 700 W entspricht.

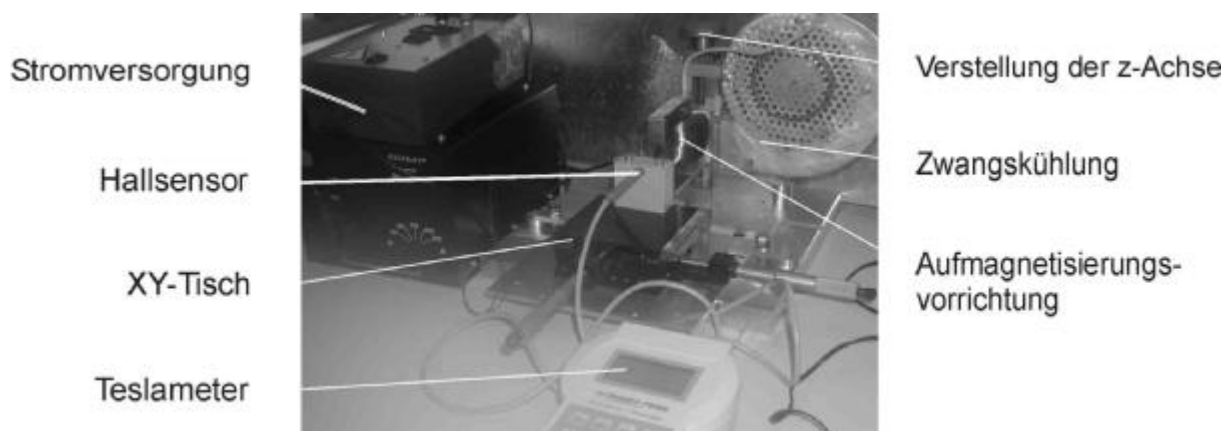


Abbildung 8.11: Messaufbau zur Bestimmung des Magnetfeldes im Luftspalt

Die Aufmagnetisierungsvorrichtung wird vor ihrer Anwendung zunächst einigen Messreihen unterzogen. Der grundsätzliche Aufbau ist in Abbildung 8.11 dargestellt. Die Vorrichtung ist an einer justierbaren Mikrometerschraube für die z-Achse montiert und kann so in der Höhe zu dem auf einem XY-Tisch befestigten Magnetfeldsensor positioniert werden. Diese Anordnung erlaubt somit eine exakte Positionierung in allen drei Raumachsen und die geometrische Bestimmung des Luftspaltfeldes.

Der für die Bestimmung des Magnetfeldes verwendete Hallensensor (max. 3 T) weist einen vergossenen Chip auf, woraus ein minimaler Messabstand von etwa $450\ \mu\text{m}$ resultiert. Daher ist für einen aussagekräftigen Rückschluss auf den angestrebten tatsächlichen Arbeitsabstand von $50\ \mu\text{m}$ zunächst ein Vergleich von Berechnung und Messung bei $450\ \mu\text{m}$ notwendig. Abbildung 8.12 zeigt beispielhaft diesen Vergleich für den maximalen Erregerstrom bei Verwendung der Polschuhe für steilen Feldverlauf. Das Ergebnis der Berechnung ist v.a. wegen der Vernachlässigung der dritten Raumachse, in der ebenfalls erhebliche Streueffekte auftreten, höher als die Messungen.

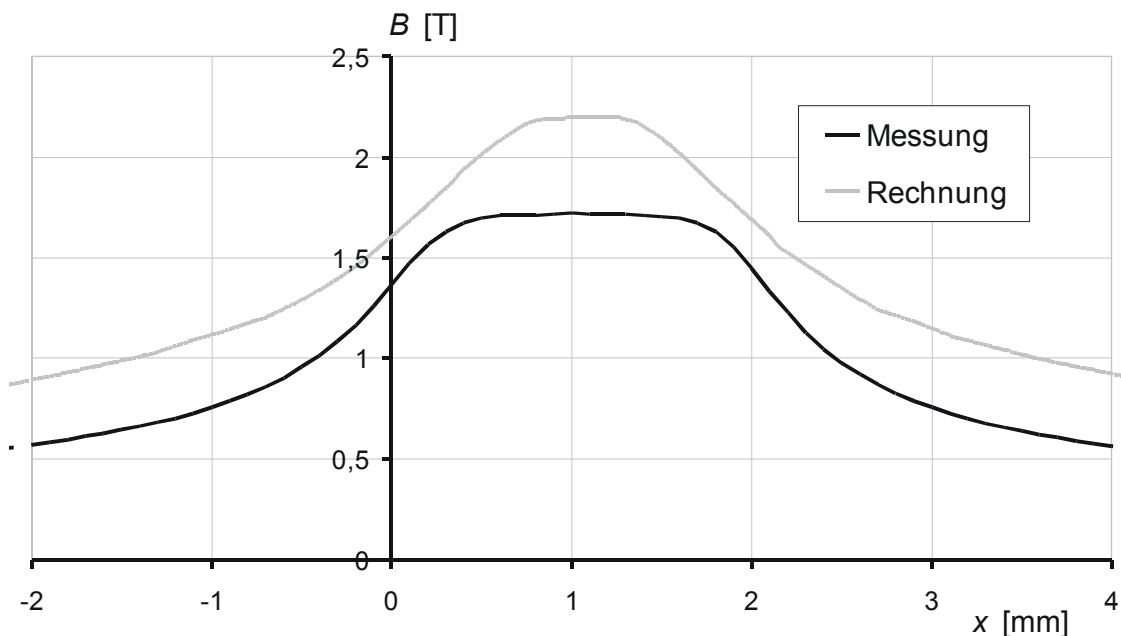


Abbildung 8.12: Vergleich von Messung und Simulation des Luftspaltfeldes bei maximalem Erregerstrom

8.2 Fertigung des Mikromotors mit hybridem Hartmagneten (hybrid gefertigter Motor)

8.2.1 Ständer des hybrid gefertigten Motors

Im Fall des hybrid gefertigten Motors startet die Erzeugung des Erregerpulvensystems auf einem thermisch oxidierten Siliziumwafer (SiO_2 -Isolierung). Abbildung 8.13 zeigt den Prozess bis zur Abscheidung der Durchkontaktierungen (Vias). Zunächst wird eine Startschicht aus Chrom und Kupfer aufgesputtert und ein Lithographieprozess mit dem Resist AZ 9260 für die Abbildung der unteren Spulenlage durchgeführt.

Die folgende Kupfergalvanik führt, durch die Lage und Größe der Spulen bedingt, zu unregelmäßigen Schichthöhen, die sich im Extremfall um den Faktor zwei unterscheiden. Während bereits ein Heraus- und Zusammenwachsen der Spulen in den Kanten und Ecken eintritt, wird das Wachstum der Kupferschicht in Spulenmitte noch unterhalb der Resistoberkante gestoppt. Dazu trägt auch die am Rand geringere Lackdicke des AZ 9260 bei. Durch den Verbleib des Resistes während des anschließenden CMP-Prozesses kann jedoch das Kupfer soweit heruntergearbeitet werden, so dass schließlich alle Leiter wieder voneinander getrennt sind und eine annähernd gleiche Dicke aufweisen.

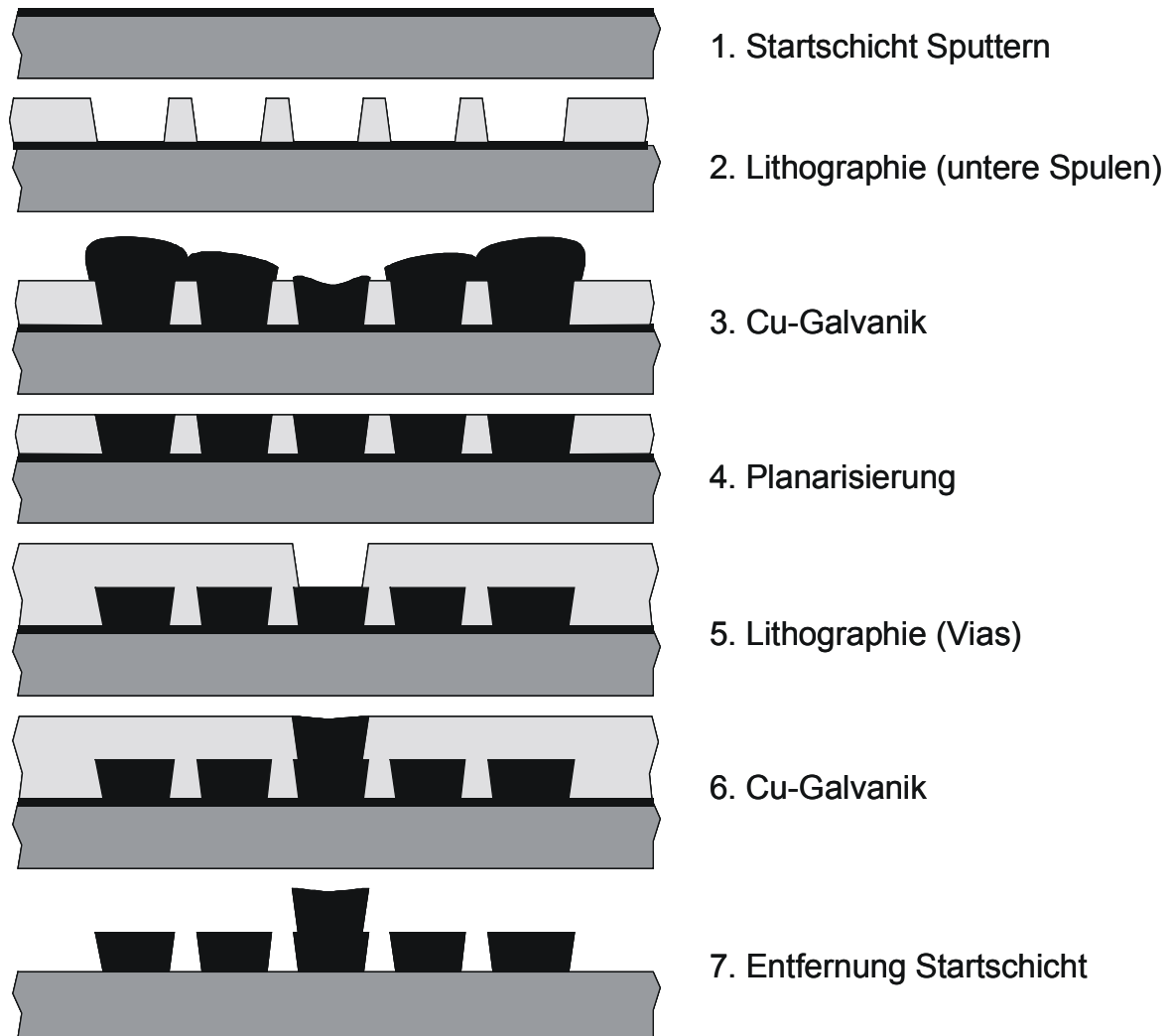


Abbildung 8.13: Prozess zur Erzeugung des Spulensystems im Ständer bis einschließlich der Durchkontaktierungen (Vias)

Anschließend wird der Resist entfernt und eine neue Schicht AZ 9260 für die Strukturierung der Vias auf der immer noch vorhandenen Startschicht aufgebracht. Während die folgenden Lithographieschritte relativ unkritisch sind, gilt dies nicht für den Galvanikprozess. Hier müssen insgesamt 20 Vias pro System erzeugt werden, wobei bereits ein einziges nicht abgeschiedenes Via ein Versagen des gesamten Bauteils zur Folge hat. Ein Ausbleiben der galvanischen Abscheidung in den engen und auf dem Wafer relativ weit auseinanderliegenden Strukturen kann bei ungünstig gewählten Prozessparametern durchaus eintreten. Zudem erschwert häufig eine sich ausbildende Oxidschicht im Via (auf dem bereits abgeschiedenem Kupfer) ein Wachstum. Diese Schicht kann jedoch leicht durch kurzes Anätzen mit zehnpromzentiger Salzsäure entfernt werden. Der Galvanikprozess erfolgt dann bei relativ niedrigen und während des Prozesses erhöhten Stromstärken und -dichten ($I = 50 \text{ mA} / 150 \text{ mA}$), um die Diffusionsvorgänge besser zu unterstützen. Durch dieses Vorgehen können oft nahezu 100% der Vias auf dem Wafer (500 Stück) abgeschieden werden. Anschließend wird der Resist und die immer noch vorhan-

dene Startschicht durch Trockenätzen in der IBE entfernt. Die vollständige Entfernung kann durch einen elektrischen Test der getrennten Spulen überprüft werden.

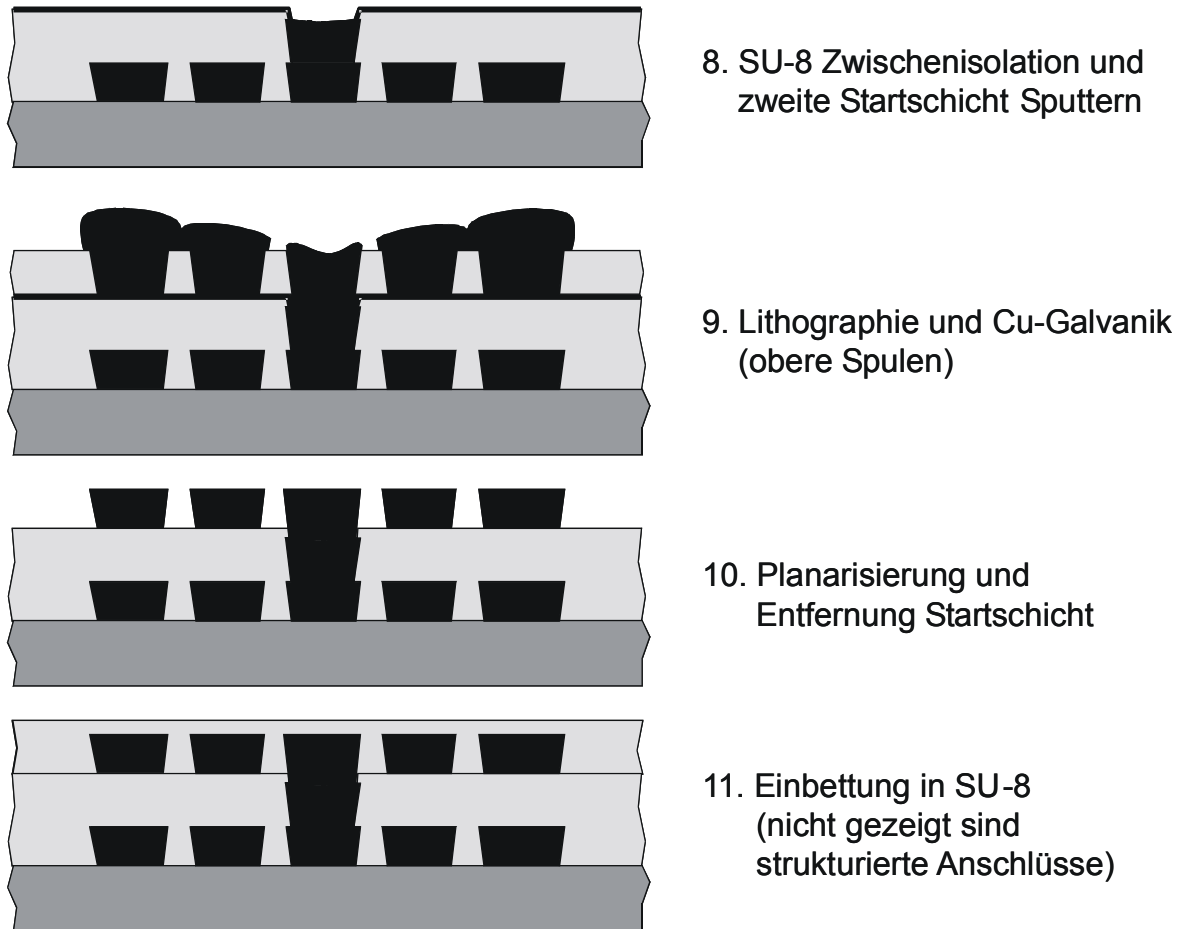


Abbildung 8.14: Prozess zur Erzeugung des Spulensystems im Ständer von der Zwischenisolation bis zur Einbettung

Abbildung 8.14 zeigt die nun folgenden Prozessschritte zur Vervollständigung des Spulensystems im Ständer. Nach der Strukturierung des SU-8 wird eine neue Startschicht (Cr/Cu bzw. Cr/Au) aufgesputtert. Die anschließende Lithographie und Galvanik der oberen Spulenlage erfolgt analog der unteren. An dieser Stelle erweist sich das beschriebene Vorgehen zur Abscheidung der Vias als vorteilhaft. Die eventuell noch nicht vorhandenen Durchkontaktierungen können während der Galvanik der oberen Spulenlage auf der neuen Startschicht entstehen.

Beim folgenden CMP-Prozess zur Einebnung der oberen Spulenlage bzw. dem Trennen der zusammengewachsenen Leiter muss die Belastung mit Gewichten besonders vorsichtig vorgenommen werden (s. Kapitel 6.3.1). Denn die im Prozess auftretenden Scherkräfte können zur Ablösung kompletter Systeme vom Wafer führen. Dies wird noch begünstigt durch die bei höheren Schichtdicken zunehmenden Schichtspannungen und zahlenmäßig gestiegenen Gleitebenen im Kristallverbund. Nach erfolgreicher Planarisierung wird der Resist und auch die Startschicht entfernt, und es kann ein kompletter Systemtest mit Durchgangsprüfung der

Spulenphasen durchgeführt werden. Hierbei wurden bis zu 17 der 25 auf dem Wafer vorhandenen Ständer (entsprechend ca. 70%) an Ausbeute erzielt.

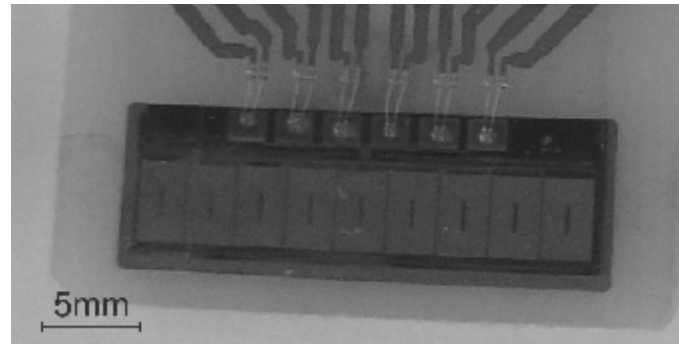


Abbildung 8.15: Komplet fertigter und kontaktierter Ständer des hybrid gefertigten Motors

Abschließend wird der Wafer mit einer SU-8 Schicht versehen, die nach der Strukturierung zur Einbettung und als Korrosionsschutz der Spulen dient. Die positiv getesteten Bauteile werden noch auf Waferniveau mit profilgeschliffenen V-Nuten versehen und vereinzelt. Die Bestimmung und Einstellung der Tiefe der V-Nuten wird dabei wie in Kapitel 7.4.1 beschrieben unter Berücksichtigung der auf dem Wafer erreichten Strukturhöhen vorgenommen. Abbildung 8.15 zeigt einen komplett gefertigten Ständer des hybrid gefertigten Motors vor der Montage des Läufers. Hierzu werden in die V-Nuten des Ständers insgesamt vier Rubinkugeln platziert und der Läufer aufgelegt.

8.2.2 Läufer des hybrid gefertigten Motors

Der Läufer des hybrid gefertigten Motors besteht aus polymergebundenen NdFeB-Magneten in Form einer 200 μm dicken Folie und einem Substratmaterial aus Ferrit, das gleichzeitig als weichmagnetischer Rückschluss dient. Die Hartmagneten werden mit Hilfe mechanischer Anschläge und scharfer Schneidwerkzeuge aus der Folie auf die erforderliche Größe von 2 mm x 3 mm zugeschnitten.

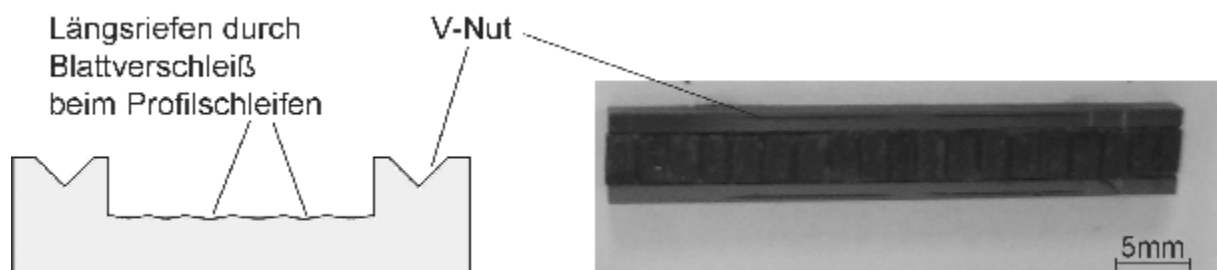


Abbildung 8.16: Querschnitt senkrecht zur Verfahrriichtung durch die mechanische Trägerstruktur (links) und Foto eines fertigen Läufers (rechts)

Das ferritische Substrat wird zunächst mit V-Nuten sowie mit Vertiefungen zur Aufnahme der Hartmagneten durch Profilschleifen auf Wafer-Niveau mit

entsprechenden Blättern versehen. Anschließend werden die Läufer in einer Größe von ca. 36 mm x 5,8 mm aus dem Substrat vereinzelt. Abbildung 8.16 zeigt den schematischen Querschnitt durch die beschriebene Trägerstruktur senkrecht zur Verfahrrichtung.

Bei der Verklebung der Hartmagneten in der Vertiefung des Läufers mit Epoxydharz wird eine spezielle Montagetechnik angewandt. Die Vertiefung zur Aufnahme der Magneten weist durch das Profilschleifen und der nicht idealen Geometrie der Schneide in Schnittrichtung Riefen mit einer Tiefe von mehr als zehn Mikrometer auf. Diese Riefen können bei richtiger Dosierung des Klebers zur Aufnahme desselben dienen und gleichzeitig ein seitliches Herausquellen verhindern (Abb. 8.16). Dadurch können Toleranzen in z-Richtung im Bereich von zehn Mikrometern erzielt werden. Dies wirkt sich positiv auf die Genauigkeit des Luftspaltes aus, der ebenfalls in dieser Richtung einzustellen ist.

8.3 Fertigung des Mikromotors mit Dünnschicht-Hartmagneten (Dünnschicht-technisch gefertigter Motor)

8.3.1 Ständer des dünnschichttechnisch gefertigten Motors

Der in Kapitel 8.1.1 geschilderte Prozess wird beim dünnschichttechnischen Synchronmotor zur Erzeugung des weichmagnetischen Rückschlusses im Ständer angewandt. Die Strukturierung erfolgt mit dem in Tabelle 6-1 erwähnten Photoresist AZ 9260 und dem entsprechend in [KOH02] beschriebenen Prozess. Der Fertigungsplan ist in Abbildung 8.17 gezeigt.

Der gesamte Prozess startet mit einem planarisierten Keramikwafer (Al_2O_3) und einer gesputterten Startschicht aus NiFe (81/19). Anschließend wird der Photoresist in einer Dicke von etwa 30 μm aufgebracht, getrocknet, belichtet und entwickelt. Dieser Lithographieschritt ist relativ unkritisch, da eine genaue laterale Einhaltung der Strukturen lediglich für die immer gleichzeitig erzeugten optischen Justiermarken erforderlich ist. Dann folgt die galvanische Abscheidung der NiFe-Legierung (Strom $I_{\text{fwd}} = 1.300 \text{ mA}$, Dauer ca. 5 h). Während die Kanten und Ecken der Strukturen aus dem Resist herauswachsen, ist in Strukturmitte das Ende der Abscheidung erst kurz vor Erlangung der Resisthöhe erreicht.

Diese unregelmäßige Schichtdicke erfordert eine anschließende Planarisierung mit Hilfe des in [KOU02] beschriebenen CMP-Prozesses. Beim CMP bleibt der Positiv-Photoresist als mechanische Stabilisierung auf dem Substrat und wird erst nach der Planarisierung mit Lösemittel entfernt. Wie vorausgegangene Untersuchungen zeigen, hinterlässt der CMP-Prozess auf dem planarisierten NiFe eine Oberfläche, die anschließend aufgebrachtes SU-8 auch ohne Belichtung vernetzen lässt. Eine zuverlässige Entfernung dieser Schicht kann nur durch etwa 10-minütiges Ionenstrahlätzen erfolgen.

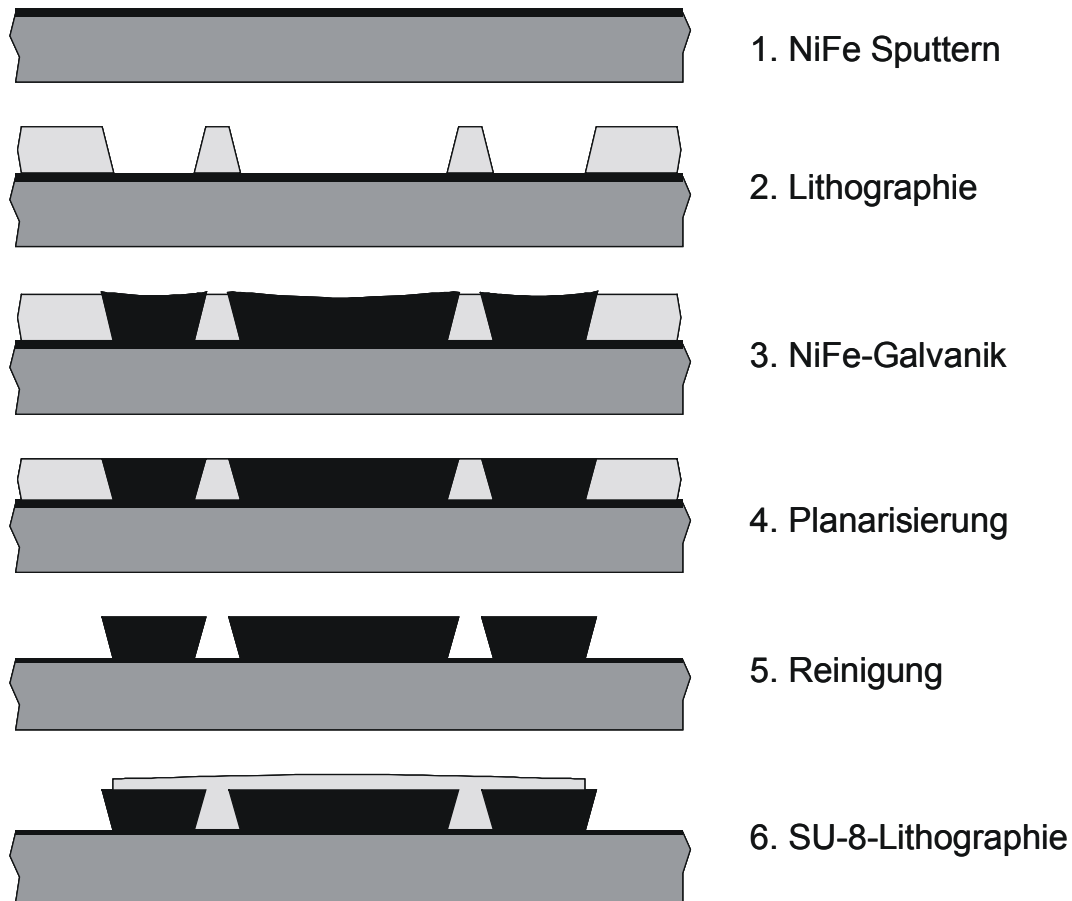


Abbildung 8.17: Fertigungsplan für die weichmagnetische Flussführung des Ständers, einschließlich SU-8 Isolierung (Skizze)

Danach kann dann der SU-8 Resist aufgebracht, getrocknet, belichtet und entwickelt werden. Da die hierauf aufgebauten Spulensysteme gegen die NiFe-Flussführung isoliert sein müssen, handelt es sich bei der SU-8 Schicht um eine geschlossene Fläche, die den gesamten Bereich der Flussführung abdeckt. Wünschenswert ist dabei eine möglichst dünne, gleichmäßige Abdeckung der NiFe-Struktur (s. Abb. 8.18). Allerdings muss durch die nicht perfekt einebnende Wirkung des SU-8 Resistes eine gewisse Mindestschleuderdrehzahl eingehalten werden, bei der die Kanten gerade bedeckt sind, in Strukturmitte sich aber eine dickere Schicht einstellt (Abb. 8.18 rechts).

Große Flächen von SU-8 neigen zu Schichtspannungen, die sogar zu Ablösungen des Materials führen können. Die Aussparungen in der Flussführung sind ebenfalls in Abbildung 8.17 zu sehen. Der Flankenwinkel des AZ-Resistes und damit auch der metallischen Flussführung ist für eine mechanische Verankerung der SU-8 Isolierung sogar vorteilhaft. Auf der fertiggestellten Flussführung wird nun das Spulensystem analog wie beim hybrid gefertigtem Motor (Kapitel 8.2.1) aufgebaut.

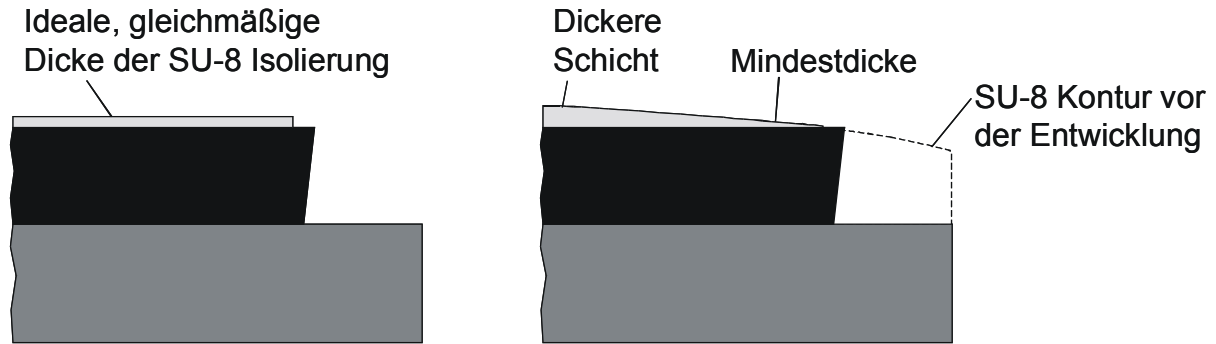


Abbildung 8.18: Anforderungen an die SU-8 Isolierung (links: ideale Isolierung; rechts: reale Isolierung mit unterschiedlichen Schichtdicken)

8.3.2 Läufer des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors

Die Strukturierung und galvanische Abscheidung der weichmagnetischen Flussführung aus NiFe erfolgt für den Läufer nahezu identisch wie beim Ständer des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors. Nur entfällt hier der beim Ständer beschriebene SU-8 Prozess, da eine Isolierung nicht erforderlich ist. Hiernach wird der von Budde beschriebene Prozess zur Fertigung der hartmagnetischen SmCo-Schicht angewandt [BUD03], der schematisch in Abbildung 8.19 dargestellt ist. Zunächst werden übereinander liegende Schichten aus 100 nm Chrom, 20 μm Samarium-Kobalt und noch einmal 100 nm Chrom durch Sputtern aufgebracht.

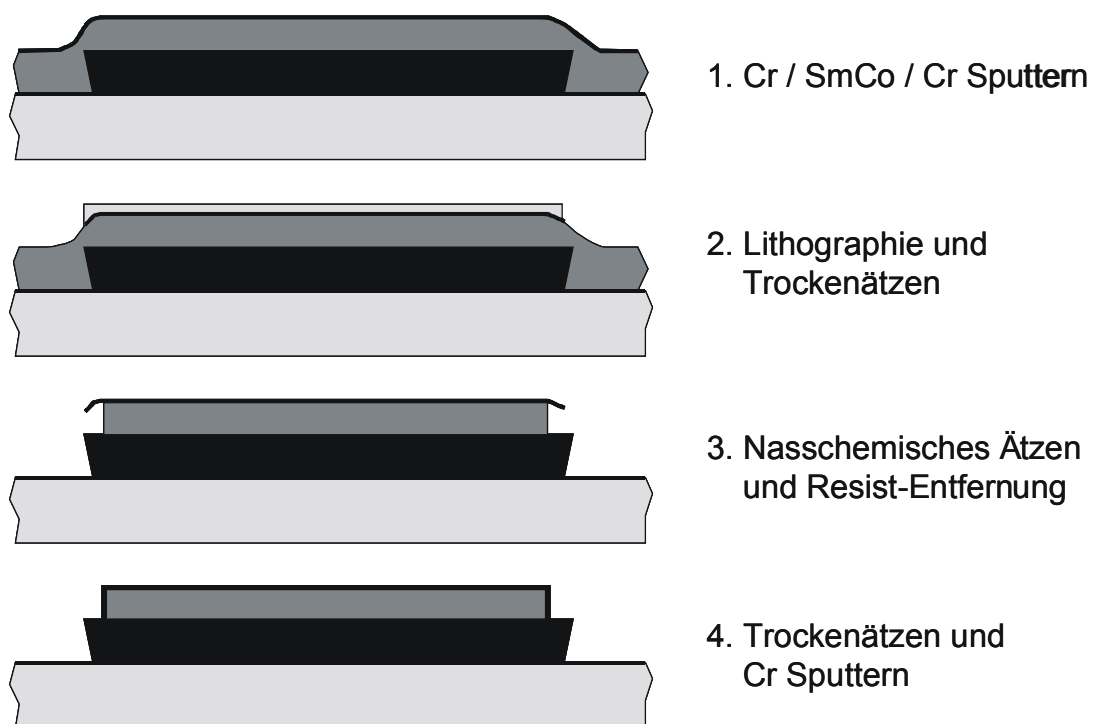


Abbildung 8.19: Fertigungsprozess zur Erzeugung der hartmagnetischen SmCo-Schicht (NiFe-Rückschluss bereits vorhanden)

Anschließend wird ein Lithographieprozess mit dem Umkehrresist AZ 5214, und der gleichen Maske wie für die Flussführung durchgeführt. Durch die Anwendung des Umkehrprozesses verhält sich der Resist wie ein negativer Photolack, d.h. die Struktur des Hartmagneten bleibt als Resist stehen. Nun wird in der Ionenstrahlanlage die Chrom-Deckschicht durch Trockenätzen entfernt, und gleich im Anschluss wird durch nasschemisches Ätzen in Natriumpersulfat das hochkorrosive SmCo strukturiert. Hierbei kommt es etwa im Verhältnis 1:1 zum Unterätzen des Photoresistes, das aber die dünne Chrom-Deckschicht unterhalb des Resistes nicht entfernt.

Nach Abspülen des Resistes mit Lösemittel verbleibt der Chrom-Überhang, der durch einen weiteren Trockenätzprozess entfernt wird. Dies erfordert eine erneute Beschichtung mit Chrom als Korrosionsschutz. Schließlich kann der fertige Schichtverbund aus NiFe-Cr-SmCo-Cr in einem Vakuumofen temperaturbehandelt werden. Anschließend werden, analog zu dem in Kapitel 8.2.1 beschriebenen Prozess auf Waferniveau die V-Nuten profilgeschliffen und die Läufer Systeme aus dem Al_2O_3 -Substrat vereinzelt. Abbildung 8.20 zeigt den Ausschnitt eines fertig strukturierten dünnfilmtechnischen Läufers mit V-Nuten in einer REM-Aufnahme. Hierbei ist der treppenförmige Aufbau der NiFe-SmCo Schichtfolge, bedingt durch das nasschemische Unterätzen, im Übergangsbereich der beiden V-Nuten einer Seite (mittig zur Verfahrrichtung) gut zu erkennen.

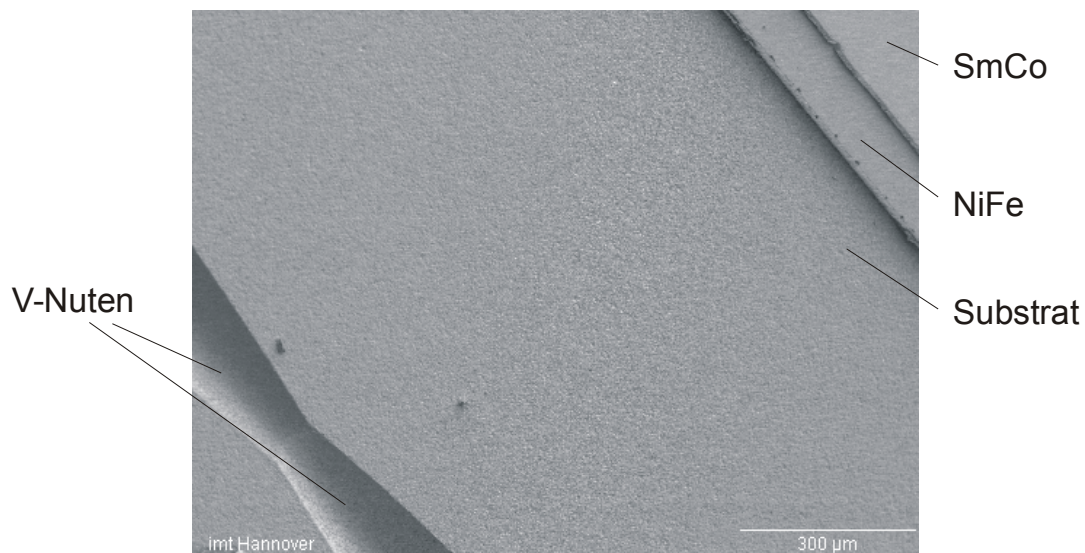


Abbildung 8.20: Detail eines komplett strukturierten dünnfilmtechnischen Läufers mit profilgeschliffenen V-Nuten (mittig zur Verfahrrichtung)

8.3.3 Gesamtmontage des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors

Die Schlussmontage des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors erfolgt analog der Vorgehensweise beim hybrid gefertigtem Motor. Allerdings muss der Läufer vor der Inbetriebnahme des Motors mit der in Kapitel 8.1.2 vorgestellten Vorrichtung aufmagnetisiert werden. Um noch zuverlässigere Aussagen über die Eignung der

Polschuhprofile machen zu können, werden dünnfilmtechnisch gefertigte Läufer aufmagnetisiert und deren resultierendes Feld vermessen.

Der messtechnische Aufbau für die Bestimmung des Läuferfeldes ist dem in Abbildung 8.11 gezeigtem Aufbau sehr ähnlich. Allerdings wird hier anstelle der Aufmagnetisieruvorrichtung ein Magnetfeldsensor mit an der Spitze angebrachtem Hallelement auf die z-Achse montiert. Bei diesem Sensor handelt es sich um den Typ HGA-2010, der separat mit einem Strom von 1 mA erregt werden muss und eine spezifizierte Genauigkeit von ca. 200 mV/T aufweist [MPS04].

Die ermittelten Magnetfelder eines DF-Läufers sowie eines Läufers mit hybrid montierten Hartmagneten sind in Abbildung 8.21 dargestellt. Der Messabstand beträgt mit dem verwendeten Hallsensor HGA-2010 bei mechanischem Kontakt 200 μm . Im Falle des dünnfilmtechnischen Läufers sind daher nur indirekte Rückschlüsse zum sich im Motor ausbildenden Magnetfeld möglich, zumal ein weichmagnetischer Rückschluss bei der Messung vollständig fehlt.

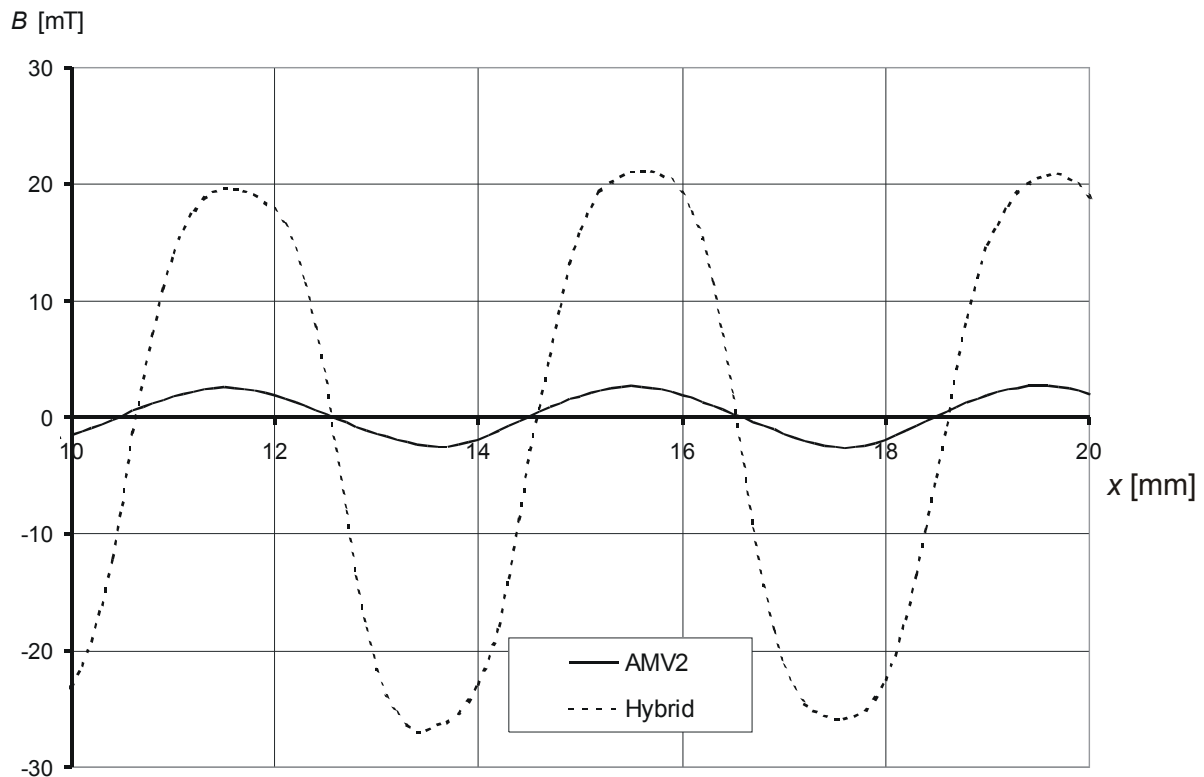


Abbildung 8.21: Magnetfelder des aufmagnetisierten DF-Läufers und eines Läufers mit hybriden Hartmagneten

8.4 Fertigung des mehrdimensional beweglichen Motors

Die Herstellung des mehrdimensional beweglichen Motors beruht im wesentlichen auf der Montage von insgesamt vier Ständern des hybrid gefertigten Motors. Diese werden auf einer Trägerplatte in einem Quadrat rings um einer Grundplatte

aus Silizium montiert und elektrisch kontaktiert. Hierbei sind die zwei sich jeweils auf den Kanten gegenüberliegenden Ständer elektrisch parallel geschaltet. Da jeder Ständer auf ein eigenes Hartmagnetfeld des Läufers einwirkt und durch die Platinenverschaltung die Durchflutungsrichtung vorgegeben wird, müssen die Pole der Hartmagneten entsprechend passend ausgerichtet werden.

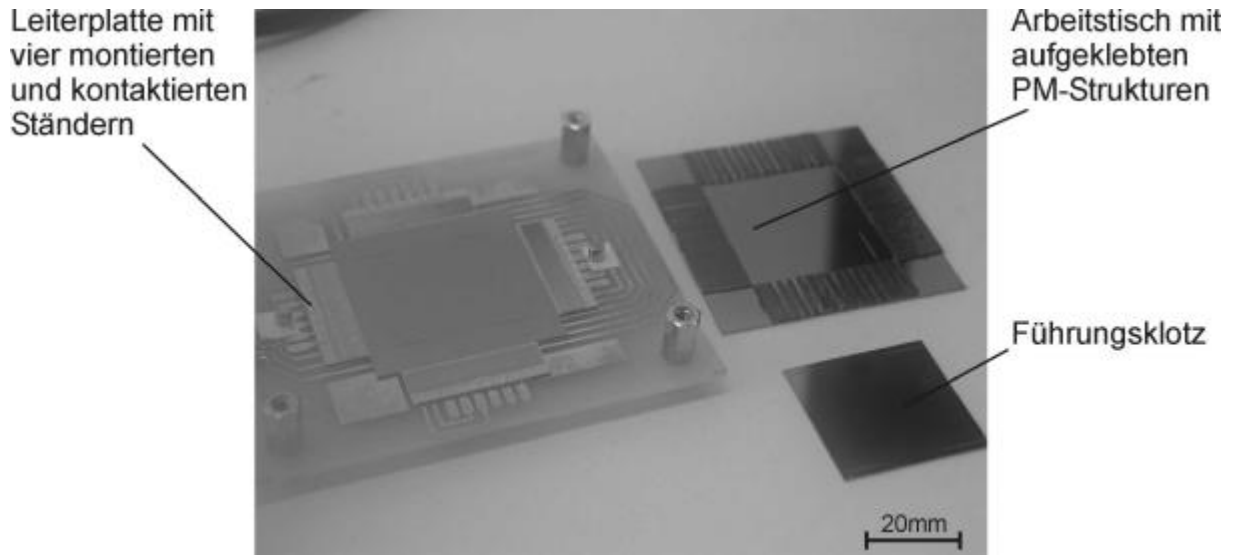


Abbildung 8.22: Foto eines fertiggestellten mehrdimensional beweglichen Motors

Der gesamte Aufbau und Montageprozess wurde bereits im Kapitel 7.4.3 beschrieben. Der wesentliche Unterschied zum hybrid gefertigtem Motor liegt im weichmagnetischen Rückschluss. Dieser besteht nicht aus Ferrit, sondern lediglich aus ferromagnetischen Blechstreifen, wodurch das Läufergewicht reduziert und damit die Motordynamik verbessert werden kann. Abbildung 8.22 zeigt einen kontaktierten mehrdimensional beweglichen Motor mit allen Komponenten.

9 Messtechnische Untersuchungen

9.1 Elektrische Messungen

9.1.1 Motorimpedanz

Der wichtigste elektrische Kennwert eines elektromagnetischen Mikromotors in der praktischen Anwendung ist der ohmsche Widerstand der Erregerspulen. Während dieser Wert bei Großmaschinen gegenüber induktiven Werten oft vernachlässigt werden kann [SEI88], gewinnt er bei Kleinmotoren an Bedeutung [Stö01a] und wird schließlich bei Mikromotoren zum dominierenden Faktor. Neben der Geometrie der Spule bestimmt der spezifische Widerstand ρ des verwendeten Leitermaterials gemäß Gleichung 8.4 den messtechnisch erfassbaren Gleichstromwiderstand. Dieser Materialkennwert des galvanisch abgeschiedenen Kupfers kann bei bekannten Spulenabmessungen ermittelt werden:

$$\rho = \frac{R \cdot \ell}{A} \quad (9.1)$$

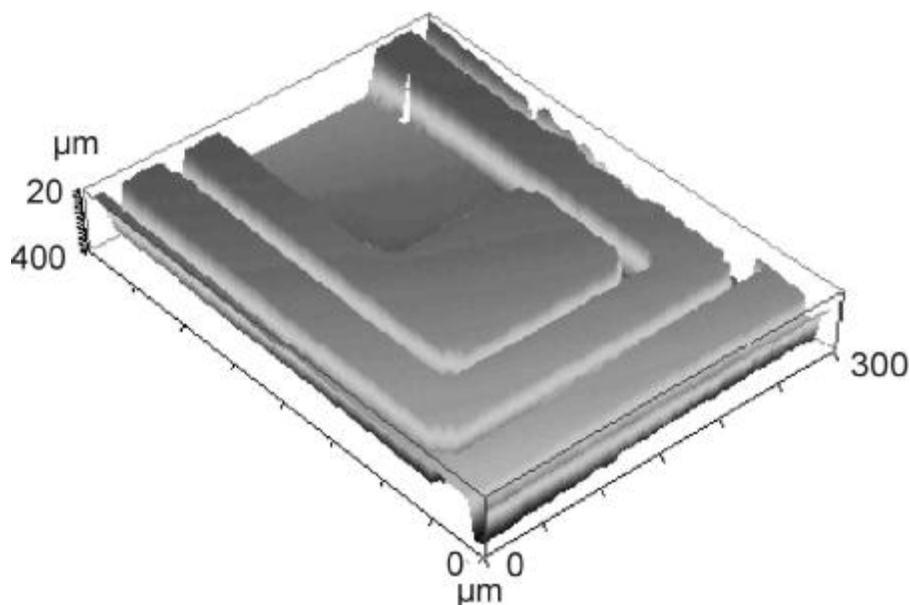


Abbildung 9.1: 3D-Ansicht einer geometrischen Spulenvermessung mit dem Weißlichtinterferometer

Die Leiterlänge ist mit ausreichender Genauigkeit durch die photolithographischen Masken bestimmt. Der Querschnitt A dagegen ist abhängig von fertigungstechnischen Schwankungen bei der Lithographie, Galvanik und auch der Planarisierung (s. Kapitel 8.2.1). Daher wird bereits im Prozess an einem ausgewählten Spulensystem die genaue Leiterbreite und –dicke sowohl der unteren als

auch der oberen Spulenlage bestimmt. Diese Messung erfolgt kontaktlos mit dem in Kapitel 6.4.1 beschriebenen Weißlichtinterferometer für dreidimensionale Messaufgaben. In Abbildung 9.1 ist beispielhaft die 3D-Ansicht einer solchen Messung dargestellt, die an mehreren Punkten der Spule durchgeführt wird. Auf diese Weise kann ein Mittelwert der Spulengeometrie bestimmt werden.

Die Vermessung der elektrischen Widerstände erfolgt mit dem für Vierkontaktmessung vorgesehenen RLC-Meter PM 6306 (Fa. Fluke). Dabei erweisen sich die großen Anschluss pads des Motors als hilfreich. Diese ermöglichen den direkten Anschluss des Motors bzw. dessen Spulen mit jeweils zwei Bonddrähten. Folglich kann sowohl der ohmsche Widerstand als auch die Spulengeometrie sehr präzise bestimmt werden und schließlich die spezifische Leitfähigkeit ρ des Kupfers zu einem Wert von $1,822 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$ berechnet werden. Damit liegt dieser nur geringfügig über dem Literaturwert von $1,68 \times 10^{-8} \Omega\text{m}$ [MÜN89], was für eine gute Qualität (Dichte, Korngrößen, Fremdstoffe) des galvanisch abgeschiedenen Kupfers spricht.

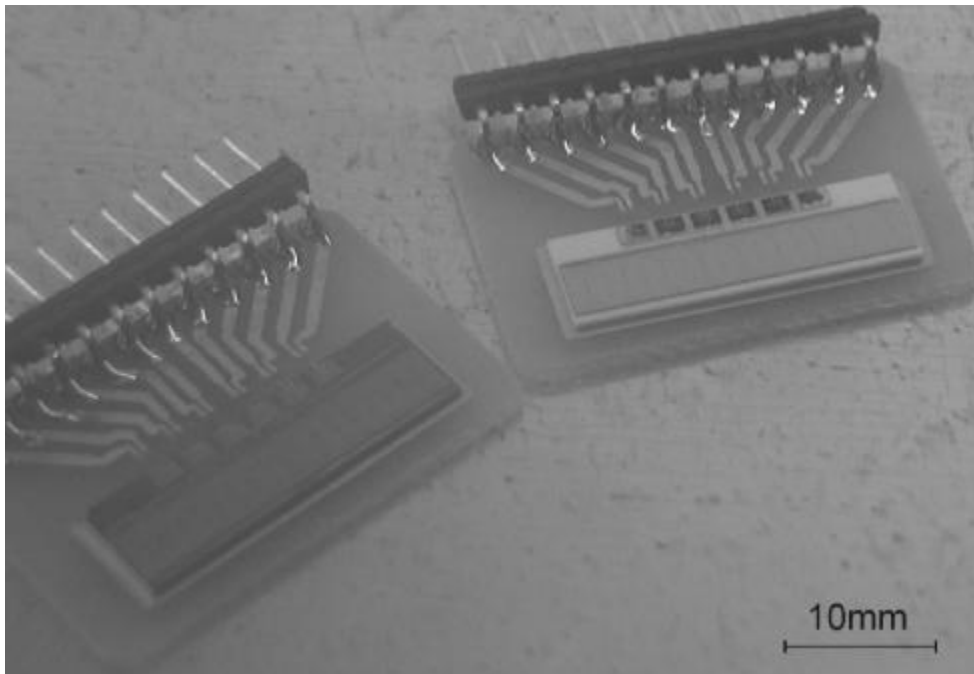


Abbildung 9.2: Für Impedanzmessungen untersuchte Ständersysteme; links: Hybrid-Ständer; rechts: DF-Ständer

Für die genaue Bestimmung der Motorimpedanz wird darüber hinaus ein spezielles Test-System verwendet, durch das die Messkabeinflüsse eliminiert werden können. Es wurden auch Widerstandsmessungen der Motoren bei Wechselstrom unterschiedlicher Frequenz vorgenommen. Abbildung 9.2 zeigt die beiden untersuchten Ständer (ohne Läufer). Dabei handelt es sich um den Hybrid-Ständer ohne magnetischen Rückschluss und um den Ständer des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors mit integriert gefertigtem Rückschluss. Das Messgerät erlaubt eine Variation der Messfrequenz von 50 Hz bis 1 MHz. Abbildung 9.3 gibt beispielhaft einen Impedanzverlauf für den Widerstand R und die Spuleninduktivität L des

komplett montierten dünnfilmtechnisch gefertigten Motors wieder. Der Anstieg des Widerstandes R mit zunehmender Frequenz deutet auf Wirbelstromeffekte im Joch und/oder Stromverdrängung in der Spule hin. Das Absinken der Induktivität bei steigender Frequenz ist auf die zunehmend kapazitiven Spuleneigenschaften, wie z.B. die Wicklungskapazitäten, zurückzuführen.

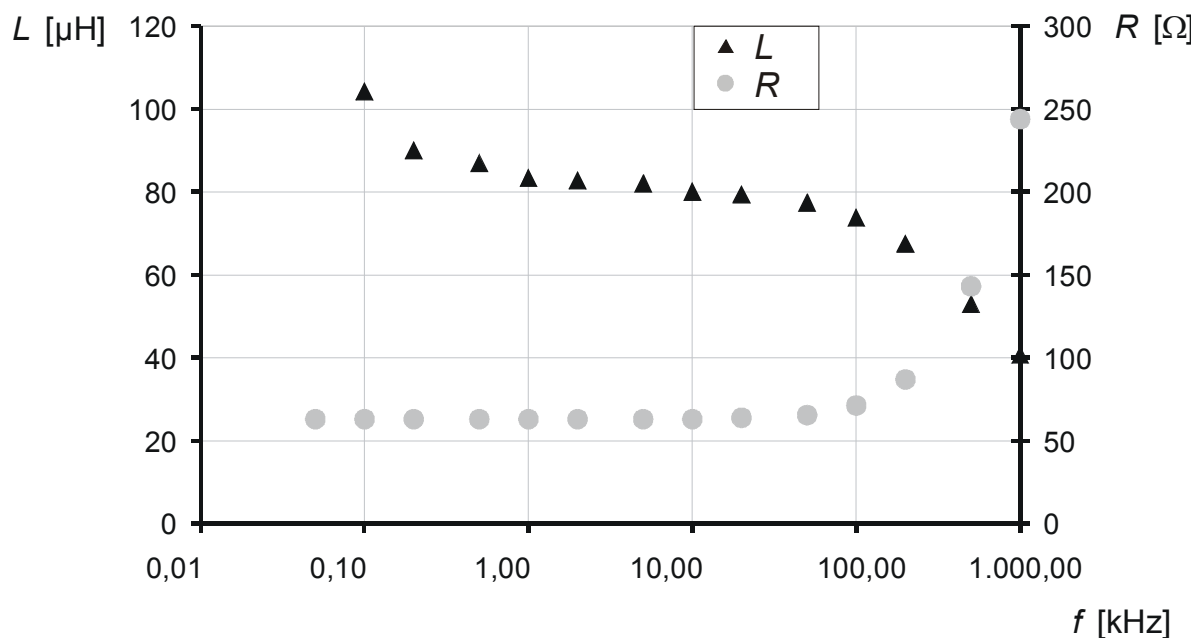


Abbildung 9.3: Impedanzverlauf des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors

Um die untersuchten Motoren besser vergleichen zu können, bietet sich die Verwendung einer geringen Frequenz an, bei der diese Effekte vernachlässigbar sind. Tabelle 9-1 zeigt daher die Werte für eine Messfrequenz von einem Kilohertz. Die unterschiedlichen Widerstände beruhen auf den verschiedenen Spulendicken, da für den dünnfilmtechnisch gefertigten Motor dickere Leiter vorgesehen waren (siehe Kapitel 7.3.3). Beim hybrid gefertigtem Motors ist die Induktivität durch das weit entfernte weichmagnetische Joch im Ständer geringer. Die ebenfalls dargestellten und deutlich abweichenden Werte des mehrdimensional beweglichen Motors erklären sich aus der Parallelschaltung von zwei Systemen.

Tabelle 9-1: Die Impedanzen der Motorvarianten im Vergleich

Hybrid gefertigter Motor		Dünnfilmtechnisch gefertigter Motor		Mehrdimensional beweglicher Motor	
R [Ω]	L [μH]	R [Ω]	L [μH]	R [Ω]	L [μH]
83	24	63	84	42	9

9.1.2 Erwärmung des Antriebsteils

Für die Ermittlung der Ständererwärmung durch die in den Erregerspulen umgesetzte Verlustleistung wird eine kontaktlose Messung mit einer Infrarotkamera gewählt. Auf diese Weise können die durch die Messung selbst verursachten Störungen des thermischen Gesamtsystems auf ein Mindestmaß reduziert werden. Die Messungen werden am Institut für elektrothermische Prozesstechnik (IEP, Fachbereich Elektrotechnik) mit einer Kamera durchgeführt, die unter idealen Voraussetzungen Objekte im Bereich von ca. 10 µm auflöst. Abbildung 9.4 zeigt ein thermographisches Bild bei Belastung des Ständers mit 3,3 W. Die erregten drei Spulensysteme sind anhand der etwas helleren Bereiche zu erkennen. Der in Abbildung 9.4 rechts dargestellte Temperaturverlauf entlang der Ständermitte belegt die nahezu einheitliche Temperatur des Systems.

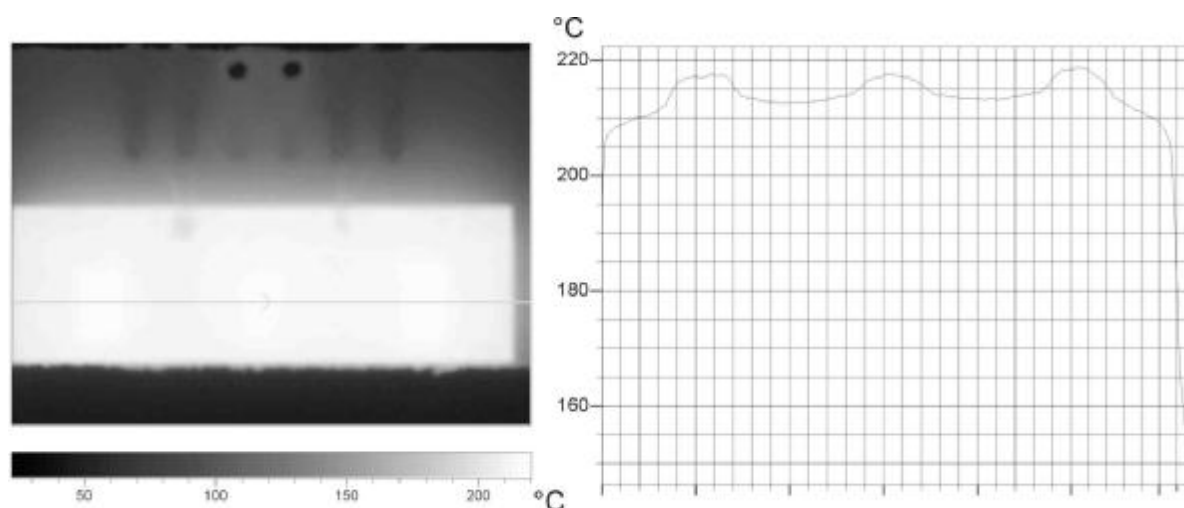


Abbildung 9.4: Thermische Motoranalyse; links: Thermobild des Ständers bei Belastung mit 3,3 W; rechts: Temperaturverlauf (Auswertung)

Die einzige vom realen Betrieb abweichende Maßnahme ist die Lackierung des Ständers mit mattschwarzer Farbe. Dies ist notwendig, um den sehr schlechten Wärmeemissionskoeffizienten des blanken Kupfers auf einen für die Messung erforderlichen Wert zu steigern. Hierdurch wird folglich auch die Wärmeabfuhr durch Emission beträchtlich erhöht, und so Aussagen über den Zusammenhang zwischen Verlustleistung und Temperatur unter realen Einsatzbedingungen erschwert. Das Hauptziel der Messung ist daher auch die Ermittlung des genauen Temperaturkoeffizienten α zur Bestimmung der Temperaturabhängigkeit des Spulenwiderstandes durch direkte Messung der beiden Werte gemäß folgendem Zusammenhang:

$$R(\Delta T) = R_0 \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \quad (9.2)$$

Hierbei bedeuten R_0 der Widerstand bei einer gegebenen Temperatur (oft Raumtemperatur) und ΔT die Differenz zu diesem festgelegtem Wert. Die Messungen mit der Infrarotkamera ergeben für α einen Wert von $2,65 \times 10^{-3} \text{ 1/K}$.

Hierbei handelt es sich um einen spezifischen Parameter des galvanisch abgeschiedenem Kupfers. Folglich kann durch die Messung des Widerstandes unter realistischer Betriebsbedingungen des Motors die sich einstellende Temperatur des Leitermaterials (und damit des Motors) bestimmt werden.

Diese Methode ermöglicht auch entsprechende Untersuchungen hinsichtlich der Motorerwärmung. Hierbei ist insbesondere die Ermittlung unterschiedlicher Temperaturen in der unteren und oberen Spulenlage des Ständers von Interesse. Es ist zu erwarten, dass sich die obere Spule durch die zusätzliche Zwischenisolation bei gleicher Belastung stärker erwärmt, d.h. dass sie einen größeren Wärmeübergangswiderstand zur Umgebung aufweist als die untere Lage. Zur Ermittlung dieses Zusammenhangs müssen die einzelnen Lagen getrennt zugänglich sein. Dies wird durch die direkte Kontaktierung der entsprechenden Vias erreicht. Der Wärmeübergangswiderstand R_w , der repräsentativ für die Wärmeabfuhr durch Leitung, Konvektion und Strahlung steht, ergibt sich aus Verlustleistung P_v und Temperaturerhöhung ΔT im untersuchten stationären Fall zu:

$$R_w = \frac{\Delta T}{P_v} \quad (9.3)$$

Die beschriebene Messung der beiden Spulenlagen ergibt einen nur unwesentlich abweichenden Wärmeübergangswiderstand für die untere ($R_{w,u}$) und obere Spule ($R_{w,o}$) von 190 K/W ($R_{w,u}$) bzw. 210 K/W ($R_{w,o}$). Somit sollte für eine optimale Ausnutzung unter Berücksichtigung thermischer Zusammenhänge die obere Spulenlage um ca. 10% dicker sein als die untere. Der Wärmewiderstand eines kompletten Motors ist allerdings deutlich niedriger als derjenige der einzelnen Spulen. Dies ist auf die durch den aufgelegten Läufer größere Gesamtfläche und einer hiermit verbundenen besseren Wärmeabfuhr zurückzuführen.

Mit der Widerstandmessung und Temperaturberechnung können auch dynamische Untersuchungen durchgeführt werden. Abbildung 9.5 zeigt beispielhaft den zeitlichen Temperaturverlauf beim Einschalten und Halten der Belastung, sowie den anschließenden Abkühlvorgang. Neben den Wärmeübergangswiderständen sind bei dynamischen thermischen Vorgängen auch die Wärmekapazitäten von Bedeutung. Auf die genaue Ableitung eines thermischen Ersatzschaltbildes soll hier aber verzichtet werden, da der konkrete praktische Aufbau in der Anwendung einen sehr großen Einfluss auf die einzelnen Größen des Systems hat. Bei Bedarf können aus derartigen Untersuchungen Vorschriften hinsichtlich der zulässigen Einschalt-dauer bei wechselnden Belastungen des Motors abgeleitet werden, was für den praktischen Betrieb von Bedeutung ist.

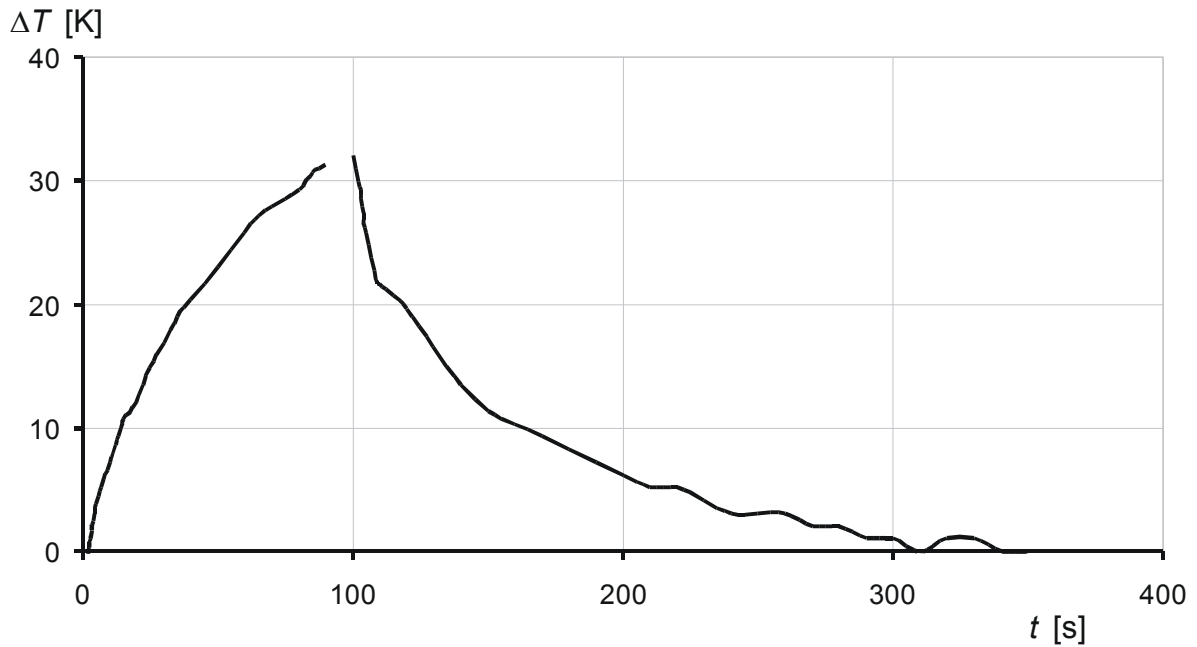


Abbildung 9.5: Aufheiz- und Abkühlvorgang beim hybrid gefertigtem Motor

9.1.3 Belastbarkeit der Spulensysteme

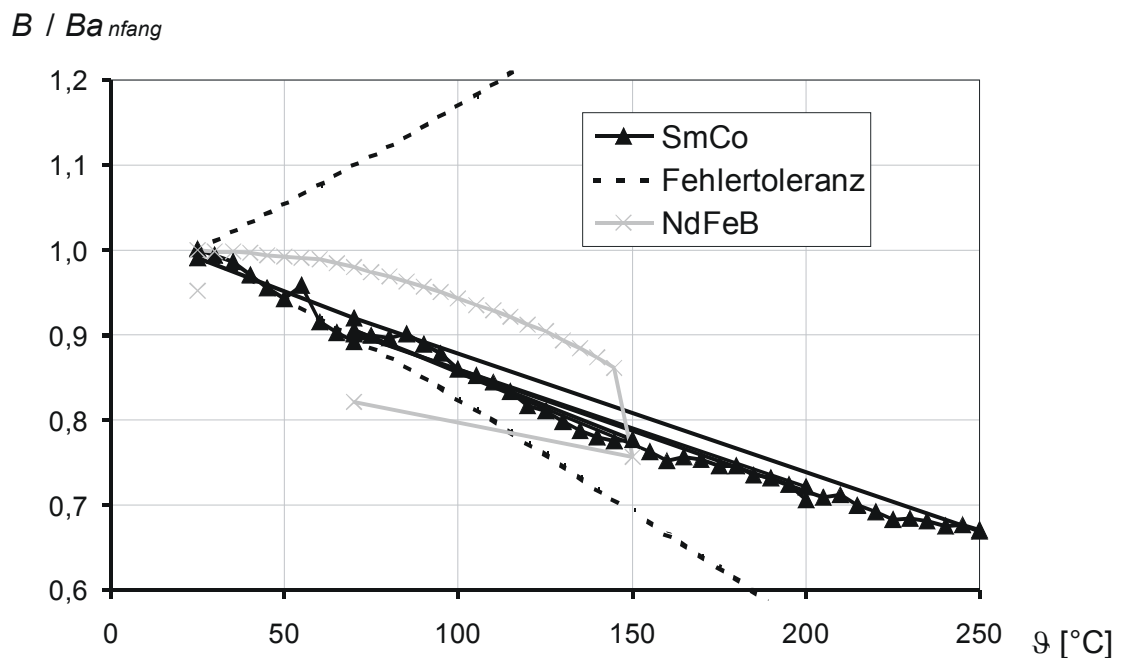


Abbildung 9.6: Temperaturverhalten der verwendeten PM-Materialien

Mit den thermischen Untersuchungen ist die Ermittlung der maximalen Belastbarkeit der Spulensysteme im Ständer verbunden. Für einige Anwendungen kann die aus der elektrischen Belastung resultierende Erwärmung die Stromstärke begrenzen. Ein Beispiel hierfür ist die Verwendung von hartmagnetischen

Materialien, oberhalb deren zulässiger Maximalerwärmung eine Verschlechterung der hartmagnetischen Eigenschaften eintritt. Für die beiden verwendeten hartmagnetischen Materialien, die NdFeB-Folie und das gesputterte SmCo, werden entsprechende Untersuchungen durchgeführt. Die aufmagnetisierten Magnete werden über einer Heizplatte erhitzt. Durch einen darüber platzierten Hallsensor wird fortlaufend das Magnetfeld vermessen. Abbildung 9.6 zeigt die Ergebnisse dieses Versuches.

Es ist zu erkennen, dass das SmCo unkritischer auf hohe Temperaturen reagiert als das NdFeB. Selbst bei einer Erhöhung auf 250°C erreicht das SmCo nach seiner Abkühlung wieder den Ursprungszustand und verläuft innerhalb der Fehlertoleranz [MPS04]. Das NdFeB weist dagegen ab etwa 140°C eine irreversible Schädigung auf und die Kurve verläuft ab 80°C unterhalb des unteren Maximalfehlers. Als kritische Verlustleistung muss für dieses Hartmagnetmaterial ein Wert von etwa 1 W betrachtet werden.

Sehr hohe Verlustleistungen können aber auch das Spulensystem des Ständers zerstören. Dabei müssen zwei Schadensfälle unterschieden werden. Bei Temperaturen ab etwa 200°C, die bei einer Verlustleistung von ca. 3 W auftreten, kann das Spulensystem auf mechanischem Wege durch Wärmespannungen beschädigt werden. So wird z.B. ein Ablösen der oberen von der unteren Spulenlage mit hiermit verbundener Zerstörung der Durchkontaktierung beobachtet.

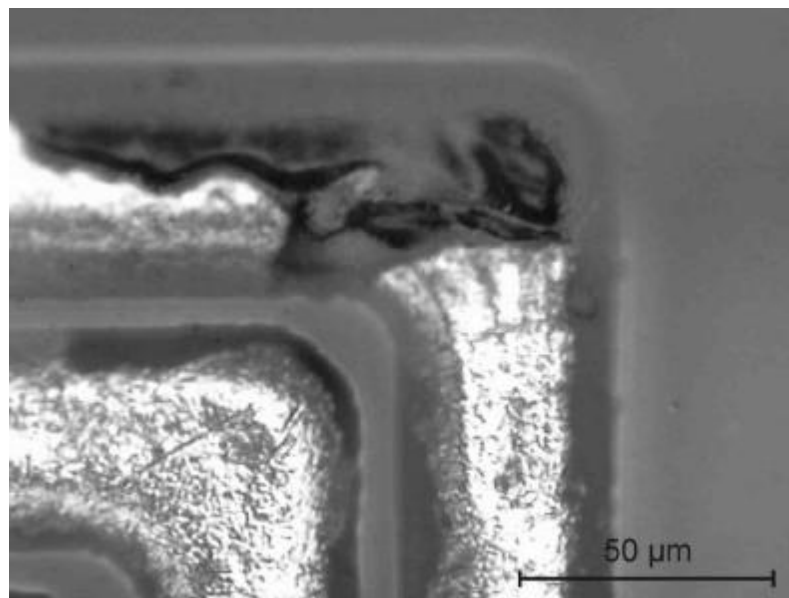


Abbildung 9.7: Durch Elektromigration zerstörte Spule

Eine andere Möglichkeit der Beschädigung kann schon bei deutlich kleineren Verlustleistungen auftreten, falls die belastete Spule Schwachstellen in ihrem Querschnitt aufweist. Diese können bei entsprechender Stromdichte zu einer lokal begrenzten Erwärmung und einem damit verbundenen zusätzlichen Anstieg des Widerstandes und der in dieser Schädigung umgesetzten Verlustleistung führen.

Dieser instabile Prozess führt schließlich häufig zu einer Zerstörung durch Elektromigration [GUP88]. In diesem Fall findet ein atomarer Materialtransport durch das hohe elektrische Strömungsfeld statt. Abbildung 9.7 zeigt eine so zerstörte Spule, bei der die Schädigung in einer äußeren Ecke des Systems auftrat.

9.2 Kraftmessungen

9.2.1 Vermessung der Vorschubkraft

Für die Vermessung der Motorkraft kann der bereits im Kapitel 8.1.2 beschriebene XY-Tisch mit zusätzlicher Mikrometerschraube für die z-Achse verwendet werden. Abbildung 9.8 zeigt den Gesamtaufbau, bei dem der zu vermessende Motor auf dem Tisch befestigt wird und die in Kapitel 6.4.2 beschriebene Glasfeder zur Kraftmessung an der z-Achse montiert ist. An der Spitze der Glasfeder ist für die bessere Ankopplung an den Läufer des Motors eine Glasfaser mit 100 μm Durchmesser geklebt. So kann die Vorrichtung sehr präzise in y- und z- Richtung justiert werden. Während der Messung wird der Motor mitsamt Läufer in x-Richtung gegen die Feder verschoben und auf diese Weise ortsabhängig die Vorschubkraft des Messobjektes ermittelt.

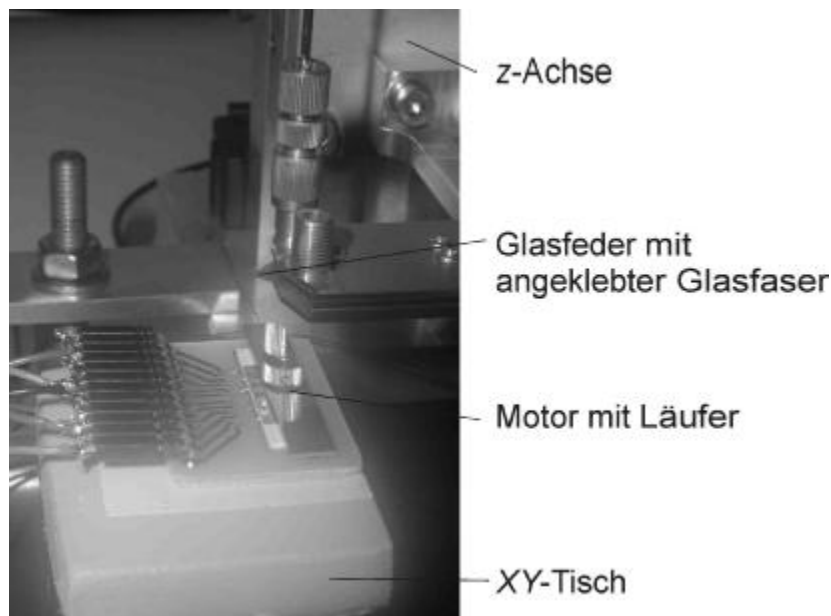


Abbildung 9.8: Versuchsaufbau zur Bestimmung der Vorschubkraft des Motors

Vor der Durchführung der eigentlichen Messung muss zunächst die Federkonstante der Glasfeder bestimmt werden, da die Höhe des verwendeten Analogsignals stark vom jeweils umgesetzten Aufbau abhängt. Die Kalibrierung wird durch die Belastung der Feder mit unterschiedlichen Gewichten und präziser Bestimmung der jeweiligen Massen auf einer Mikrowaage durchgeführt. Abbildung 9.9 zeigt einer solche die Kalibrierkurve, die als Grundlage für die eigentliche Kraftbestimmung dient.

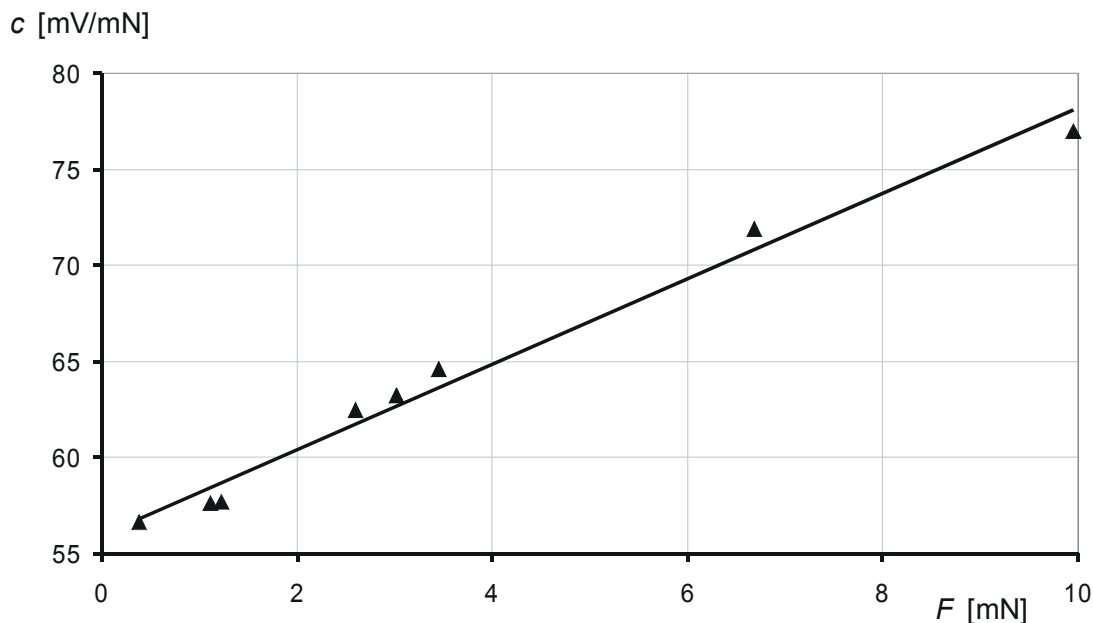


Abbildung 9.9: Höhe des Analogsignals der Glasfeder bei Belastung mit unterschiedlichen Gewichten

Kraftmessungen werden sowohl für den Hybrid- als auch für den dünnfilmttechnisch gefertigten Motor durchgeführt. Um einen besseren Vergleich zu ermöglichen werden für beide Motoren Erregerströme von jeweils 100 mA gewählt. Für die Ermittlung der Maximalkraft kommt die x -Achse der Messvorrichtung (nach ca. 1 mm Verschiebung) zum Einsatz. Unter diesen Bedingungen ergeben sich Werte von 5,4 mN für den hybrid gefertigten Motor bzw. 1,65 mN für den dünnfilmttechnisch gefertigten Motor. In einer gesonderten Messung, unter anderem bei Erhöhung des Stromes, kann eine maximale Kraft von 12,1 mN ermittelt werden. Auch der mehrdimensional bewegliche Motor wird hinsichtlich der erzielbaren Vorschubkraft untersucht. Es ergibt sich dabei ein Wert von 10,1 mN, sofern der Motor mit 100 mA erregt wird.

9.2.2 Vergleich zur Berechnung

Um die Kraftmessungen mit den durchgeführten Berechnungen in den Kapiteln 7.3.2 und 7.3.3 vergleichen zu können, werden mit den Motoraufbauten mit Hilfe der verstellbaren x -Achse Weg-Kraft-Kennlinien aufgenommen. In den folgenden beiden Diagrammen sind die resultierenden Verläufe des hybrid- und des dünnfilmttechnisch gefertigten Motors dargestellt. Diesen ist der sich jeweils aus der Simulation ergebende Verlauf gegenübergestellt. Die Messreihe für den mehrdimensional beweglichen Motor erbringt sehr ähnlich Ergebnisse wie beim hybrid gefertigtem Motor.

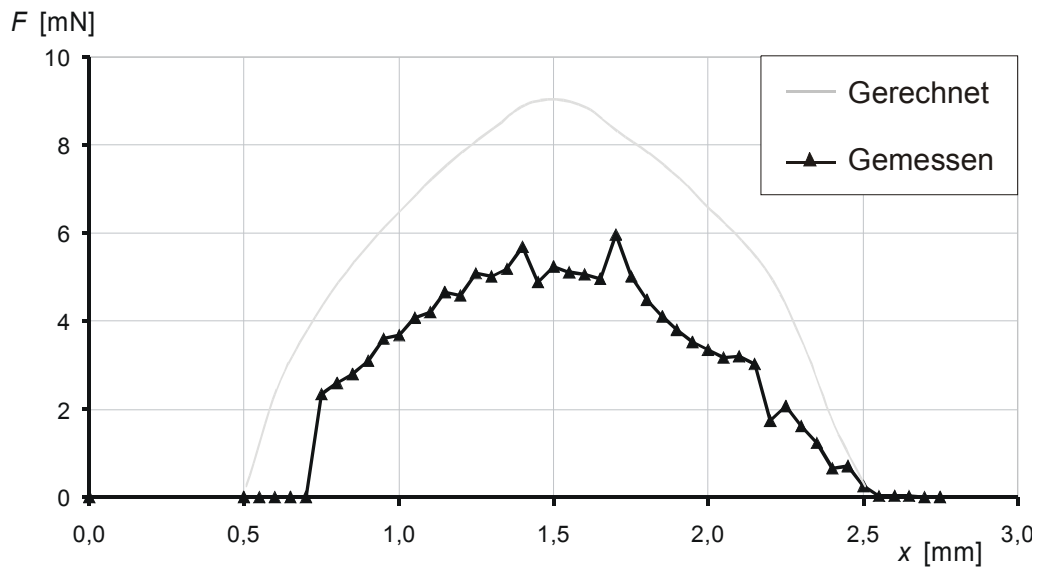


Abbildung 9.10: Weg-Kraft-Kennlinie des hybrid gefertigten Motors

Insgesamt bestätigen die Messungen den berechneten Kurvenverlauf (s. Kapitel 7.3). Beim dünnfilmtechnisch gefertigten Motor ist auch die durch die elektrische Magnetfeldbeeinflussung hervorgerufene Asymmetrie zu erkennen. Die etwas kleineren Messwerte sind auf Nebeneffekte wie z.B. Streufelder an der Stirnseite des Läufers zurückzuführen, die von der Simulation nicht berücksichtigt wurden. Außerdem kann aus diesen Kennlinien ein nichtideales Verhalten der Kugelführung abgeleitet werden. Der zackige Verlauf der Kennlinien ist mit Stick-Slip-Verhalten der Rubinkugeln in den V-Nuten zu erklären. Dies kann z.B. durch Mikroverunreinigungen vor dem Zusammenbau des Motors verursacht werden.

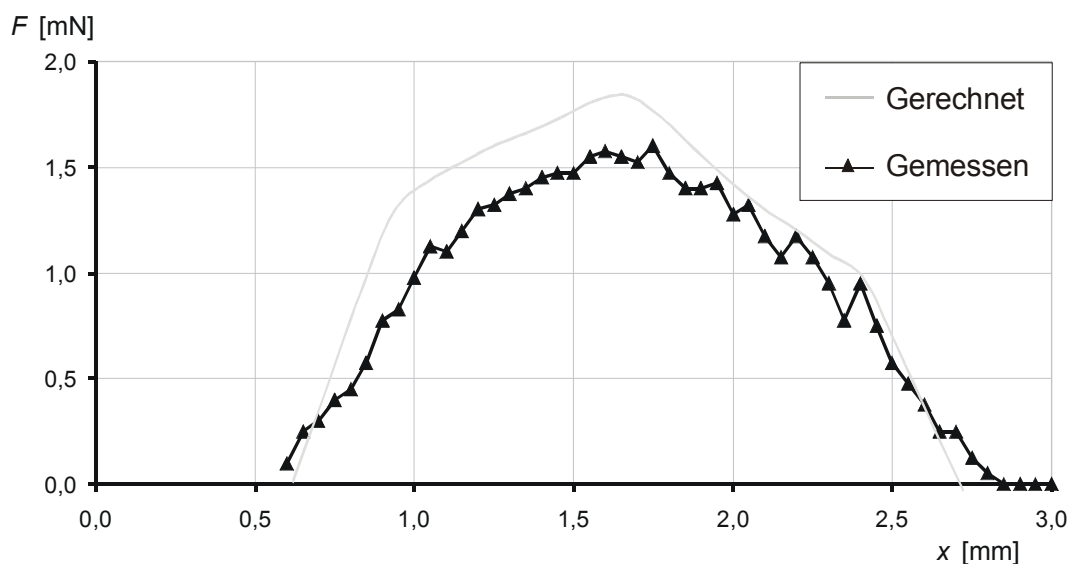


Abbildung 9.11: Weg-Kraft-Kennlinie des dünnfilmtechnisch gefertigten Motors

9.3 Dynamisches Verhalten

9.3.1 Motorleistung und Effektivität

Die mechanische Leistung P_{mech} eines linearen Motors berechnet sich aus der Vorschubkraft F_x und der Geschwindigkeit v des Läufers:

$$P_{mech} = F_x \cdot v \quad (9.4)$$

Im Gegensatz zu rotierenden Motoren ist die praktische Leistungsmessung bei Linearantrieben problematisch. Denn letztere können wegen des begrenzten Verfahrweges meist nicht beliebig lange auf die theoretisch mögliche Endgeschwindigkeit beschleunigt werden. Dies gilt auch für den untersuchten linearen Synchronmotor, dessen Verfahrweg s durch die Kugelführung auf 10 mm beschränkt ist. Allerdings ist die beschleunigende Kraft F_x und auch die Läufermasse m_L bekannt. Letztere wird zu 368 mg für den dünnfilmtechnisch gefertigten Läufer, zu 2.043 mg für den Läufer des hybrid gefertigten Motors und zu 5.427 mg für den Arbeitstisch des mehrdimensional beweglichen Motors bestimmt. Nach der Bewegungsgleichung für gleichförmig mit a beschleunigte Objekte gilt:

$$s = \frac{1}{2} \cdot a \cdot t^2 \quad \text{und} \quad a = \frac{F_x}{m_L} \quad (9.5)$$

Danach lässt sich die Zeit t , die der Läufer für das Zurücklegen der Strecke s benötigt, wie folgt berechnen:

$$t = \sqrt{\frac{2 \cdot s \cdot m_L}{F_x}} \quad (9.6)$$

Auch die Geschwindigkeit, die der Läufer nach dieser Beschleunigungsphase aufweist, lässt sich auf einfache Weise bestimmen zu:

$$v = \sqrt{2 \cdot a \cdot s} = \sqrt{\frac{2 \cdot s \cdot F_x}{m_L}} \quad (9.7)$$

Die Effizienz η soll über eine Energiebetrachtung bestimmt werden, wobei die kinetische Energie W_{kin} des Läufers mit der während der Beschleunigungsphase elektrisch aufgebrauchten Energie W_{el} verglichen wird. Die kinetische Energie berechnet sich zu:

$$W_{kin} = \frac{1}{2} \cdot m_L \cdot v^2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{m_L \cdot 2 \cdot s \cdot F_x}{m_L} = F_x \cdot s \quad (9.8)$$

Für die Berechnung der Motoreffizienz η ergibt sich folgender Zusammenhang, wobei die Zeit t nach Gleichung 9.6 eingesetzt wird:

$$\eta = \frac{W_{kin}}{W_{el}} = \frac{F_x \cdot s}{R \cdot I^2 \cdot t} \quad (9.9)$$

In Tabelle 9-2 sind die Ergebnisse für Endgeschwindigkeit v , Motorleistung P_{mech} , Beschleunigungszeit t und Effizienz η für den hybrid gefertigten Motor, den dünnfilmtechnisch gefertigten Motor und den mehrdimensional beweglichen Motor bei einer Erregung I von 100 mA (beim mehrdimensional beweglichem Motor zweimal 100 mA) zusammengefasst. Dieser Strom ist ebenso wie die Kraft ein durchschnittlicher und theoretischer Wert. Die Berechnung setzt außerdem eine (fiktive) elektronische Ansteuerung voraus, die zu jedem Zeitpunkt die Motorstränge so beschaltet, dass immer die maximale Beschleunigungskraft vorliegt. Danach weist der dünnfilmtechnisch gefertigte Motor zwar die besseren dynamischen Eigenschaften auf, der hybrid gefertigte Motor hat dagegen eine höhere Leistung und Wirkungsgrad. Der mehrdimensional bewegliche Motor hat zwar die größte mechanische Leistung, aber wegen der großen zu beschleunigenden Läufermasse schlechtere dynamische Eigenschaften.

Tabelle 9-2: Leistung und Effizienz der unterschiedlichen Motorversionen

Motorversion	v [m/s]	P_{mech} [mW]	t [ms]	η [%]
Hybrid gefertigter Motor	0,2341	1,311	85,4	0,078
Dünnfilmtechnisch gefertigter Motor	0,2995	0,494	66,8	0,039
Mehrdimensional beweglicher Motor	0,1929	1,861	103,7	0,061

9.3.2 Schwingung des Läufers

Soll der Läufer eines linearen Synchronmotors schnell bewegt werden, wird üblicherweise der Ständer im sogenannten Vollschrittmodus angesteuert (s. Kapitel 3.2). Dabei besteht eine komplette Schrittsequenz über eine Polteilung bei einem dreisträngigen Motor aus sechs Schritten. Dies bedeutet beim untersuchten Synchronmotor mit den gegebenen Geometrien eine Schrittweite von 667 μm . Die theoretischen Untersuchungen im Kapitel 7.3 und die durchgeführten Kraftmessungen (Kapitel 9.2) zeigen eine läuferlageabhängige Haltekraft des Motors, die in den jeweiligen Raststellungen Null beträgt. Hieraus resultiert eine federähnliche Wirkung, die den Motor bei einer Fortschaltung der Stränge um diese stabile Lage schwingen lässt.

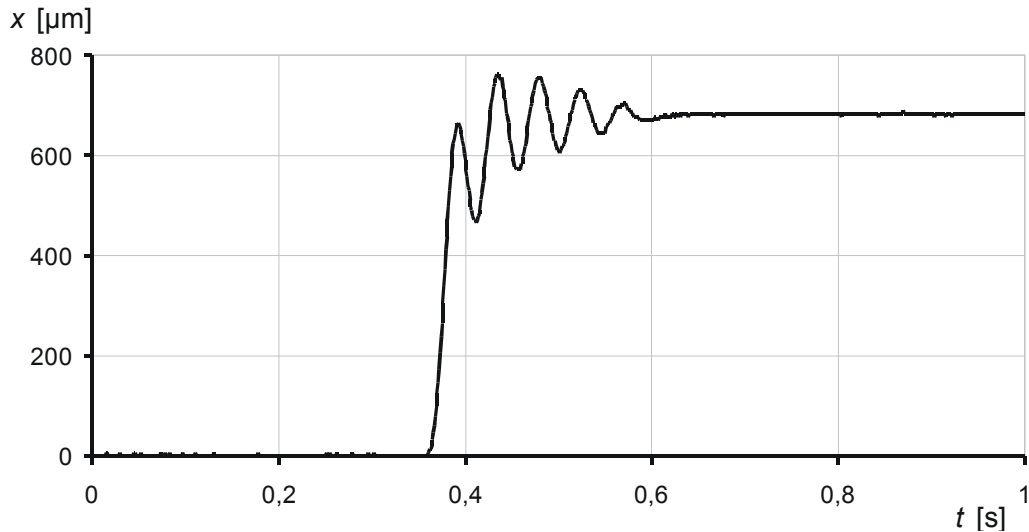


Abbildung 9.12: Messtechnisch ermittelte Schwingung des Läufers um seine stabile Lage im Vollschrittbetrieb

Mit Hilfe des erstmalig in Kapitel 8.1.2 beschriebenen mechanischen Aufbaus sowie des Lasertriangulations-Messsystems (s. Kapitel 6.4.2) wird diese Schwingung auch messtechnisch am hybrid gefertigten Motor untersucht (Abbildung 9.12). Es ist zu erkennen, dass der Läufer nach Umschalten der Ständerstränge erst nach ca. 260 ms seine neue stabile Lage eingenommen hat. Dabei klingt die Amplituden der Schwingung (Hüllkurve) in etwa nach einem linearen Zusammenhang ab, was auf eine Dämpfung durch Reibung hindeutet. Diese Schwingung beeinträchtigt die Motordynamik, auch wenn durch eine Belastung die Schwingung zusätzlich gedämpft wird und schneller abklingt.

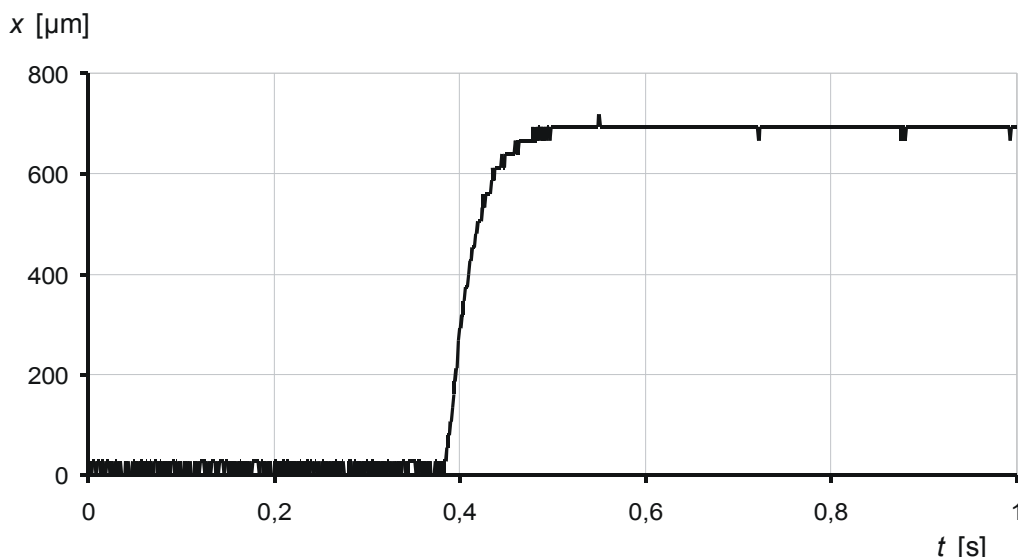


Abbildung 9.13: Einschwingen bei Anwendung einer elektronischen Bremse

Mit Hilfe einer zusätzlichen elektronischen Ansteuerung (siehe Anhang, Kapitel 13.1) soll demonstriert werden, dass diese dynamische Schwäche des

Motors auf einfache Weise behoben werden kann. Nach einer einstellbaren, sehr kurzen Zeit schaltet diese Elektronik nach Erregung des neuen Stranges für eine ebenfalls einstellbare Zeit den alten Strang wieder ein (elektronische Bremse).

Abbildung 9.13 zeigt die messtechnischen Ergebnisse bei Anwendung dieser elektronischen Bremse. Bereits nach 100 ms erreicht der Läufer in diesem Fall seine Endposition und zeichnet sich zuvor durch ein deutlich reduziertes Überschwingen dieser Lage aus. Somit kann durch diese Maßnahme die Motordynamik in einem anwendungsnahen Betriebsfall signifikant verbessert werden.

9.4 Untersuchung des Synchronmotors für Positionieraufgaben

Eine weitere elektronische Schaltung dient zum automatischen Verfahren des Läufers nach einem festgelegten Programm zu Präsentationszwecken. Sowohl diese elektronische Schaltung als auch das für den Mikroprozessor geschriebene Programm sind in Kapitel 13 ausführlich dargestellt. Die Ansteuerung der drei Ständerstränge erfolgt über eine Brückenendstufe mit Leistungstransistoren. Allerdings wird im Rahmen dieser Arbeit keine komplette Regelung des Motors mit Wegmesssystem und Soll-Ist-Wert-Vergleich, also ein geschlossener Regelkreis, verwirklicht. Daher beziehen sich die im Folgenden geschilderten Untersuchungen auf eine offene, ungerichtete Schleife.

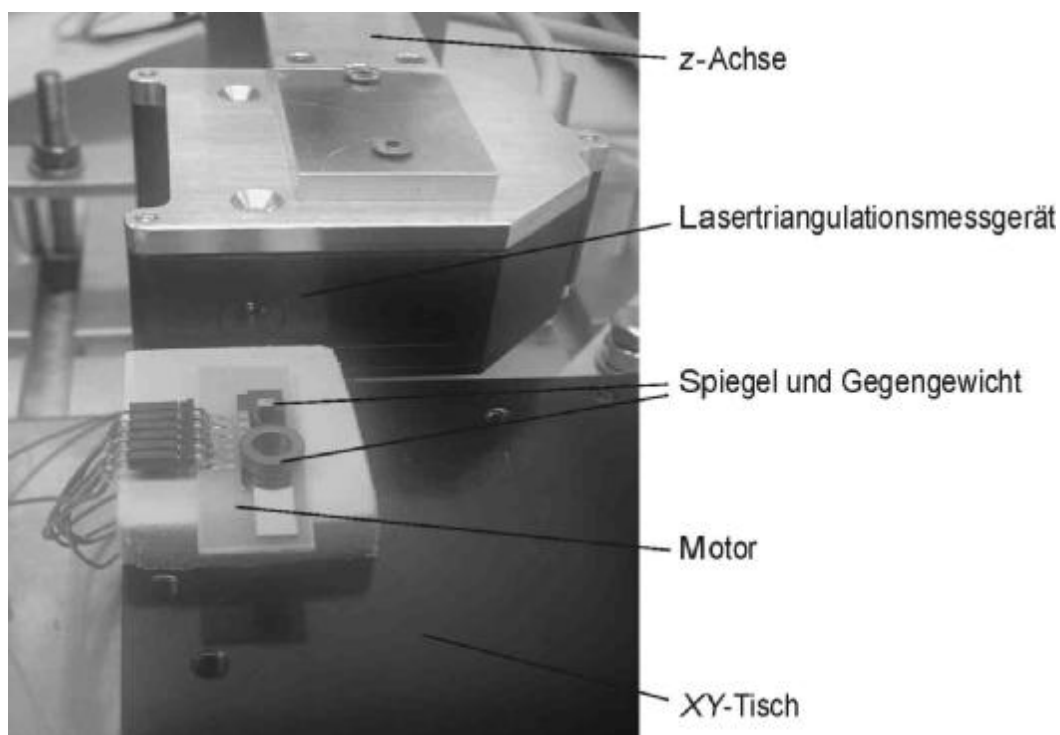


Abbildung 9.14: Versuchsaufbau zur Bestimmung der Positioniergenauigkeit

Abbildung 9.14 zeigt den Aufbau, der dem in Kapitel 9.3.2 beschriebenen sehr ähnlich ist. Es werden immer zwei Ständerstränge mit jeweils variablem Erregerstrom betrieben. Mit Hilfe der Anpassung der Ständerströme wird die Distanz

zwischen den beiden Endpunkten (also eine Strecke von $667\ \mu\text{m}$) durchfahren. Dabei variieren die beiden Ständerströme in einem Bereich von Null bis hundert Milliampere in Stufen von $5\ \text{mA}$. Hieraus resultiert eine Kennlinie, die mit dem theoretisch zu erwartendem Verlauf verglichen wird.

Um die Positionierbarkeit zu verbessern, werden zwei Ansätze untersucht. Zum einen werden größere Rubinkugeln mit entsprechend angepassten V-Nuten verwendet. Wegen des längeren „Hebelarms“ der großen Kugeln ($\varnothing 400\ \mu\text{m}$ anstelle $200\ \mu\text{m}$) wird eine geringere Empfindlichkeit gegenüber Verunreinigungen im Mikrometerbereich erreicht. Das Diagramm in Abbildung 9.15 weist, wie in Kapitel 9.2.2 beschrieben, deutliche Stick-Slip-Effekte des Läufers in der linearen Kugelführung nach. Um das Verbesserungspotenzial aufzuzeigen, wird zusätzlich ein Synchronmotor ganz ohne V-Nuten aufgebaut. Hierbei sind die Rubinkugeln nur auf polierten Oberflächen gelagert. Das Ergebnis ist als gestrichelte Linie ebenfalls in Abbildung 9.15 dargestellt und demonstriert die deutlich bessere Positionierbarkeit. Auf der x -Achse ist die Stromdifferenz der beiden zur Positionierung verwendeten Ständerstränge eingetragen, die zwischen $-100\ \text{mA}$ und $+100\ \text{mA}$ variiert.

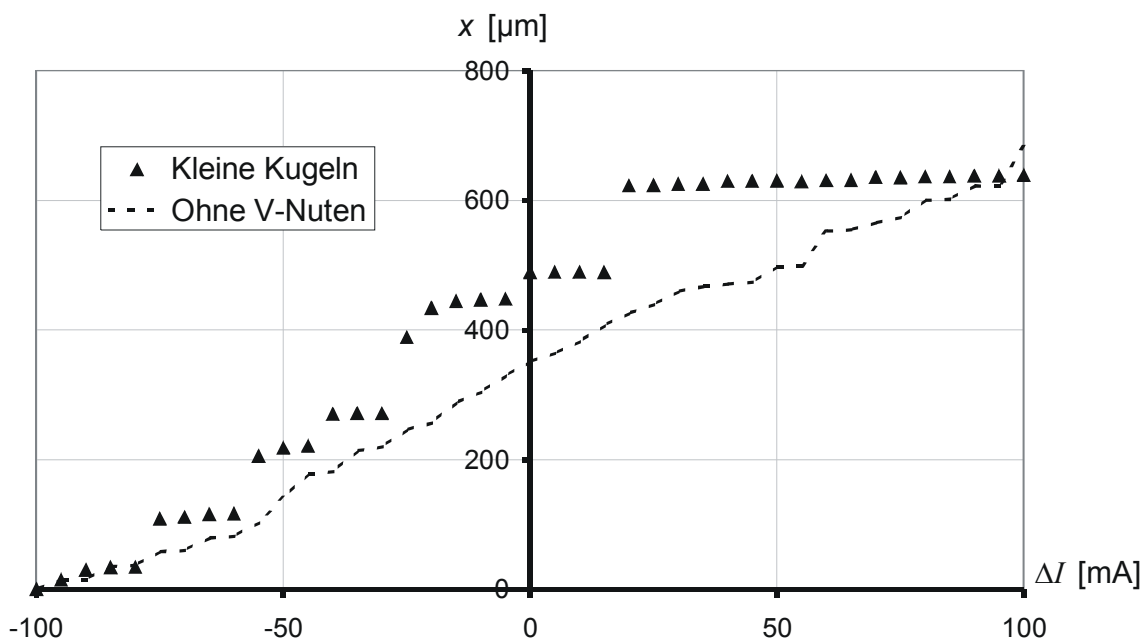


Abbildung 9.15: Positionierung mit kleinen Rubinkugeln (gestrichelte Kurve: Motoraufbau ohne V-Nuten - mit polierten Oberflächen)

Ein anderer Ansatz ist die Anregung des Motors zu hochfrequenten Schwingungen, um v.a. Hafttreibungsprobleme zu vermeiden. Zu diesem Zweck wird der dritte, nicht benötigte Ständerstrang über einen Frequenzgenerator und Wechselstromverstärker angeregt (Abb. 9.16).

In Abbildung 9.17 ist das Ergebnis mit großen Kugeln und Schwingungsanregung gezeigt. Diesem Ergebnis ist der theoretisch zu erwartende Verlauf der Kurve als Vergleich gegenübergestellt. Diese theoretische Kurve ergibt sich aus dem

(nahezu) linearen Zusammenhang zwischen Strom und Kraft sowie aus der nichtlinearen Abhängigkeit der Kraft von der Läuferlage. Die Anregung des dritten Ständerstranges erfolgt mit einer Frequenz von 9 kHz (mechanische Resonanz) und einem sinusförmigem Strom mit einem Effektivwert von 80 mA.

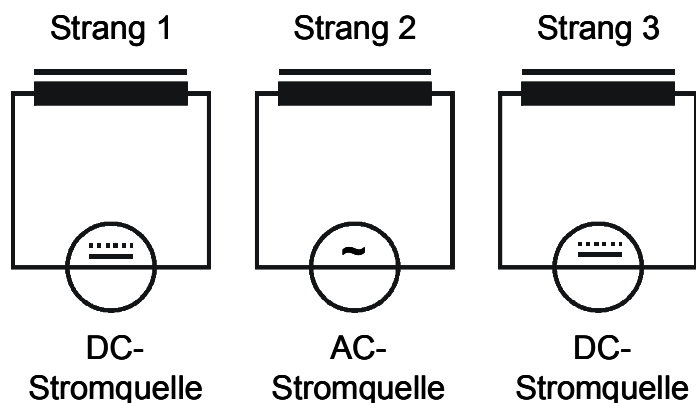


Abbildung 9.16: Prinzip der Schwingungsanregung des Synchronmotors zur Reduzierung von Reibungseffekten bei der Positionierung

Die hinsichtlich der Motorschwingung und Positionierbarkeit am hybrid gefertigtem Motor erzielten Ergebnisse können auch auf den dünnfilmtechnisch gefertigten Motor und den mehrdimensional beweglichen Motor (qualitativ) übertragen werden. Denn für diese Motorvarianten gelten wegen der sehr ähnlichen Aufbauten und Führungsprinzipien die gleichen prinzipiellen Zusammenhänge.

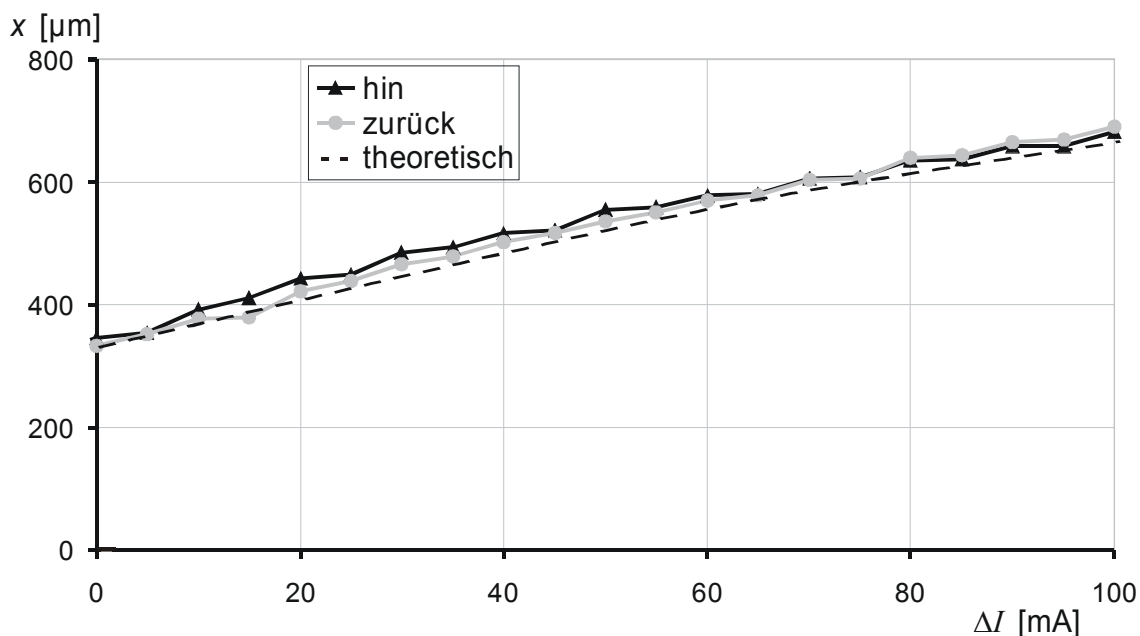


Abbildung 9.17: Positionierung mit großen Rubinkugeln und Schwingungsanregung mit 9 kHz / 80 mA (gestrichelte Kurve: idealer Verlauf)

10 Schlussfolgerung und Ausblick

10.1 Umsetzung

Die angewandten Berechnungen mit zunächst relativ einfachen Modellen und Verfahren erbrachten sehr schnell erste Abschätzungen der Motorkennwerte und zeigten auch bereits mögliche Optimierungspotenziale auf. Die hieraus gewonnenen Erkenntnisse und Ergebnisse mündeten in FEM-Simulationen, die sich als geeignetes Werkzeug für die Auslegung und den Entwurf des linearen Synchronmotors erwiesen. Somit konnten mit sehr zeiteffektiven und einfachen Methoden erste funktionsfähige Bauteile entwickelt werden, die nach der technologischen Umsetzung und messtechnischen Charakterisierung eine weitere Verbesserung des Motors erlaubten.

Die robuste Fertigung der Motoren spiegelt sich in geringen geometrischen Abweichungen wieder. Bei der Herstellung des Mikromotors wurden weitgehend gesicherte Prozesse genutzt, die eine schnelle Herstellung eines ersten Prototypen ermöglichten. Die weiterentwickelte Technologie der weichmagnetischen Nickel-Eisen-Galvanik ermöglichte den Aufbau der benötigten Flussführungen mit für Mikrobauwerke sehr großen Abmessungen. Dabei erwies sich dieser Prozess auch mit dem später für den dünnfilmtechnischen Läufer angewandten gesputterten Hartmagnetschichten aus SmCo kompatibel.

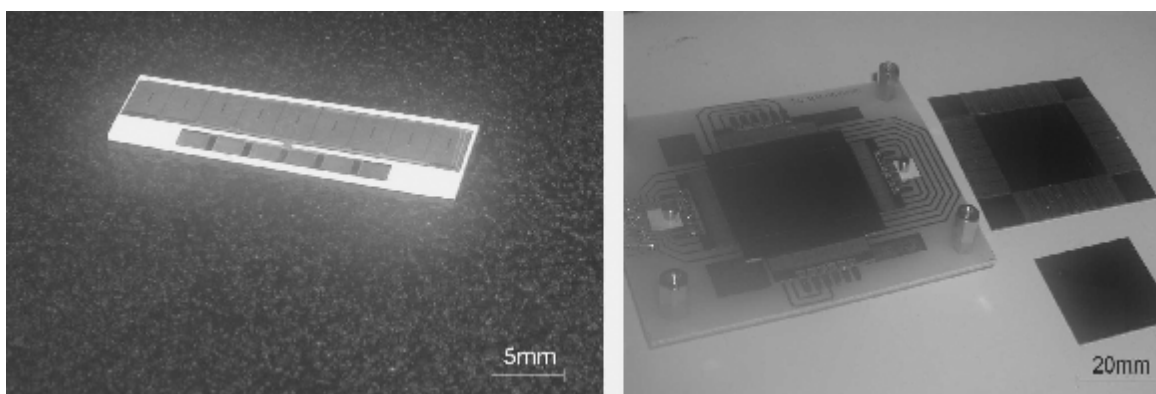


Abbildung 10.1: Dünnschicht-Motor auf Keramiksubstrat (links) und zweidimensionaler Positioniertisch mit vier Ständern (rechts)

Unter Berücksichtigung der Bauteilkomplexität konnte eine beachtliche Ausbeute auf den Substraten erzielt werden. Darüber hinaus erwies sich der Aufbau des hybriden Motors als außerordentlich robust. Dies ermöglichte die Umsetzung eines weiterführenden Aufbaus. Abbildung 10.1 zeigt den Ständer eines linearen Synchronmotors und den zweidimensionalen Aufbau im Vergleich.

10.2 Erzielte Ergebnisse

Die durchgeführten messtechnischen Untersuchungen lassen sich am besten in die elektrische Charakterisierung und die Bestimmung mechanischer Größen unterteilen. Hierbei sind elektrische Messungen für die Selektion geeigneter Bauteile neben der prozessbegleitenden Messtechnik unerlässlich. Doch darüber hinaus erlauben die angewandten Verfahren auch Rückschlüsse auf sinnvolle Betriebsbedingungen, z.B. hinsichtlich der zulässigen Erwärmung durch die elektrische Verlustleistung. Schließlich sind im eingeschränkten Umfang auch durch die elektrischen Messungen bereits Schlussfolgerungen für eine optimierte Bauteilauslegung möglich.

Doch die aussagekräftigsten Ergebnisse hinsichtlich eines verbesserten Bauteildesigns liefern erst die mechanischen Messungen am gefertigten Motor. Die beim hybrid gefertigten Motor gewonnenen Erkenntnisse bestätigen weitestgehend die bei der Modellbildung getroffenen Annahmen, wodurch die anschließende Verwirklichung des dünnfilmtechnisch gefertigten Aufbaus bedeutend beschleunigt wurde. Wichtige Erkenntnisse bei der Messung betreffen unter anderem die Optimierung der Kugelführung. Weitere Ergebnisse sind die Spezifizierung sinnvoller Toleranzen, z.B. die des mechanischen Luftspaltes. Abbildung 10.2 fasst die wichtigsten Erkenntnisse, die aus der messtechnischen Charakterisierung resultieren, zusammen und stellt deren Bedeutung für den iterativen Entwurfsprozess dar.

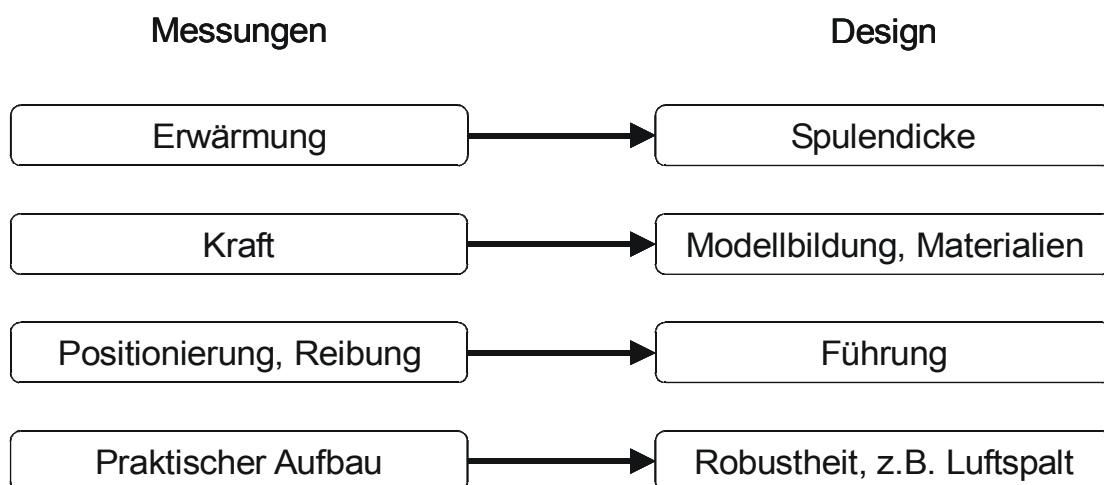


Abbildung 10.2: Aus den Messungen gewonnene Erkenntnisse und deren Rückführung in das Motordesign

10.3 Weitere Ausbaumöglichkeiten des Motors

Auf seinem Wirkprinzip und Design basierend, bietet der untersuchte Motor das Potenzial für weitere Aufbauvarianten. So ist etwa durch die Kombination eines doppelseitig mit Hartmagneten ausgestatteten Läufers und zweier Ständer ein symmetrischer Motor mit weitest gehender Vermeidung von elektromagnetischen

Normalkräften möglich. Gleichzeitig wird ein derartiger Aufbau durch die nunmehr in ihrer Lage fixierten Kugeln einfacher in der Handhabung. Bei Minimierung der Läufermasse durch die Anwendung der Dünnschichttechnik und dünnem Substratmaterial ist auch die Verwirklichung eines hochdynamischen Motors möglich.

Aber auch eine zunehmende Miniaturisierung der dünnfilmtechnisch gefertigten und hier vorgestellten Motorversion verspricht interessante Aspekte bei der Weiterentwicklung. Die lateralen Abmessungen können ohne deutliche Reduzierung der Vorschubkraft merklich verkleinert werden. Abbildung 10.3 zeigt die Möglichkeiten einer weitergehenden Miniaturisierung des Motors am Beispiel eines zweidimensionalen Antriebes auf. Hier handelt es sich um einen zentralen Ständer mit einem Aktivteil von ca. 10 mm x 10 mm, der von einem Führungsrahmen umgeben ist. Dabei kann ein ähnliches Konzept wie das in dieser Arbeit untersuchte angewendet werden. Nur ist hier nicht eine zentrale Führung, sondern ein zentraler, entsprechend angepasster Aktivteil in Arrayform sinnvoll. Der Läufer enthält dünnfilmtechnische Hartmagneten und ist als Kurzläufer ausgeführt. Durch dieses Design könnte der Motor bei einer sehr kleinen Grundfläche dennoch eine Bewegungsfreiheit von etwa 3 mm x 3 mm aufweisen.

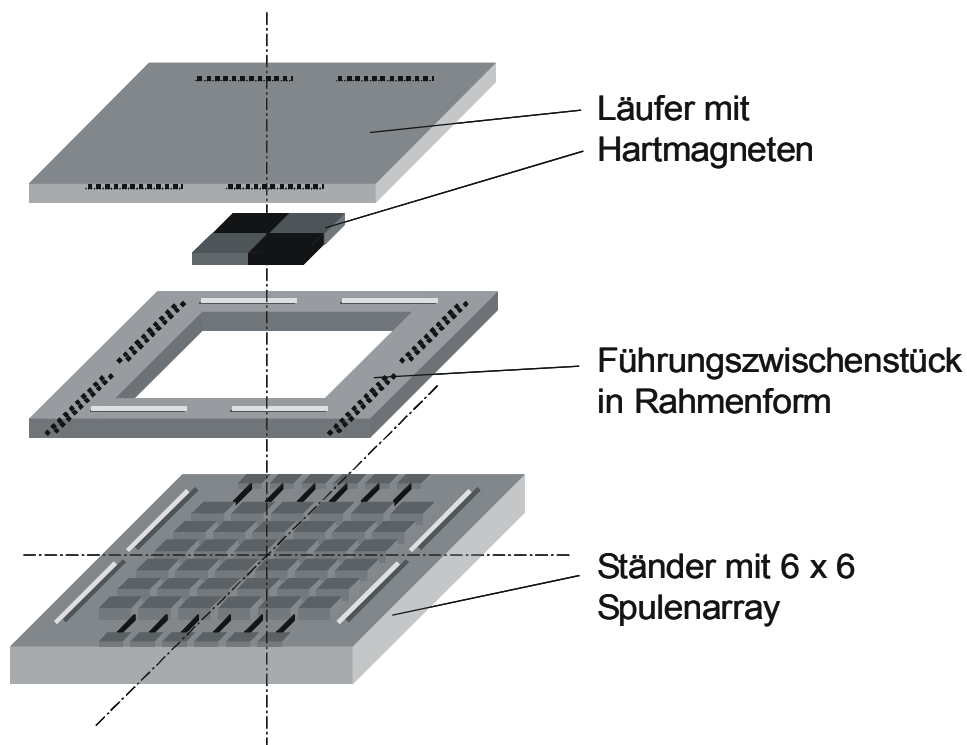


Abbildung 10.3: Beispiel für die Miniaturisierung eines zweidimensionalen Motors

11 Zusammenfassung

Die Aufgabe dieser Arbeit besteht in der Entwicklung und technologischen Umsetzung eines linearen Mikrosynchronmotors. Dieser soll die Vorteile der dünnfilmtechnischen Fertigung nutzen und sich außerdem auch für den Aufbau eines zweidimensionalen Antriebes eignen. In dieser Arbeit wird die Konstruktion, Fertigung und messtechnische Charakterisierung solch eines Mikromotors beschrieben. Für die Verwirklichung dieser Ziele wurde ein Design gewählt, das hartmagnetische Pole im linear beweglichen Läufer aufweist. Das Führungskonzept basiert bei allen Motorvarianten auf einer linearen Mikrokugelführung

Es werden zwei Varianten dieses Motors untersucht. In einer ersten Version kommt ein Motor mit hybrid montierten Hartmagneten zur Anwendung, so dass eine schnelle Umsetzung zu funktionsfähigen Prototypen erfolgt. Auf den hieraus gewonnenen Erkenntnissen aufbauend, wird eine weitere Motorausführung mit dünnfilmtechnisch gefertigten Hartmagneten untersucht. Zudem wird ein Mehrkoordinatenaktor aufgebaut, der eine zweidimensionale Bewegung ermöglicht. Die Zuverlässigkeit sowohl dieser Aufbauvariante als auch der einfacheren Versionen konnte durch mehrere, zum Teil mehrere Tage lange, Präsentationseinsätze auf Messen etc. nachgewiesen werden.

Die Auslegung erfolgt im ersten Schritt durch analytische Magnetkreisberechnungen und schließlich durch zweidimensionale FEM-Simulation. Dabei werden insbesondere die bei der dünnfilmtechnischen Umsetzung vorliegenden Randbedingungen und Einschränkungen berücksichtigt. Das wichtigste Ziel der getroffenen Optimierungsmaßnahmen während des Motordesigns ist die Erreichung eines günstigen Verhältnisses zwischen elektromagnetischer Vorschub- und Normalkraft.

Durch den vorwiegenden Einsatz von Standardprozessen wird eine schnelle Umsetzung begünstigt. Die eingesetzten Schlüsseltechnologien sind die Photolithographie, die Galvanik und das chemisch-mechanische Polieren. Die Nickel-Eisen-Galvanik muss für den untersuchten Motor angepasst werden. Für die Fertigung der linearen Mikrokugelführungen kommt außerdem das mechanische Profilschleifen zum Einsatz. Weiterhin wird für die dünnfilmtechnische Erzeugung der Hartmagneten die Vakuumabscheidung durch Sputtern verwendet. Um eine gezielte strukturierte Aufmagnetisierung der hartmagnetischen Filme durchzuführen, wird eine spezielle Vorrichtung entworfen, gefertigt und messtechnisch verifiziert. Auf diese Weise kann das benötigte räumlich konzentrierte und sehr starke Magnetfeld erzeugt werden.

Alle technologisch umgesetzten Prototypen werden messtechnisch untersucht. Diese Messungen beinhalten die elektrische Charakterisierung und Temperaturuntersuchungen, um sinnvolle Betriebspunkte des Motors zu ermitteln. Unter Berücksichtigung weiterer Randbedingungen, wie der zulässigen Erwärmung

der Hartmagnete, erweist sich ein Betrieb des Motors bei einer Betriebsspannung von 9 V und einem Spulenstrom von etwa 100 mA als günstig. Mit Kenntnis dieser Parameter erfolgt die Entwicklung und der Aufbau einer Ansteuerelektronik, die einen zuverlässigen Betrieb gewährleistet, der auch für einige mechanische Messungen benötigt wird.

Mit Hilfe entsprechender Aufbauten können sowohl Kraftmessungen als auch Untersuchungen zur Dynamik und Genauigkeit bei Positionieraufgaben verwirklicht werden. Je nach Ausführung und Betriebsbedingungen erzeugen die Linearmotoren Kräfte von bis zu 12 mN. Mit Hilfe einer elektromagnetischen Bremse kann das dynamische Einschwingverhalten im Experiment entscheidend verbessert werden. Schließlich wird durch zusätzliche Maßnahmen an dem Kugelführungssystem, unter anderem durch eine elektromagnetische Schwingungsanregung, die Positionierauflösung auf etwa drei Mikrometer optimiert.

12 Literatur

- ABE96 S. Abel: "Charakterisierung von Materialien zur Fertigung elektromagnetischer Mikroaktoren in LIGA Technik" Dissertation, FB Physik, Universität Kaiserslautern, 1996
- ACH00 S. Achenbach: "Optimierung der Prozessbedingungen zur Herstellung von Mikrostrukturen durch ultratiefe Röntgenlithographie" Dissertation, FB Maschinenbau, Universität Karlsruhe, 2000
- ADR03 A-Drive Technology GmbH: "Linearmotoren Baureihe T" Datenblatt lineare Synchronmotoren, Taunusstein, 2003
- AHN93 C. H. Ahn, Y. J. Kim, M. G. Allen: "A Planar Variable Reluctance Magnetic Micromotor with Fully Integrated Stator and Coils", Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 2, No. 4, Dez. 1993, S. 165-173
- ALT01 G. Altenbernd: "Kleine Asynchron-/Synchronmaschinen in der KFZ-Technik" Innovative Klein- und Mikroantriebe 2001, GMM-IMM-Fachtagung Mai 2001, Mainz, GMM-Fachbericht 33, 2001, S. 217-222
- AOY00 M. Aoyagi, T. Ogasawara, Y. Tomikawa, T. Takano: "Multi-Degrees-of-Freedom Ultrasonic Actuator Employing Multi-Vibration Modes of a Disk" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 399-402
- BAL03 Baldor Motion Products: "Linear Motor Positioning Stages" Datenblatt zu linearer Antrieben, 2003
- BAL97 M. Baltzer, Th. Krauss, E. Obermeier: "A Linear Stepping Actuator in Surface Micromachining Technology for Low Voltages and Large Displacements" Proc. Transducers '97: 9th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, 1997, S. 781-784
- BAR00 S. M. Barnes, S. L. Miller, M. S. Rodgers, F. Bitsie: "Torsional Ratcheting Actuating System" Proc. of the 2000 International Conference on Modeling and Simulation of Microsystems (MSM 2000), 2000, S. 273-276
- BAS02 V. Basso et. al.: "Temperature Dependence of Hysteresis and Relaxation Effects in Hard Magnetic Materials" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 1317-1320
- BAU03a Baumüller GmbH: "Linearmotoren LSE-Prospekt" Informationsblatt, 2003
- BAU03b Baumüller GmbH: "Spindelmotoren DSL-Prospekt" Datenblatt, 2003
- BEE97 U. Beerschwinger, R. L. Reuben, S. J. Yang: "Frictional Study of Micromotor Bearings" Sensors and Actuators A 63, 1997, S. 229-241

- BEN00 F. Bennini, J. Frühauf, W. Dötzel: "High Force and Large Displacement Electrostatic Actuators with Curved Electrodes Using Silicon Bulk Micro-machining" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 87-90
- BRI00 Glen Bright: <http://www.und.ac.za/und/mechatron/CLMMHS.htm>
- BRI01 J. O'Brien et. al.: "Advanced Photoresist Technologies for Microsystems" Journal on Micromechanical Microengineering 11, 2001, S. 353–358
- BRO02 A. Bromme, R. Scheurle: "Application of Piezoceramic Ultrasonic Linear Motors in XY-Linear Precision Stages" Proc. Actuator 2002, Bremen, S. 506-511, 2002
- BRU04 D. Brugger, M. Kohl, B. Winzek, S. Schmitz: "Optical Microscanner Based on a SMA Thin Film Composite" Proc. Actuator 2004, Bremen, 2004, S. 90-93
- BUD02a Th. Budde, H.-H. Gatzel: "Patterned Sputter Deposited SmCo-Films for MEMS Applications" Journal of Magnetism and Magnetic Materials, Vol. 242-245, 2002, S. 1146-1148
- BUD02b Th. Budde, H.-H. Gatzel: "Magnetic Properties of Thick Sputter Deposited SmCo Films for MEMS-Applications" Digest Intermag Europe, Amsterdam, The Netherlands, 2002, No. GD05
- BUD03 Th. Budde et. al.: "Fertigung magnetischer Schichten" In Kolloquium „Mikroproduktion“, Eine Kooperation der Sonderforschungsbereiche 440, 499 und 516, 20.-21.02.2003, Braunschweig, Vulkan Verlag, Essen, S. 85-94, 2003
- BUD04 Th. Budde et. al.: "Design, Fabrication, and Characterization of a Hybrid Linear Micro Step Motor" Proc. Actuator 2004, Bremen, 2004, S. 665-668
- BUL00 D. Bullen et. al.: "In Situ Technique for Dynamic Fluid Film Pressure Measurement during Chemical Mechanical Polishing" Journal of the Electrochemical Society, 147 (7), 2000, S. 2741-2743
- BÜT00 S. Bütefisch, G. Pokar, S. Büttgenbach, J. Hesselbach: "A New SMA Actuated Miniature Silicon Gripper for Micro Assembly" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 334-337
- BÜT94 S. Büttgenbach: "Mikromechanik: Einführung in Technologie und Anwendungen" 2. Auflage, Teubner Verlag, Stuttgart, 1994
- CAM94 P. Campbell: "Permanent Magnet Materials and their Application" Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1994
- CHA03 H.-C. Chang, J. M.-L. Tsai, H.-C. Tsai, W. Fang: "A Novel 3-DOF Micro-manipulator" Proc. IMECE '03, ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., Nov. 2003, No. IMECE2003-41344

- CHO00 S. B. Choi, S. C. Lim, J. S. Park: "Smart Material Actuators for Information Storage Devices" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 531-534
- CHO03 H. J. Cho, C. H. Ahn: "Magnetically-Driven Bi-Directional Optical Micro-scanner" Journal on Micromechanical Microengineering, 13, 2003, S. 383-389
- CHR96 T. R. Christenson, H. Guckel, J. Klein: "A Variable Reluctance Stepping Microdynamometer" Microsystem Technologies 2, 1996, S. 139-143
- CLA00 R. E. Clark, D. Howe, G. W. Jewell: "The Influence of Magnetization Pattern on the Performance of a Cylindrical Moving-Magnet Linear Actuator" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 36, No. 5, Sep. 2000, S. 3571-3574
- COH01 U. Cohen, G. Tzanavaras: "Jet ECD Plating and Seed Layers for Sub-0.10µm Cu Interconnects" Solid State Technology, May 2001, S. 61-68
- CRA02 A. M. Crawford, D. Gardner, S. X. Wang: "High-Frequency Microinductors with Amorphous Magnetic Ground Planes" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 3168-3170
- CUG03 O. Cugat, J. DeLamara, G. Reyne: "MAGnetic Micro-Actuators & Systems (MAGMAS)" Proc. Intermag 2003, GB 04
- DEG02 R. Degen, R. Slatter: "Hollow Shaft Micro Servo Actuators Realized with the Micro Harmonic Drive" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 205-212
- DES03 M. Despont, P. Vettiger: "Micro/Nanosystem Technology for Probe-Based Data Storage" mst-news, No. 3/03, 2003, S.10-12
- DET66 H. W. Dettner, J. Elze: "Handbuch der Galvanotechnik" Carl Hanser Verlag, München, 1966
- DEV02 S. Devos, D. Reynaerts, F. Al-Bender, H. Van Brussel: "A Piezo-Electrical Travelling Wave XY-Stage" Proc. Actuator 2002, Bremen, S. 470-473, 2002
- DIE00 G. Diefenbach, C. Reichinger: "Motor Characteristics of Piezoelectric Micropush Motors for Rotating Systems" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 379-382
- DIE02 G. Diefenbach, C. Reichinger: "Behaviour of Piezoelectric Micropush Motors with Varying Loads" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 438-441
- DIE03 G. Diefenbach, C. Reichinger: "Piezoelektrische Mikrostoßantriebe" F&M Mechatronik, 111. Jahrgang, 4/2003, S. 24-27

- DUF01 R. Duffait, C. El Hassani, H. Aikyo: "Piezoelektrischer Wanderwellen-Mikromotor mit längsgekoppeltem piezoelektrischen Umwandler" Innovative Klein- und Mikroantriebe 2001, GMM-IMM-Fachtagung Mai 2001, Mainz, GMM-Fachbericht 33, 2001, S. 183-188
- DUT99 B. M. Dutoit, P.-A. Besse, H. Blanchard, L. Guerin, R.S. Popović: "High Performance Micromachined Sm₂Co₁₇ Polymer Bonded Magnets" Sensors and Actuators 77, 1999, S. 178–182
- EDL02 J. Edler, M. Föhse, H.-D. Stölting, H.-H. Gatzert: "A Linear Microactuator with Enhanced Design" Microsystem Technologies, Vol. 7, 2002, S. 261-264
- EDL03 J. Edler et. al.: "Entwurf und Simulation aktiver Mikrosysteme" Tagungsband Kolloquium Mikroproduktion, Braunschweig, 2003, S 45-56
- ENI03 E. T. Enikov, K. V. Lazarov: "Metallic Microactuators Based on Sacrificial Layer SU8 Release" Proc. IMECE '03, ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., Nov. 2003, No. IMECE2003-43200
- ENO03 M. Enokizono, S. Takahashi, T. Kiyohara: "Magnetic Field Analysis of Permanent Magnet Motor With Magnetoanisotropic Materials Nd-Fe-B" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 39, No. 3, May 2003, S. 1373-1376
- ESR03 ESR Pollmeier GmbH "ML 1 Linearmotoren" vorläufiges Datenblatt 6700.161, V 0.8, 2003
- FIS00 W.-J. Fischer: "Mikrosystemtechnik" Vogel Fachbuch, Würzburg, 2000
- FIS54 H. Fischer: "Elektrolytische Abscheidung und Elektrokristallisation von Metallen" Springer Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1954
- FÖH03 M. Föhse et. al.: " A Batch Fabricated Linear Synchronous Motor " Proc. IMECE '03, ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., Nov. 2003, No. IMECE2003-41388
- FU01 K. Fu et. al.: "Design and Fabrication of Silicon-Based MEMS Rotary Engines" Proc. IMECE '01, ASME International Mechanical Engineering Congress, New York, Nov. 2001, No. IMECE2001/MEMS-23925
- FUJ02a N. Fujii, T. Kayasuga, T. Hoshi: "Simple End Effect Compensator for Linear Induction Motor" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 3270-3272
- FUJ02b N. Fujii, K. Okinaga: "X-Y Linear Synchronous Motors Without Force Ripple and Core Loss for Precision Two-Dimensional Drives" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, 2002, S. 3273-3275

- FUK03 Y. Fukuda et. al.: "Planar Inductor with Ferrite Layers for DC-DC Converter" IEEE Transactions on Magnetics, Vol 39, No. 4, Jul. 2003, S. 2057-2061
- FUL98 E. Fullin, J. Gobet, H.A.C. Tilmans, J. Bergqvist: "A New Basic Technology for Magnetic Micro-Actuators" Proc. MEMS Workshop, Heidelberg, 1998, S. 143-147
- GAI88 B. Gaida: "Einführung in die Galvanotechnik" Eugen G. Lenze Verlag, Saulgau/Württemberg, 1988
- GAT00 H.-H. Gatzten, H.-D. Stölting, S. Büttgenbach, H. Dimigen: "A Novel Variable Reluctance Micromotor for Linear Actuation" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 363-366
- GAT02a H.-H. Gatzten, J. Zeadan, A. Karyazin: "High Precision Machining of a Longitudinal Bearing for a Linear Microactuator" Proc. 3rd International Euspen Conference, Eindhoven, Niederlande, 2002, S. 325-328
- GAT02b H.-H. Gatzten: "Advances in European Magnetic MEMS Technology" Proc. Seventh International Symposium on Magnetic Materials, Processes and Devices, 202nd Meeting of The Electrochemical Society, 2002, Salt Lake City, UT, USA, 2002, S. 90-108
- GAT02c H.-H. Gatzten: "Technologien für Mikromotoren (Technology of Micromotors)", invited paper, Proc. MTT 2002, Erfurt, Germany, 2002, S.
- GAT03 H.-H. Gatzten, C. Kourouklis: "Chemical-mechanical Planarization of a SU-8/Copper Combination for MEMS" Proc. ASPE 18th Annual Meeting, Portland, Oregon, USA, 2003, S. 575-578
- GAT04a H.-H. Gatzten, C. Morsbach, C. Kourouklis: "Chemisch-Mechanisches Polieren von Wafern für Mikrosysteme", 61. Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, Vulkan Verlag, Essen, 2004, S. 317-329
- GAT04b H.-H. Gatzten, G. Günzel: "Improved Dicing Method for Thin Silicon Wafers" 4th euspen Int. Conference and 6th Ann. Gen. Meet. 2004, Glasgow, UK, 2004, S. 143-144
- GES00 T. Gessner: "Recent Progress of Microactuators" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 62-70
- GIL02 P.-A. Gilles, J. Delamare, O. Cugat: "Rotor for a brushless micromotor" Journal of Magnetism and Magnetic Materials, Im Druck, 2002
- GOO03 S. Goods, S. Graham, J. Kelly: "The Effects of Grain-Refinement and Heat Treatment on the Properties of Ni-Alloys for LIGA Microsystems" Proc. IMECE '03, ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., Nov. 2003, No. IMECE2003-42090

- GUC98 H. Guckel: "Progress in Magnetic Microactuators" *Microsystem Technologies*, Vol. 5, 1998, S. 59-61
- GUP88 D. Gupta, P. S. Ho: "Diffusion Phenomena in Thin Films and Microelectronic Materials (Materials Science and Process Technology Series)" Noyes Publications Park Ridge, New Jersey, USA, 1996
- GUT02 O. Gutfleisch et. al.: "Nanocrystalline High Performance Permanent Magnets" *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 242-245, 2002, S. 1277-1283
- HAD99 S. E. Hadian, D. R. Gabe: "Residual Stress in Electrodeposits of Nickel and Nickel-Iron Alloys" *Surface and Coating Technology* 122, 1999, S. 118-135
- HAH00 U. Hahn, W. Wischnewski, R. Glöß: "A New Piezo Spindle Drive Combines Microstep Movement and Continuous Motion" *Proc. Actuator 2000*, Bremen, 2000, S. 479-481
- HEI00 J. Heinrich, R. Hermann, M. Eccarius, E. Kallenbach: "Optimal Application Fields for Electromagnetic and Piezoceramic Actuators" *Proc. Actuator 2000*, Bremen, 2000, S. 615-618
- HEN64 M. E. Henstock, E. S. Spencer-Timms: "The Composition of Thin Electrodeposited Alloy Films with Special Reference to Nickel-Iron" *Proc. of the 6th International Metal Finishing Conference*, London, UK, May 1964, S. 179-185
- HEU96 K. Heumann: "Grundlagen der Leistungselektronik" B.G. Teubner, Stuttgart, 1996
- HIP03 R. Hipwell et. al.: "Hard Disk Drive Performance Enhanced by MEMS Devices" *Solid State Technology*, May 2003, S. 75-78
- HOE03 S. Hoen et.al.: "A High Performance Dipole Surface Drive for Large Travel and Force" *Proc. of the 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators, and Microsystems (Transducers 2003)*, Boston, USA, S. 344-347, 2003
- HOM00 Y. Homma et. al.: "Control of Photocorrosion in the Copper Damascene Process" *Journal of The Electrochemical Society*, 147 (3), 2000, S. 1193-1198
- HON03 G. Honga, A. S. Holmesa, M. E. Heatona, K. R. Pullen: "Design, Fabrication and Characterization of an Axial-Flow Turbine for Flow Sensing" *Proc. of the 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators, and Microsystems (Transducers 2003)*, Boston, USA, S. 702-705

- HOU02 L. Houlet et. al.: "Movable Vertical Mirror Arrays for Optical Microswitch Matrixes and their Electromagnetic Actuation" IEEE Journal on Selected Topics in Quantum Electronics, Vol. 8, No. 1, Jan./Feb. 2002, S. 58-63
- HSI02 G.-W. Hsieh, Y.-S. Hsieh, C.-R. Yang, Y.-D. Lee. "Novel Positive-Tone Thick Photoresist for High Aspect Ratio Microsystem Technology" Microsystem Technologies 8, 2002, S. 326-329
- IFW02 IFW, Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena: "Grundlagen der WZM, 5 Vorschubantriebe" Vorlesung, Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen (IFW), Universität Hannover, Dez. 2002
- JAN00 H. Janocha: "Microactuators - Principles, Applications, Trends" Proc. Vol. 1 MICRO.tec 2000, Expo 2000, Hannover, 2000, S. 61-67
- JAN01 H. Janocha: "Application Potential of Magnetic Field Driven New Actuators" Sensors and Actuators A 91, 2001, S. 126-132
- JUD00 J. W. Judy et. al.: "Integrated Ferromagnetic Microsensors and Microactuators" Proceedings of the fifth International Symposium on Magnetic Materials, Processes, and Devices, 198th Meeting of the Electrochemical Society, Phoenix, AZ, USA, Okt. 2000, S. 456-468
- JUD90 J. W. Judy, D. L. Polla, W. P. Robbins, "A Linear Piezoelectric Stepper Motor with Sub-Micrometer Step Size and Centimeter Travel Range" IEEE Transaction on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, Vol. UFFC-37, No. 5, Sep. 1990, S. 428-437
- JUF94 M. Jufer: "Size Limits and Characteristic Influence of Electromagnetic Actuators" Proc. Actuator 1994, Bremen, 1994, S. 390-393
- JUR01 F. Jurisch: "Entwicklungen auf dem Permanentmagnetsektor" Innovative Klein- und Mikroantriebe 2001, GMM-IMM-Fachtagung Mai 2001, Mainz, GMM-Fachbericht 33, 2001, S. 95-99
- KAL00a E. Kallenbach et. al.: "State and Trends in the Development of Magnetic Microactuators" Proc. Vol. 2 MICRO.tec 2000, Expo 2000, Hannover, 2000, S. 589, 2000
- KAL00b E. Kallenbach et. al.: "Permanent Magnetic Polymer-Bonded Material Basing on NdFeB and Their Application in Mini and Micro Actuators" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 611-614
- KAL91 E. Kallenbach, E. Räumschüssel, H. A. Tuan: "Electromagnetic Microactuators for the Mechanical Engineering and Precision Mechanics" Microsystem Technologies, 1991, S. 127-138
- KAW03 Y. Kawase et. al.: "3-D Eddy Current Analysis in a Silicon Steel Sheet of an Interior Permanent Magnet Motor" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 39, No. 3, May 2003, S. 1448-1451

- KEO00 R. Keoschkerjan et. al.: "Piezoelctric X-Y-Micropositioner Made of Photo-sensitive Glass to Form One Micro-Handling Unit" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 296-299
- KIE97 V. C. Kieling: "Parameters Influencing the Electrodeposition of Ni-Fe Alloys" Surface and Coatings Technology 96, 1997, S. 135-139
- KIM03 C.-H. Kim, H.-M. Jeong, J.-U. Jeon, Y.-K. Kim: "Silicon Micro XY-Stage With a Large Area Shuttle and No-Etching Holes for SPM-Based Data Storage" Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 12, No. 4, Aug. 2003, S. 470-478
- KLE00 S. Kleen et. al.: "Penny-Motor: A Family of Novel Ultraflat Electromagnetic Micromotors" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 193-196
- KLE03 O. Klein: "Motorische Kleinkunst" F&M Mechatronik, 111. Jahrgang, 4/2003, S. 30-33
- KLO02 V. Klocke: "Trends in Nanomanipulation: From Nanomotor to Micro Production Line" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 100-105
- KLÖ98 M. Klöpzig: "A Novel Linear Micromachined Electromagnetic Actuator Including Magnetic Suspension" Proc. Actuator 98, Bremen, 1998, S. 548-551
- KNÖ00 R. Knöfler et. al.: "Micromechanical Scanning Device for Large Vertical Range with High Resolution" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 83-86
- KOH02 T. Kohlmeier, V. Seidemann, S. Büttgenbach, H. H. Gatzen: "Application of UV Depth Lithography and 3D-Microforming for High Aspect Ratio Electromagnetic Microactuator Components" Microsystem Technologies 8, 2002, S. 304-307
- KOM00 M. Komori et.al.: "A Magnetically Driven Linear Microactuator with New Driving Method" Transactions of the Institute of Electrical Engineers of Japan, Part A, Vol. 120-A, No. 3, S. 283-8, 2000
- KOO02 F. Kools et. al.: "LaCo-Submitted Ferrite Magnets, a New Class of High-Grade Ceramic Magnets; Intrinsic and Microstrutural Aspects" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 1270-1276
- KOR02 A. Kortschäck, S. Fatikow: "Smart Materials for Actuation in Microrobots" Proc. SPIE Smart Structures, Devices and Systems, Vol. 4935, Melbourne, 2002, S. 1-14
- KOU02 C. Kourouklis, T. Kohlmeier, H. H. Gatzen: "The Application of Chemical-Mechanical Polishing for Planarizing a SU-8/Permalloy Combination Used in MEMS Devices" Sensors & Actuators: A Physical, 106 (1-3), 2003, pp. 268-271

- KRO98 S. Krongelb, L. T. Romankiw, J. A. Tornello: "Electrochemical Process for Advanced Package Fabrication" IBM Journal of Research and Development, Vol. 42, No. 5, 1998, Electrochemical Microfabrication, <http://www.research.ibm.com/journal/rd/425/krongelb.html>
- KUN00 Th. Kunz et. al.: "Electromagnetic Microactuators for Optical Applications" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 355-358
- LAG99 L. K. Lagorce, O. Brand, M. G. Allen: "Magnetic Microactuators Based on Polymer Magnets" IEEE Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 8, No. 1, 1999, S. 2-9
- LAU00 K. J. DeLaurentis, C. Mavroidis, C. Pfeiffer: "Development of a Shape Memory Alloy Actuated Hand" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 281-284
- LEE00 G. B. Lee et. al.: "Analysis of Micromachined Electro-Thermal Bent-Beam Actuators and Their Applications on Micro-Grippers/Micro-Optics" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 79-82
- LEE03 S. Lee et. al.: "Design, Modelling, and Fabrication of a Micro Corona Motor" Proc. IMECE '03, ASME International Mechanical Engineering Congress, Washington, D.C., Nov. 2003, No. IMECE2003-41587
- LEH96 H. Lehr et. al.: "Towards the Commercialisation of Microactuators" Proc. SPIE's Photonics East, Vol. 2906, Boston, Mass., USA, 1996
- LIC03 V. Licht, E. Ernst, N. Huber: "Simulation of the Hertzian Contact Damage in Ceramics" Modelling and Simulation Material Science Engineering 11, 2003, S. 477-486
- LIL02 A. S. Lileev, A. A. Parilov, V. G. Blatov: "Properties of Hard Magnetic Nd-Fe-B Films Versus Different Sputtering Conditions" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 1300-1303
- LIU03 F. Liu et. al.: "Perpendicular Recording Heads for Extremely High-Density Recording" IEEE Transactions on Magnetics, Vol 39, No. 4, Jul. 2003, S. 1942-1948
- LÖC00 B. Löchel: "Thick-Layer Resists for Surface Micromachining" Journal on Micromechanical Microengineering 10, 2000, S. 108-115
- LÖC93 B. Löchel et. al.: "Fabrication of Magnetic Microstructures by Using Thick Layer Resists" Microelectronic Engineering 21, 1993, S. 463-466
- LÖC94 B. Löchel et. al.: "Electroplated Electromagnetic Components for Actuators" Proc. Actuator 1994, Bremen, 1994, S. 109-113

- LÜD82 F. Lüdicke: "Untersuchungen zur Abplattung beim Antasten von Ebenen und V-Nuten mit Stahlkugeln" Dissertation, FB Maschinenbau und Elektrotechnik, TU Braunschweig, Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig, 1982
- MAT04 N. Matsuoka et. al.: "Magnetostrictive Characteristics of Fe-Ga Thin Films Prepared by Magnetron Sputtering" Proc. Actuator 2004, Bremen, 2004, S. 371-373
- MEN02 P. Meneroud, M. Azeau, F. Bloch, F. Claeysen: "Impact of Miniaturisation Technologies on the Structure and Performance of Micro Motor for Watches Applications" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 524-527
- MES01 Mesa+: allg Informationsvortrag Mikrotechnologie, Nanotechnologie, Mesa+, University of Twente, 2001
- MEY03 N. Meyer: "Linearbewegung mit High-Speed" Der Zuliefermarkt April, 2003, S. 54-56
- MIC03 Homepage Microfabrication Laboratory, University of California at Berkeley, USA, 2003, <http://microlab.berkeley.edu>
- MIC99 Micro-Optronic Messtechnik GmbH: "Betriebsanleitung Laseroptischer Wegsensor, Typ optoNCDT 1800" Datenblatt, Langebrück, 1999
- MPS04 Magnet-Physik Dr. Steingroever GmbH: "Hall Generators" Datenblatt zu HGA-2010, <http://www.magnet-physik.de>, Köln, 2004
- MÜN89 W. v. Münch: "Werkstoffe der Elektrotechnik" B.G. Teubner, Stuttgart, 1989
- MYM02 MyMotors & Actuators GmbH: "Excellence in Ultra Flat Motor Designs" Werbebroschüre, auch mit Harmonic-Drive des IMM
- NEU02 V. Neu et. al.: "Hard Magnetic SmCoThin Films Prepared by Pulsed Laser Deposition" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242- 245, 2002, S. 1290-1293
- NIT86 K. Nitzsche, H.-J. Ullrich: "Funktionswerkstoffe der Elektrotechnik und Elektronik" Dr. Alfred Hüthig Verlag, Heidelberg, 1986
- OTA96 H. Ota et. al.: "Coil Winding Process for Radial Gap Type Electromagnetic Devices with Cylindrical Stator" IEEE, 1996, S. 325-330
- PAR00 Parker Hannifin GmbH, EMD HAUSER: "MaxPlus® Linear Servo Motors" Datenblatt, Catalog 8000-4/USA, 2000
- PER02 L. Perez et. al.: "Magnetic Properties of CoNiFe Alloys Electrodeposited under Potential and Current Control Conditions" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 163-165
- PHY01 PhysicsWeb – Physics world Magazine, <http://physicsweb.org>, 2001

- RAS01 F. E. Rasmussen et. al.: "Electroplating and Characterization of Cobalt-Nickel-Iron and Nickel-Iron for Magnetic Microsystems Applications" Sensors and Actuators 92, 2001, S. 242–248
- REY00 F. D. Reynolds: "Variable-Pole-Pitch Linear Synchronous Motors and their Potential in Automatic Transportation Systems" <http://faculty.washington.edu/jbs/itrans/reynolds-lsm.htm>
- REY02 G. Reyne: "Electromagnetic Actuation for MOEMS, Examples, Advantages, and Drawbacks of MAGMAS" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 1119-1125
- ROB02 C. Robinson, R. Wood, T. Hoang: "Problems and Issues in the Development of Inexpensive High-Aspect-Ratio MEMS Mechanical Logic Devices for Fuze Safety and Arming" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 528-532
- ROH02 R. Rohner: "Industrielle Linearmotoren / Basis innovativer Lösungen" www, LinMot ® / Sulzer Electronics AG, Schweiz, 2003
- ROS02 Th. Roschke: "Miniaturised Bipolar Electromagnetic Actuators for Space Applications" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 664-667
- ROT00 S. Roth, A. Minett, R. Baughman, O. Jaschinski: "Actuators from Carbon Nanotubes" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 205-207
- RUP97 R. Ruprecht et. al.: "Various Replication Techniques for Manufacturing Three-Dimensional Metal Microstructures" Microsystem Technologies 4, 1997, S. 28-31
- SAN02 Sandia National Laboratories, <http://www.sandia.gov>, 2002
- SAP03 Saphirwerk: Datenblatt zu Keramikkugeln, Saphirwerk Industrieprodukte AG, CH-2555 Bruegg/Biel, <http://www.saphirwerk.com>, 2003
- SCH00 C. Schäffel, M. Katzschmann, S. Michael, S. Pause: "Planare Direktantriebe für Hochleistungsmaschinen" F&M, Bd. 6, S. 18-22, 2000
- SCH01a W. Schinköthe, H.-J. Furchert: "Elektrodynamische Linear- und Mehrkoordinatenantriebe" In: Stölting, H.-D., Kallenbach, E. (Hrsg.): "Handbuch elektrischer Kleinantriebe" Hanser-Verlag, Leipzig, 2001
- SCH01b D. S. Schreiber, W.-J. Cheng, J. M. Maloney, D. L. DeVoe: "Surface Micromachined Electrothermal V-Beam Micromotors" Proc. IMECE '01, ASME International Mechanical Engineering Congress, New York, USA, Nov. 2001, No. IMECE2001/MEMS-23821
- SCH02 J.-B. Schweer: "A New Planar Electromagnetic Micromotor with Ultra-small Volume" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 192-195

- SCH98 P. Schloßmacher et. al.: "Herstellung und Charakterisierung von Ni-Legierungen in der Mikrostrukturtechnik" Nachrichten - Forschungszentrum Karlsruhe, Jahrg. 30, 3-4/1998, S. 207-214
- SEH00 H. Sehr et. al.: "A 3-Dimensional Actuator Based on a Novel Combination of Thermally Actuated Planar and Vertical Bimorphs" Proc. Actuator 2000, Bremen, S. 486-489, 2000
- SEI03 V. Seidemann, J. Edler, S. Büttgenbach, H.-D. Stölting: "Linear Variable Reluctance (VR) Micro Motor with Horizontal Flux Guidance: Concept, Simulation, Fabrication and Test" Proc. of the 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators, and Microsystems (Transducers 2003), Boston, USA, S. 1415-1418
- SEI88 H. O. Seinsch: "Grundlagen elektrischer Maschinen und Antriebe" B.G. Teubner, Stuttgart, 1988
- SEI92 H. O. Seinsch: "Oberfelderscheinungen in Drehfeldmaschinen" B.G. Teubner, Stuttgart, 1992
- SIE01 S. O. Siems, J. Meins, C. Deeg, H. Mosebach: "Schubstarker PM-erregter Synchronlinearmotor zur Massenbeschleunigung" Deutsche Kurzfassung des LDIA 2001 - Beitrags: "High Thrust Permanent Magnet Excited Linear Synchronous Drive for Mass Acceleration" http://www.iem.ing.tu-bs.de/paper/2001/smdm_01.htm, 2001
- SOM02 P. Sommer-Larsen, R. Kornbluh: "Polymer Actuators" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 371-378
- STE04 J. L. Steyn et. al.: "Micro Electric Machines for Micro Turbomachinery" Massachusetts Institute of Technology, <http://www.mit.edu>, 2004
- STÖ01a H.-D. Stölting, E. Kallenbach (Hrsg.): "Handbuch elektrischer Kleinantriebe" Hanser-Verlag, Leipzig, 2001
- STÖ01b H.-D. Stölting: "Mechatronik, der Motor der Klein- und Mikroantriebstechnik" Innovative Klein- und Mikroantriebe 2001, GMM-IMM-Fachtagung Mai 2001, Mainz, GMM-Fachbericht 33, 2001, S. 9-12
- SUL01 M. Sulfridge, T. Saif, N. Miller, K. O'Hara: "Actuation of MEMS by Light: an Optical Actuator" Proc. IMECE '01, ASME International Mechanical Engineering Congress, New York, USA, Nov. 2001, No. IMECE2001/MEMS-23816
- SUL98 E. J. O'Sullivan et. al.: "Integrated, Variable-Reluctance Magnetic Mini-motor" IBM Journal of Research and Development, Vol. 42, No. 5, Electrochemical Microfabrication, <http://www.research.ibm.com/>, 1998

- TAB00 I. Tabakovic et. al.: "Organic Additives in the Electrochemical Preparation of Soft Magnetic CoNiFe Films" Journal of The Electrochemical Society, 147 (1), 2000, S. 219-226
- TAN01 P. T. Tang: "Pulse Reversal Plating of Nickel and Nickel Alloys for Microgalvanics" Electrochimica Acta 47, 2001, S. 61–66
- TEL02 J. Tellinen et. al.: "Basic Properties of Magnetic Shape Memory Actuators" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 566-569
- THI00 E. Thielicke, E. Obermeier: "Microactuators and their Technologies" Mechatronics 10, 2000, S. 431-455
- UCH02 K. Uchino: "Piezoelectric Actuators 2002 - New Material, Design and Drive/Control Related Issues -" Proc. Actuator 2002, Bremen, 2002, S. 33-40
- UCH04 K. Uchino: "Piezoelectric Actuators 2004" Proc. Actuator 2004, Bremen, 2004, S. 38-47
- VAC01a Vacuumschmelze GmbH & Co. KG: "Vacophan 3.5 - Magnet-Foil based on Nd-Fe-B alloy-powder" Datenblatt, Hanau, 2001
- VAC01b Vacuumschmelze GmbH & Co. KG: "Weichmagnetische Kobalt-Eisen-Legierungen" Datenblatt zu Vacoflux 50, Hanau, 2001
- VAC04 Vacuumschmelze GmbH & Co. KG: Datenblatt zu Vacomax 240 HR, (SmCo), www.vacuumschmelze.de, 2004
- VAS02 A. Vassilev: "Magnetically Driven Shape Memory Alloys" Journal of Magnetism and Magnetic Materials 242-245, 2002, S. 66-67
- VER00 M. Versteyhe, D. Reynaerts, F. Al-Bender, H. Van Brussel: "A Rigid and Accurate XYZ Positioning System Based on a Piezo-Electric Stepper Drive" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 300-303
- VET00 P. Vettiger et. al.: "The "Millipede"— More Than One Thousand Tips for Future AFM Data Storage" IBM Journal on Research and Development, Vol. 44, No. 3, Mai 2000, S. 323-340
- WAG93 B. Wagner et.al.: "Permanent Magnet Micromotors on Silicon Substrates" Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 2, No. 1, 1993, S. 23-29
- WAL04 S. Walter: "Entwicklung miniaturisierter elektrodynamischer Energiewandler mit Reluktanzläufer" Dissertation, Fakultät V, TU Berlin, Feb. 2004
- WAN02 Y. Wang et. al.: "Design and Analysis of a New Multiphase Polygonal-Winding Permanent-Magnet Brushless DC Machine" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 3258-3260

- WAN03a J. Wang, D. Howe, G. W. Jewell: "Fringing in Tubular Permanent-Magnet Machines: Part I. Magnetic Field Distribution, Flux Linkage, and Thrust Force" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 39, No. 6, Nov. 2003, S. 3507-3516
- WAN03b J. Wang, D. Howe, G. W. Jewell: "Fringing in Tubular Permanent-Magnet Machines: Part II. Cogging Force and Its Minimization" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 39, No. 6, Nov. 2003, S. 3517-3522
- WEL01 C. Welk, B. Gundelsweiler, W. Schinköthe: "Integrierte Wegmessung in Lineardirektantrieben" Innovative Klein- und Mikroantriebe 2001, GMM-IMM-Fachtagung Mai 2001, Mainz, GMM-Fachbericht 33, 2001, S. 53-60
- WIC02 H. Wicht: "Market Analysis for Microsystems 2000 - 2005", Nexus Marktstudie, Dr. Henning Wicht - WTC, 2002
- WOL92 I. Wolff: "Grundlagen und Anwendungen der Maxwellschen Theorie II" B.I. Wissenschaftsverlag, Mannheim/Leipzig/Wien/Zürich, 1992
- WRS00 P. Wrschka, J. Hernandez, G. S. Oehrlein, J. King: "Chemical Mechanical Planarization of Copper Damascene Structures" Journal of The Electrochemical Society, 147 (2), 2000, S. 706-712
- WUT00 M. Wuttig, L. McD. Schetky: "Shape Memory Actuators in MEMS and Medicine" Proc. Actuator 2000, Bremen, 2000, S. 151-155
- YAM00 F. Yamashita, Y. Yamagata, H. Fukunaga: "Anisotropic Nd-Fe-B Based Flexible Bonded Magnet for Small Permanent Magnet Motors" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 36, No. 5, Sep. 2000, S. 3366-3369
- YAN01 C. Yang et. al.: "An Axial Flux Electromagnetic Micromotor" Journal on Micromechanical Microengineering 11, 2001, S. 113-117
- YAN03 H. H. Yang et. al.: "Ferromagnetic Micromechanical Magnetometers" Sensors and Actuators, A (Physical), Vol. A 103, No. 1-2, Jan. 2003, S. 242-252
- YAS99 A. A. Yasseen et. al.: "A Rotary Electrostatic Micromotor 1 x 8 Optical Switch" IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics, Vol. 5, No. 1, Jan/Feb 1999, S. 26-32
- YI01 F. Yi, L. Peng, J. Zhang, Y. Han: "A New Process to Fabricate the Electromagnetic Stepping Micromotor Using LIGA Process and Surface Sacrificial Layer Technology" Microsystems Technologies 7, 2001, S. 103-106
- ZAN02 I. Zana, G. Zangari: "Electrodeposited Co-Pt Permanent Micromagnet Arrays on Cu(111)-Si(110) Substrates" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 2544-2546

-
- ZHI02 Y. Zhilichev, P. Campbell, D. Miller: "In Situ Magnetization of Isotropic Permanent Magnets" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 2988-2990
- ZOU02 P. Zou, W. Yu, J. A. Bain: "Influence of Stress and Texture on Soft Magnetic Properties of Thin Films" IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 38, No. 5, Sep. 2002, S. 3501-3520

13 Anhang

13.1 Elektronische Schaltungen

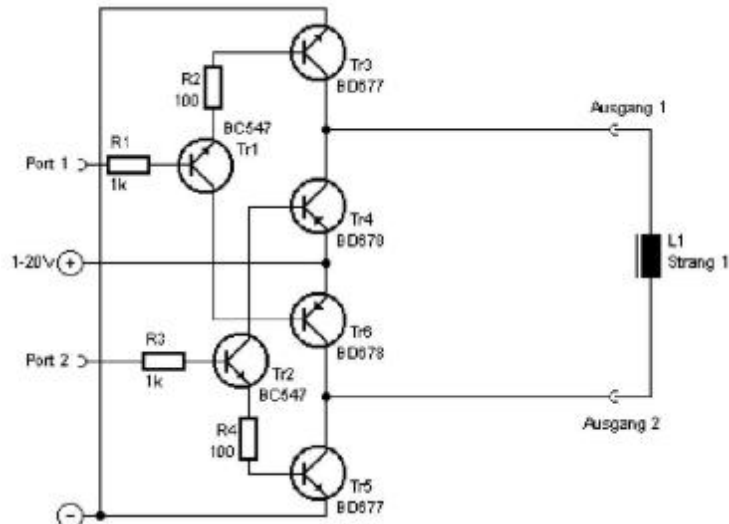


Abbildung 13.1: Brückenschaltung mit Leistungstransistoren zur Ansteuerung der Motorstränge (hier nur einer abgebildet), Freilaufdioden sind wegen der relativ geringen Induktivität und dem hohen Widerstand nicht notwendig

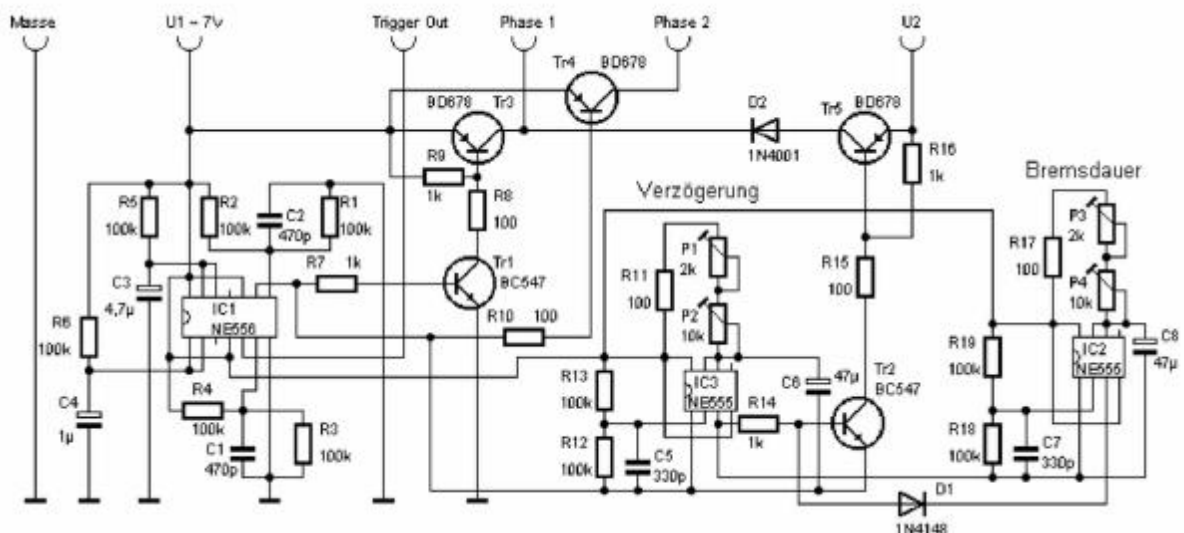


Abbildung 13.2: Zeitverzögerungsschaltung für die elektronische Bremsung zur Optimierung des Einschwingverhaltens

13.2 Programm zur Motoransteuerung im Schrittbetrieb

Im Folgenden ist das Programm zur Steuerung des linearen Synchronmotors im Halbschrittbetrieb für die in Kapitel 13.1 dargestellte Ansteuerungselektronik wiedergegeben. Das Programm wurde auf dem PC kompiliert und auf einen Ein-Platinen-Computer mit Hilfe der entsprechenden Soft- und Hardware überspielt („C-Control-Einheit“ mit Motorola-Mikroprozessor MC68HC05B6, getaktet mit 4 MHz, 6 + 8 kByte Speicher, 16 Digitalports, 8 AD-Wandler und 2 PWM-DA-Wandler, RS 232 Schnittstelle etc.). Die Programmiersprache beruht im wesentlichen auf BASIC und soll daher nicht weiter erläutert werden:

```
' ***** Definitionen *****

define ph1a Port[1]           ' ***** Digital-Port-Definition *****
define ph1b Port[2]
define ph2a Port[3]
define ph2b Port[4]
define ph3a Port[5]
define ph3b Port[6]
define D_1 Port[7]
define D_2 Port[8]
define D_3 Port[9]
define D_4 Port[10]
define D_5 Port[11]
define D_6 Port[12]
define D_7 Port[13]
define D_8 Port[14]
define re Port[15]
define li Port[16]

define analog ad[1]         ' ***** Analog-Port-Definition *****

define takt byte            ' ***** Variablen-Definition *****
define z byte
define i byte
define merker byte
define maxi byte

' ***** Programm *****
re = 1
li = 1

Pause 50                    ' ***** Initialisierung *****

  ph1a = 0
  ph1b = 0
  ph2a = 0
  ph2b = 0
  ph3a = 0
  ph3b = 0
  D_1 = 0
  D_2 = 0
  D_3 = 0
  D_4 = 0
  D_5 = 0
  D_6 = 0
  D_7 = 0
  D_8 = 0
  i = 0
  z = 1
  maxi = 0
  merker = 1

Pause 50

re = 0
li = 0
```

```
#LOOP                                     ' ***** Haupt-Programm-Schleife *****
' ***** Automatischer Betrieb *****
takt = 20                                 ' ***** 5 Schritte rechts, langsam *****
maxi = 6
gosub RECHTS
takt = 20                                 ' ***** 10 Schritte links, langsam *****
maxi = 11
gosub LINKS
takt = 10                                 ' ***** 2 Schritte rechts, mittel *****
maxi = 3
gosub RECHTS
takt = 20                                 ' ***** 3 Schritte rechts, langsam *****
maxi = 4
gosub RECHTS
' ***** Nulllage *****
takt = 10                                 ' ***** 5 Schritte links, mittel *****
maxi = 6
gosub LINKS
takt = 10                                 ' ***** 5 Schritte rechts, mittel *****
maxi = 6
gosub RECHTS
takt = 10                                 ' ***** 5 Schritte links, mittel *****
maxi = 6
gosub LINKS
takt = 10                                 ' ***** 5 Schritte rechts, mittel *****
maxi = 6
gosub RECHTS
' ***** Nulllage *****
takt = 5                                  ' ***** 3 Schritte links, schnell *****
maxi = 4
gosub LINKS
takt = 10                                 ' ***** 2 Schritte links, mittel *****
maxi = 3
gosub LINKS
takt = 5                                  ' ***** 5 Schritte rechts, schnell *****
maxi = 6
gosub RECHTS
' ***** Nulllage *****
takt = 20                                 ' ***** 5 Schritte rechts, langsam *****
maxi = 6
gosub RECHTS
takt = 20                                 ' ***** 10 Schritte links, langsam *****
maxi = 11
gosub LINKS
takt = 5                                  ' ***** 3 Schritte rechts, schnell *****
maxi = 4
gosub RECHTS
takt = 20                                 ' ***** 2 Schritte rechts, langsam *****
maxi = 3
gosub RECHTS
' ***** Nulllage *****
re = 0
li = 0
re = 1
li = 1
pause 50
re = 0
li = 0
goto LOOP
```

```

' ***** Unterroutinen *****
#RECHTS                                ' ***** Auto-Rechts-Betrieb *****
                                        ' ***** Parameter: merker, takt, maxi *****

re = 1
z = 1

if merker = 1 then goto Schritt1        ' ***** Sprung zum richtigen Schritt *****
if merker = 2 then goto Schritt2
if merker = 3 then goto Schritt3
if merker = 4 then goto Schritt4
if merker = 5 then goto Schritt5
if merker = 6 then goto Schritt6
if merker = 7 then goto Schritt7
if merker = 8 then goto Schritt8
if merker = 9 then goto Schritt9
if merker = 10 then goto Schritt10
if merker = 11 then goto Schritt11
if merker = 12 then goto Schritt12

#Schritt1                               ' ***** Abarbeitung der Schritte *****
  ph3b = 0
  ph1a = 1
  pause takt
  merker = 1
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt2
  ph2b = 1
  pause takt
  merker = 2
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt3
  ph1a = 0
  pause takt
  merker = 3
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt4
  ph3a = 1
  pause takt
  merker = 4
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt5
  ph2b = 0
  pause takt
  merker = 5
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt6
  ph1b = 1
  pause takt
  merker = 6
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt7
  ph3a = 0
  pause takt
  merker = 7
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt8
  ph2a = 1
  pause takt
  merker = 8
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

```

```

#Schritt9
  ph1b = 0
  pause takt
  merker = 9
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt10
  ph3b = 1
  pause takt
  merker = 10
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt11
  ph2a = 0
  pause takt
  merker = 11
  if z = maxi then goto ENDERECHTS
  z = z + 1

#Schritt12
  ph1a = 1
  pause takt
  merker = 12
  if z = maxi then goto ENDERECHTS else goto Schritt1
  z = z + 1

#ENDERECHTS
re = 0
i = 0

return

#LINKS
' ***** Auto-Links-Betrieb *****
' ***** Parameter: merker, takt, maxi *****

  li = 1
  z = 1

  if merker = 1 then goto Schritt_1
  if merker = 2 then goto Schritt_2
  if merker = 3 then goto Schritt_3
  if merker = 4 then goto Schritt_4
  if merker = 5 then goto Schritt_5
  if merker = 6 then goto Schritt_6
  if merker = 7 then goto Schritt_7
  if merker = 8 then goto Schritt_8
  if merker = 9 then goto Schritt_9
  if merker = 10 then goto Schritt_10
  if merker = 11 then goto Schritt_11
  if merker = 12 then goto Schritt_12

  ' ***** Sprung zum richtigen Schritt *****

#Schritt_12
  ph3b = 1
  ph1a = 1
  pause takt
  merker = 12
  if z = maxi then goto ENDELINKS
  z = z + 1

  ' ***** Abarbeitung der Schritte *****

#Schritt_11
  ph1a = 0
  pause takt
  merker = 11
  if z = maxi then goto ENDELINKS
  z = z + 1

#Schritt_10
  ph2a = 1
  pause takt
  merker = 10
  if z = maxi then goto ENDELINKS
  z = z + 1

```

```
#Schritt_9
ph3b = 0
pause takt
merker = 9
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_8
ph1b = 1
pause takt
merker = 8
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_7
ph2a = 0
pause takt
merker = 7
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_6
ph3a = 1
pause takt
merker = 6
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_5
ph1b = 0
pause takt
merker = 8
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_4
ph2b = 1
pause takt
merker = 4
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_3
ph3a = 0
pause takt
merker = 3
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_2
ph1a = 1
pause takt
merker = 2
if z = maxi then goto ENDELINKS
z = z + 1

#Schritt_1
ph2b = 0
pause takt
merker = 1
if z = maxi then goto ENDELINKS else goto Schritt_12
z = z + 1

#ENDELINKS
li = 0
i = 0

return
```