



KfK 5088
September 1992

Entwicklung, Optimierung und Test von elektrostatischen Mikromotoren nach dem LIGA-Verfahren

U. Wallrabe, P. Bley, J. Mohr
Institut für Mikrostrukturtechnik

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Institut für Mikrostrukturtechnik

Kfk 5088

**Entwicklung, Optimierung und Test
von elektrostatischen Mikromotoren
nach dem LIGA-Verfahren**

U. Wallrabe*), P. Bley, J. Mohr

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Entwicklung, Optimierung und Test von elektrostatischen Mikromotoren nach dem LIGA-Verfahren

Zusammenfassung

Im Rahmen der Entwicklung neuer Aktorprinzipien für die Mikrosystemtechnik wird in dieser Arbeit ein neues Konzept eines elektrostatischen Mikromotors nach dem mit einer Opferschicht kombinierten LIGA-Verfahren vorgestellt.

Die kritischen Abmessungen sowie die technischen Möglichkeiten im Falle rotierender Mikrostrukturen wurden anhand von Mikroturbinen erarbeitet. Es wurde gezeigt, daß in Abhängigkeit der Auslegung des jeweiligen Lagers ein minimales Lagerspiel von $2,5 \mu\text{m}$ möglich ist und daß die Turbinen eine Lebensdauer von ca. 85 Millionen Umdrehungen haben.

Für einen kontinuierlichen Motorbetrieb sind mindestens drei Phasen und sechs Statorpole erforderlich. Die Antriebskraft wächst mit der Kapazitätsänderung der Pole, was im allgemeinen durch eine große Anzahl an Polen gewährleistet wird. Bei dem vorgestellten Motor sind alle Pole, die zu einer Phase gehören, auf zwei sich gegenüberliegenden Statorpolschuhen zusammengefaßt, was zu einer gezahnten Kontur der Statoren und des Rotors sowie zu weniger Bondkontakten führt. Aufgrund eines labilen elektrostatischen Gleichgewichtes zwischen zwei gegenüberliegenden Statoren wird der Rotor gegen die Achse gezogen und verursacht dort starke Reibung. Diese wird geringer, wenn der Rotor auf der Achse abrollen kann anstatt auf ihr zu gleiten. Um eine Rollbewegung zu realisieren, müssen die Rotorradien und das Lagerspiel auf die Schrittweite des Motors abgestimmt werden. Aus dieser Rollbedingung ist leicht ersichtlich, daß eine Rollbewegung bei kleinem Lagerspiel nur aufgrund der Zahnung des Rotors und der damit verbundenen geringen Polbreite möglich ist.

Die Periodizität der Zahnung wurde mit Hilfe von FEM und den Faraday-Maxwell'schen Spannungen im Hinblick auf ein hohes antreibendes Drehmoment optimiert. Die Periode sollte bei Motoren, die ein Lagerspiel von knapp $5 \mu\text{m}$ haben, größer als $30 \mu\text{m}$ sein und das Verhältnis von Zahnbreite zu -lücke sollte ca. 0,4 betragen.

Die Reibungskoeffizienten wurden durch Messung der minimal möglichen Betriebsspannung abgeschätzt. Der Rollreibungskoeffizient auf der Achse beträgt ca. 0,05 und ist vergleichbar mit denen makroskopischer Systeme. Die Gleitreibungszahl auf dem Substrat ist mit 0,08 ziemlich klein, was eventuell auf axiale Komponenten der elektrostatischen Kraft zurückzuführen ist. Ein scheinbar mit der Substratreibung in Zusammenhang stehender Term wächst quadratisch mit der Geschwindigkeit.

Development, Optimization and Test of Electrostatic Micromotors made by the LIGA Process

Summary

In order to develop new actuator principles adaptable to microsystem technology a new concept of an electrostatic micro motor is presented in this work. The motor is made by the LIGA process in combination with a sacrificial layer technique.

The critical dimensions and the technical possibilities of this integrated fabrication of rotating microstructures have been found out with the help of micro-turbines driven by a gas stream. It could be shown that a bearing clearance of down to $2.5\ \mu\text{m}$ is possible depending on the kind of the bearing chosen. The lifetimes of the turbines were observed to be around 85 millions of revolutions.

To drive an electrostatic micromotor continuously at least 3 phases generated by six stator poles are necessary. The driving force at a given voltage increases proportional to the change in capacitance of the poles which in general is obtained by a large number of poles. In this motor design all the poles belonging to one phase are collected on two opposite large stator pole shoes which gives rise to a tooth like shape of both, the stators and the rotor, and which reduces the number of bonds needed for electrical contact. Due to an unstable electrostatic equilibrium between the opposite stator poles the rotor is pulled towards the axle which causes serious friction between both. This friction will be small if the rotor can roll on the axle without sliding on it. To realize such a rolling motion it is essential to dimension the rotor radii and the bearing clearance in accordance to the motor's step width. A rolling motion with a small bearing clearance is only possible with the tooth like shape of the rotor and the stators and the resulting small pole width.

The geometry, i.e. the periodicity of the teeth etc., has been optimized to yield a large driving torque with the help of FEM employing the Faraday-Maxwell stresses. In the case of a motor with a bearing clearance of nearly $5\ \mu\text{m}$ the tooth period should be larger than $30\ \mu\text{m}$ and the ratio of tooth width and tooth gap should be around 0.4 .

The coefficients of friction of the micromotors during operation have been estimated by measuring the minimum driving voltage needed. The coefficient of the rolling friction on the axle is around 0.05 which is comparable to coefficients known from macroscopics. The coefficient of friction of motion between the rotor and substrate is in the range of 0.08 which is quite low. This might be a consequence of axial components of the electrostatic force. A velocity dependent friction term increases with the square of the velocity and seems to be related to the substrate friction.

Inhaltsverzeichnis

	Liste der verwendeten Symbole	1
1	Einleitung	3
2	Mikroturbinen als technische Grundlage für einen Elektromotor	8
2.1	Herstellung rotierender Mikrostrukturen nach dem Opferschichtverfahren	8
2.2	Design von Mikroturbinen und deren kritische Abmessungen ...	10
2.2.1	Minimaler Achsradius in Abhängigkeit der Justier- genauigkeit	10
2.2.2	Lager und Lagerspiele	14
2.3	Betrieb und Lebensdauer	16
2.4	Zusammenfassung der Ergebnisse im Hinblick auf die Herstellung eines Mikromotors	20
3	Design eines elektrostatischen Mikromotors mit hohem Drehmoment bei vorgegebener Größe	22
3.1	Prinzip eines elektrostatischen Rotationsmotors	22
3.1.1	Theoretische Grundlagen	23
3.1.2	Phasenbetrachtung	25
3.2	Diskussion von Reibungstermen und des resultierenden Drehmomentes	29
3.3	Anpassung des Designs an eine Rollbewegung	35
4	Berechnung des antreibenden Drehmomentes zur Optimierung der Motorgeometrie mit FEM	40
4.1	Definition des mathematischen Problems	41
4.2	Rechenablauf	43

4.2.1	Berechnung des Potentials	43
4.2.2	Berechnung des Drehmomentes	45
4.2.3	Summation des Drehmomentes im Luftspalt anstatt auf der Rotoroberfläche zur Verminderung des Rechenaufwandes	46
4.3	Optimierung des Drehmomentes	47
4.3.1	Ziel der Optimierung	47
4.3.2	Festlegen der Parameter	49
4.3.3	Einfluß des Verhältnisses von Zahnbreite zu Zahnlücke	51
4.3.4	Einfluß des Lagerspiels	53
4.3.5	Einfluß der Periode	54
4.3.6	Einfluß der Zahl der Rotorzähne	56
4.3.7	Einfluß der engsten Luftspaltweite	58
4.4	Diskussion und Zusammenfassung der Design-Optimierung	59
5	Experimentelle Ergebnisse	61
5.1	Herstellung und Präparation von Mikromotoren	61
5.2	Messung der Stoppspannung als minimal notwendige Betriebsspannung	63
5.3	Bestimmung der Reibungskoeffizienten aus dem Achsenabschnitt	66
5.4	Vergleich von Zylinder- und Wellenlager	70
6	Zusammenfassung und Diskussion	72
6.1	Zusammenfassung	72
6.2	Diskussion	75
	Literaturverzeichnis	79

Liste der verwendeten Symbole

α	: Phasenwinkel
b	: Breite der Zähne
C	: Kapazität
c_j	: Proportionalitätskonstanten
d	: engste Luftspaltweite zwischen den Kondensatorplatten
D	: elektrische Verschiebungsdichte
δ	: Drehwinkel des Rotors bei einer Abrollbewegung
Δ	: Laplace-Operator
E	: elektrische Feldstärke
E_k	: diverse Energiebeiträge
ε	: Dielektrizitätskonstante in Materie
ε_0	: elektrische Feldkonstante
f_{RS}	: Reibungskoeffizient auf dem Substrat
f_{RA}	: Reibungskoeffizient auf der Achse
f_{Takt}	: Taktfrequenz
f_{dreh}	: Drehfrequenz des Rotors
F	: Kraft
F_G	: Gewichtskraft des Rotors
ϕ	: elektrisches Potential
g	: Erdbeschleunigung
γ	: Drehwinkel des Rotors während eines Schaltzyklus
h	: Lagerspiel
h_S	: Strukturhöhe
J	: Trägheitsmoment des Rotors
J_0	: Justiergenauigkeit
l	: Breite der Lücke zwischen den Zähnen
λ	: Drehwinkel des Rotors während eines einzelnen Schaltimpulses
n	: Normalenvektor
N_A	: Zahl der aktiven, d.h. an Spannung gelegten Kondensatoren
N_R	: Zahl der Rotorzähne
N_{St}	: Zahl der Zähne pro Stator
μ	: Viskosität
μ'	: Rollreibungskoeffizient
p	: Faraday-Maxwell'sche Spannung
p	: Periode der Zahnung

- p_R : Periode der Zahnung auf dem äußeren Umfang des Rotors
- r : Hebelarm
- R_i : Radius der Rotorinnenbohrung
- R_L : Lager- bzw. Achsradius
- R_R : äußerer Rotorradius
- ρ : Dichte
- ρ_e : Ladungsdichte
- T : Drehmoment
- T_k : diverse Drehmomentbeiträge (z-Komponente)
- T_{norm} : normiertes Drehmoment (z-Komponente)
- U : Potentialdifferenz, angelegte Spannung
- V : Verhältnis von Zahnbreite zu Zahnlücke
- x : überlappende Breite der Kondensatorplatten
- ω : Winkelgeschwindigkeit
- Ω : komplexes Potential mit ϕ und ψ als Real- und Imaginärteil

1 Einleitung

Die Mikroelektronik hat das menschliche Leben innerhalb der letzten drei Jahrzehnte mit beispiellosem Fortschritt in allen Bereichen nachhaltig verändert. Ein Arbeitsplatz ohne Computer ist kaum noch vorstellbar, eine sensorgesteuerte, intelligente Fahrwerksregelung gehört bald zu einer serienmäßigen Ausstattung eines Autos, und Rechenschieber und Logarithmentafeln sind heutigen Schülern bereits unbekannt.

Mit der rasanten Entwicklung der Mikroelektronik konnten weder die Mikrooptik noch die Mikromechanik schritthalten, die viele neue Perspektiven im Bereich der Sensorik eröffnet, wie z.B. anhand vieler verschiedener Beschleunigungs- und Drucksensoren gezeigt wurde /1, 2/. Die Mikromechanik bietet aber auch vor allem die Möglichkeit, mit miniaturisierten Stellgliedern und mikrotechnisch angepaßten Antrieben das weite Feld der Aktorik zu erschließen, deren Anwendungspotential sehr groß ist. Pumpen und Ventile /3/ sowie einfache, mechanische Bauteile wie Schalter, Hebel, Gelenke /4/ und Greifer /5/, die zur Manipulation kleinster Strukturen in der Mikrorobotik eingesetzt werden sollen, sind nur einige Beispiele, die hier genannt werden sollen. Viele Präzisionsstellglieder und Kleinstbauteile werden jedoch nach wie vor mit feinerwerktechnischen, konventionellen Methoden hergestellt. Damit sind erstens der weiteren Miniaturisierung Grenzen gesetzt, und zweitens ist die Herstellung verhältnismäßig aufwendig, da Einzelteile gefertigt und anschließend zu Kleinstbauteilen montiert werden müssen. Aus diesem Grunde ist die Nachfrage nach integrierten Fertigungsmethoden für mechanische Bauelemente, bei der viele Teile gleichzeitig auf einem Chip oder einem Substrat gefertigt werden, groß. Darüberhinaus kann eine mit Mikroelektronik und -optik integriert auf einem Träger kombinierte Mikromechanik als komplexes Mikrosystem einen weit gefächerten Einsatz in allen Sparten der Ingenieurwissenschaften finden /6/. Bei einem solchen Mikrosystem wird ein Signal aus der Umwelt von einem Sensorarray gemessen. Das Signal wird von einer intelligenten Elektronik ausgewertet, die Steuerimpulse an verschiedene Aktoren gibt, die reagieren und selbständig etwas bewegen oder schalten. Neben der Meß- und Regeltechnik, der Prozeß-, Fertigungs- und Automatisierungstechnik stellt besonders die Medizintechnik ein großes Forschungsgebiet dar, das hohe Erwartungen an die Mikrosystemtechnik knüpft.

Für jegliche Art und Anwendung von mikromechanischen Elementen in der Aktorik ist die Realisierung einer Bewegung mit Hilfe eines Antriebes eine notwendige Voraussetzung. Große Aufmerksamkeit wird dabei dem

elektrostatischen Antrieb gewidmet, der im Gegensatz zum elektromagnetischen Antrieb im Makroskopischen bedeutungslos geblieben ist, da zur Erzeugung großer Kräfte aufgrund der großen Elektrodenabstände sehr hohe Spannungen notwendig sind. Die Tatsache, daß die elektrostatische Kraft nach dem Coulomb-Gesetz mit dem reziproken Abstandsquadrat von einer geladenen Oberfläche wächst, sowie der Pascheneffekt /7/, der besagt, daß die Durchbruchfeldstärke sich ebenfalls umgekehrt proportional zum Abstand zweier entgegengesetzt geladener Elektroden verhält, wenn der Elektrodenabstand in der Größenordnung einiger Mikrometer liegt, machen den elektrostatischen Motor erst für die Mikromechanik interessant. Die historische Entwicklung des elektrostatischen Motors verdeutlicht als anschauliches Beispiel die unterschiedlichen Anforderungen und den Übergang von der Makro- in die Mikrotechnik. So wurde der erste rotierende elektrostatische Motor bereits 1748 als Funkenentladungsmotor von B. Franklin gebaut /8/, der jedoch nur eine Leistung von 0,1 W bei einem Rotordurchmesser von ca. einem Meter lieferte. Nachdem Faraday 1831 den ersten Generator vorstellte /9/, wurde kurz darauf der erste elektromagnetische Motor gebaut und bis heute zur Perfektion weiterentwickelt. Erst Ende der 60-er Jahre dieses Jahrhunderts wurde, abgesehen von einigen Arbeiten in den 20-er Jahren, im Rahmen der fortschreitenden Miniaturisierung die Idee des elektrostatischen Motors wieder aufgegriffen und verschiedene Konzepte vorgeschlagen /10-13/. Der erste echte Mikromotor mit einem Durchmesser von deutlich weniger als einem Millimeter wurde 1988 von Muller et al. /14/ mit integrierten Fertigungsmethoden in Polysilizium hergestellt und dessen Funktionstüchtigkeit nachgewiesen. Die dadurch ausgelöste Welle an Forschungsaktivitäten zeigt, wie groß der Bedarf an solchen Mikromotoren ist. Mittlerweile wurden viele verschiedene Modelle von linearen und rotierenden Motoren hergestellt und getestet /15-18/.

Obwohl die Mikromechanik auf Siliziumbasis sehr verbreitet ist, hat sie, vor allem in Bezug auf Mikromotoren, einige gravierende Nachteile. Bei der Siliziumtechnik muß man dreierlei Verfahren voneinander unterscheiden. Mit Polysilizium einerseits können nur sehr dünne, flache Strukturen hergestellt werden, die eine Höhe von wenigen μm aufweisen und somit die dritte Dimension nicht erschließen /19/. Bei dem anisotropen Naßätzen von einkristallinem Silizium ist man andererseits aufgrund der Abhängigkeit der Ätzgeschwindigkeit von der Kristallrichtung /20/ bezüglich der Formgebung an die Symmetrie des Siliziumgitters gebunden und kann daher keine runden Formen herstellen, wie sie für rotierende Strukturen notwendig sind. Eine Möglichkeit, dennoch etwas höhere rotierende Strukturen mit einkristallinem Silizium herzustellen, ist das anisotrope

Trockenätzen mit reaktiven Ionen, das eine integrierte Fertigung von rotierenden Mikrostrukturen mit einer Höhe von ca. 10 μm gestattet /21/.

Mit dem am Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelten LIGA-Verfahren, das die Röntgentiefenlithografie, die Galvanik und die Abformung zur Mikrostrukturierung nutzt, können Mikrostrukturen von mehreren 100 μm Höhe mit freier, lateraler Form, sehr guter Auflösung im μm -Bereich und hoher Genauigkeit in Kunststoff oder in Metall hergestellt werden /22/. Damit bietet sich dieses Verfahren für die Herstellung von Aktoren und somit von elektrostatischen Mikromotoren besonders an. In diesem Falle bietet die Höhe der LIGA-Strukturen mehrere Vorteile: Verglichen mit der Polysiliziumtechnik können größere Kräfte erzeugt werden, da sich die Kraft direkt proportional zur Strukturhöhe verhält. Außerdem erschließt die Höhe gleichzeitig die dritte Dimension, was einen Kraftabgriff von den Motoren bedeutend erleichtert, da dazu verschiedene Mikrostrukturen in irgendeiner Art und Weise ineinandergreifen müssen, was bei hohen Strukturen sehr viel besser realisiert werden kann als bei flachen. So wurde mit dem LIGA-Verfahren bereits ein Linearantrieb hergestellt, bei dem ein insgesamt mehrere Millimeter großer kammförmiger Läufer und ein dazu mehr oder weniger negativ gestalteter Statorkeil parallel gefertigt und anschließend ineinander gesetzt wurden /18/. Mit der Entwicklung einer sogenannten Opferschichttechnik für das LIGA-Verfahren zur Herstellung eines Beschleunigungssensors /23/ ist es auch möglich geworden, bewegliche Mikrostrukturen integriert, d.h. in Kombination mit festverankerten Strukturen, auf einem Substrat herzustellen, so daß eine Montage der beweglichen Strukturteile entfällt. Unter Zuhilfenahme dieser Opferschichttechnik wurde ein weiterer Linearantrieb realisiert /23/, der auf dem von Tang et al. /16/ vorgestellten Design aufbaut. Mit diesem Antrieb konnten Stellwege von 30 μm bei Spannungen von 50 V realisiert werden.

Ziel dieser Arbeit war es, unter Anwendung der Opferschichttechnik, einen rotierenden, elektrostatischen Mikromotor zu entwickeln und herzustellen und damit zum erstenmal ein drehbares LIGA-Bauteil zu fertigen. Der Motor sollte bei vorgegebenem Durchmesser ein maximales Drehmoment liefern und möglichst reibungsarm gelagert sein.

Die antreibende Kraft bei elektrostatischen Motoren beruht auf der Anziehung zweier ungleichnamig geladener Elektroden, die einen Kondensator darstellen. Die wesentliche die Antriebskraft bestimmende Größe ist dabei die Änderung der Kapazität bei der Bewegung. Der zu entwickelnde Motor sollte bei vorgegebener Motorgröße durch eine möglichst hohe Kapazitätsänderung ein maximales

Drehmoment liefern. Dieser Anforderung kann man durch die Anordnung vieler kleiner Rotor- und Statorpole gerecht werden. Um ein definiertes Anlaufen des Motors zu gewährleisten, müssen die Pole in mindestens drei Phasen geschaltet werden. Eine hohe Packungsdichte der Pole erhält man, wenn man die Statorpole einer Phase auf großen Polschuhen zusammenfaßt, was außerdem die elektrische Kontaktierung der Motoren stark vereinfacht. Daraus ergibt sich eine Art Zahnung auf den Stator und auf dem Rotor, die eine Untersetzung des Motors in Abhängigkeit der Zahl der Zähne bedingt. Bei vielen kleinen Zähnen wird die Untersetzung und somit das Drehmoment groß und die Schrittweite klein. Das Drehmoment solcher Motoren hängt ab z. B. von der Periode dieser Zahnung, von der Aufteilung der Periode in Zahnbreite und Zahnlücke und der Zahl der Zähne. Da das Drehmoment nicht analytisch berechnet werden kann, mußten hierfür und zur Optimierung der Designparameter FEM-Rechnungen durchgeführt werden.

Des Weiteren sollte die auftretende Reibung minimiert werden, um ein möglichst hohes Nettodrehmoment zur Verfügung zu stellen. Der größte Anteil an Reibung bei rotierenden Mikrostrukturen tritt zwischen Rotor und Achse auf /24/. Da eine konventionelle Schmierung der Rotoren wegen der sehr kleinen Abmessungen nicht möglich erscheint, werden hier nur ungeschmierte Gleitlager betrachtet. Theoretisch wären auch Mikromotoren mit Rollenlagern vorstellbar. Der Herstellungsprozeß würde damit jedoch sehr viel komplizierter und unverhältnismäßig aufwendig. Bei Gleitlagern tritt jedoch Festkörperreibung zwischen Rotor und Achse auf, die das nutzbare Drehmoment vermindert. Der durch die Festkörperreibung hervorgerufene Abrieb begrenzt außerdem entscheidend die Lebensdauer /16, 24/. Die Reibung kann aber stark vermindert werden, wenn die Rotoren, anstatt auf der Achse zu gleiten, auf ihr abrollen. Im Falle des Motors erfordert das die Abstimmung der Geometriedaten aufeinander. Diese Abstimmung ist nur bei kleinen Schrittweiten des Motors sinnvoll, was durch die Zahnung auf Rotor und Stator gerade gewährleistet wird. Um die Abstimmung zu ermöglichen muß ermittelt werden, welche Motorabmessungen noch gut beim LIGA-Verfahren zu strukturieren sind.

Um die Fragen nach den technisch möglichen Designparametern zu klären und schnell erste Erfahrungen bezüglich der Herstellung und der Lebensdauer rotierender Mikrostrukturen zu sammeln, wurden vor der eigentlichen Konzipierung des Motors zuerst rotierende Strukturen hergestellt, die einfach durch Anblasen mit Stickstoff in Rotation versetzt wurden, und die im weiteren Verlauf dieser Arbeit als Mikroturbinen bezeichnet werden. Mit Hilfe dieser Mikroturbinen konnte untersucht werden, wodurch und inwieweit die Größe der

Strukturen beschränkt wird, welche Lager und Lagerspiele zwischen Rotor und Achse möglich sind, wie die Rotoren auf dem Substrat gehalten werden können und vor allem wie hoch die Lebensdauer ist. Die Herstellung der Mikroturbinen und die daraus für einen Motor gewonnenen Erkenntnisse sind im Kapitel 2 zusammenfassend dargestellt.

Aufbauend auf den positiven Ergebnissen mit den Turbinen wurde dann gemäß den Anforderungen ein elektrostatischer Motor konzipiert und theoretisch optimiert. Nach grundlegenden Designbetrachtungen in Kapitel 3 über die Auslegung eines reibungsarmen LIGA-Schrittmotors mit großem Drehmoment wird in Kapitel 4 das Drehmoment für einen vorgegebenen Rotorradius mit FEM-Rechnungen optimiert. Erste Experimente mit den hergestellten Mikromotoren zeigten, daß die Drehfrequenz von 0,1 U/s bis ca. 80 U/s bei Betriebsspannungen von 65 - 180 V variiert werden kann. Die Messungen werden in Kapitel 5 vorgestellt und diskutiert.

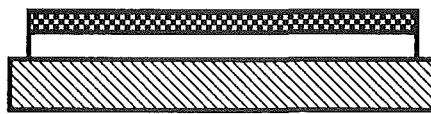
2 Mikroturbinen als technische Grundlage für einen Elektromotor

2.1 Herstellung rotierender Mikrostrukturen nach dem Opferschichtverfahren

Die Herstellung von rotierenden Mikrostrukturen erfolgt durch die Kombination des LIGA-Verfahrens mit einer speziell darauf abgestimmten Opferschichttechnik. Diese Opferschichttechnik wurde in einer früheren Arbeit für die integrierte Fertigung von Beschleunigungssensoren /25/ entwickelt, deren wesentliches Bauteil eine an einer Blattfeder aufgehängte, parallel zum Substrat frei schwingende seismische Masse ist. Die Blattfeder ist mit einem fest auf dem Substrat verankerten Lagerblock verbunden, so daß sich eine zusammenhängende Struktur ergibt, die teilweise beweglich und teilweise fest verankert ist. Im Gegensatz dazu sind bei rotierenden Mikrostrukturen die beweglichen und die festen Teile voneinander getrennt. Der Rotor muß frei drehbar um eine fest auf dem Substrat verankerte Achse und folglich vollständig vom Substrat gelöst sein. Bei der erstmaligen Herstellung dieser völlig vom Substrat gelösten Strukturen mußte sichergestellt werden, daß die Rotoren sowohl während des Herstellungsprozesses als auch beim Betrieb nicht von den Achsen gehoben werden.

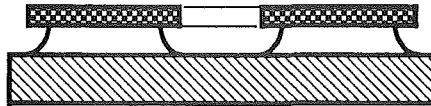
Um die Probleme des Herstellungsprozesses und die Frage nach der Lebensdauer von der Entwicklung des elektrostatischen Antriebes eines Mikromotors zu entkoppeln, wurde der Herstellungsprozeß anhand von gasangetriebenen Mikroturbinen erarbeitet, die mit einem Gastrom angetrieben werden. Die Sequenz der Prozeßschritte, mit denen die Achse und der Rotor einer Mikroturbine strukturiert werden, ist in Abb. 1 dargestellt. Als Substrate werden sowohl reine Metallsubstrate, z.B. aus Kupfer, als auch metallisierte Keramikplatten oder Si-Wafer verwendet. Die Substrate müssen eine leitfähige Oberfläche haben, damit später der im LIGA-Verfahren typische Galvanikprozeß durchgeführt werden kann. Auf das Substrat wird eine 3 µm dicke Titan-Schicht aufgesputtert, die die Funktion der Opferschicht übernimmt. Titan ist hierfür besonders geeignet, weil es einerseits eine gute Haftung der Mikrostrukturen auf dem Substrat gewährleistet und andererseits selektiv gegen die anderen im Prozeß vorkommenden Materialien geätzt werden kann. Auf dem Titan wird eine Photolackschicht lichtoptisch strukturiert (a), und anschließend wird das Titan naßchemisch mit verdünnter Flußsäure geätzt (b). Es wird überall dort entfernt, wo später die fest auf dem Substrat verankerten Strukturen zu liegen kommen, und bleibt nur dort erhalten, wo sich später die beweglichen Strukturteile befinden. Nach der vollständigen Entfernung des Photolackes wird das so vorbereitete Substrat mit 100-200 µm dickem PMMA beschichtet, das

- a) Sputtern der Titanopferschicht
und Aufschleudern von Photolack



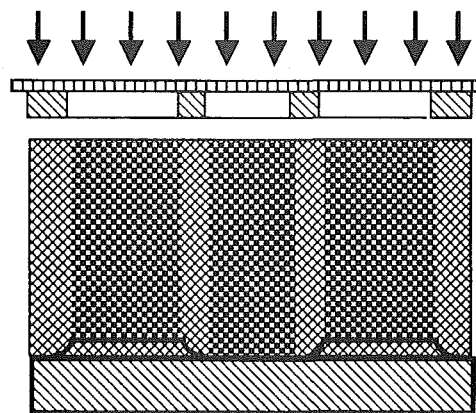
Photolack
Titan
Substrat

- b) Photolithographie und Naß-
ätzen der Opferschicht



Photolack
Titan
Substrat

- c) Beschichten mit PMMA und
Belichten mit Synchrotron-
strahlung

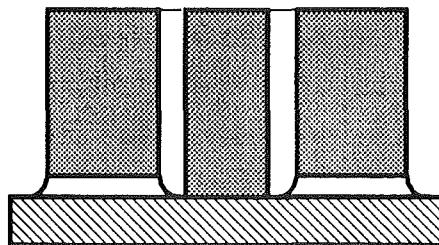


Synchrotron-
strahlung

Maske

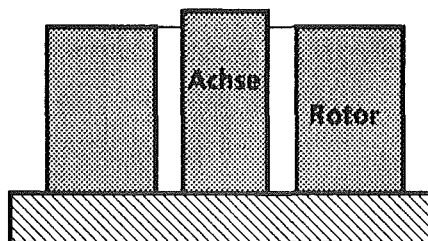
PMMA

- d) Entwickeln des belichteten
PMMA, galvanisches Auffüllen
der Zwischenräume und Ent-
fernen des restlichen PMMA



Nickelstruktur
ca. 70% der
PMMA-Höhe

- e) Entfernen der Opferschicht
durch Naßätzen



Rotor vom Sub-
strat gelöst

Abb. 1: Prozeßfolge zur Herstellung rotierender Mikrostrukturen durch Kombination einer Opferschicht aus Titan mit dem LIGA-Verfahrens.

direkt auf dem Substrat auspolymerisiert wird. Die PMMA-Schicht wird mit Hilfe von Synchrotronstrahlung durch eine geeignete Maske justiert zu der vorstrukturierten Opferschicht belichtet (c). Die Bestrahlung verursacht in den PMMA-Molekülen Kettenbrüche, so daß das mittlere Molekulargewicht des bestrahlten PMMAs auf weniger als 1/100 des unbestrahlten reduziert wird /26/. Dadurch können die bestrahlten Bereiche gegen die unbestrahlten in einem geeigneten Entwickler /27/ selektiv gelöst werden. Die so entstandene Negativform wird in einem galvanischen Abscheideprozeß mit Kupfer oder Nickel aufgefüllt (d), wobei das leitfähige Substrat als Kathode verwendet wird /28/. Danach wird das verbliebene PMMA entfernt und abschließend die Opferschicht unter den Rotoren wiederum mit verdünnter Flußsäure vollständig weggeätzt (e). Die Rotoren sind somit vom Substrat gelöst, während die Achse fest darauf verankert bleibt. Es hat sich gezeigt, daß zum Freiätzen der Rotoren keine Abdeckung der Substrate notwendig ist, auch wenn die Proben nach dem Ätzen noch mehrfach gespült werden müssen. Die freien Rotoren mit einer Masse in der Größenordnung von 10^{-5} g werden trotz der Oberflächenspannung des Wassers nicht aufgespült und von den Achsen gehoben, was die Handhabung dieser Strukturen stark vereinfacht.

Im Falle von Elektromotoren müssen isolierende Substrate verwendet werden, um voneinander isolierte, elektrische Kontakte auf dem Substrat herstellen zu können. Für den LIGA-Prozeß haben sich dafür Al_2O_3 -Platten bewährt. Außerdem muß die oben beschriebene Prozeßfolge um einen Schritt erweitert werden: Die für die Galvanik notwendige Metallisierungsschicht aus gesputtertem Cr-Ag wird vor dem Sputtern der Titan-Opferschicht ebenfalls lichtoptisch und naßchemisch strukturiert /25/. Das Cr-Ag bleibt überall dort erhalten, wo die Strukturen festverankert sein müssen, also unter den Achsen und unter den Statoren des Motors (siehe Kap. 3). Man erhält im wesentlichen ein Negativbild der darauffolgenden Opferschicht. Zusätzlich werden in die Cr-Ag-Schicht Leiterbahnen und Bondpads für die elektrische Kontaktierung strukturiert.

2.2 Design von Mikroturbinen und deren kritische Abmessungen

2.2.1 Minimaler Achsradius in Abhängigkeit der Justiergenauigkeit

Der möglichen Achsdurchmesser der Mikroturbinen und Mikromotoren und somit auch deren mögliche Gesamtgröße wird entscheidend von der Justier-

genauigkeit J_0 bestimmt, mit der die zur Opferschicht justierte Bestrahlung der PMMA-Schicht durchgeführt werden kann.

Sowohl bei der Strukturierung der Opferschicht als auch der Strukturierung der Chrom-Silber-Schicht beim Motor, muß J_0 bereits berücksichtigt werden. Damit gewährleistet ist, daß die Rotoren wirklich vollständig vom Substrat gelöst werden, müssen die nach der Strukturierung der Opferschicht verbleibenden Ringe unter den Rotoren um $2 \cdot J_0$ breiter sein als die Rotoren selbst. Ist dies nicht sichergestellt, so wird der Rotor teilweise auf dem Substrat festgalvanisiert, wie anhand von Abb. 2 deutlich wird.

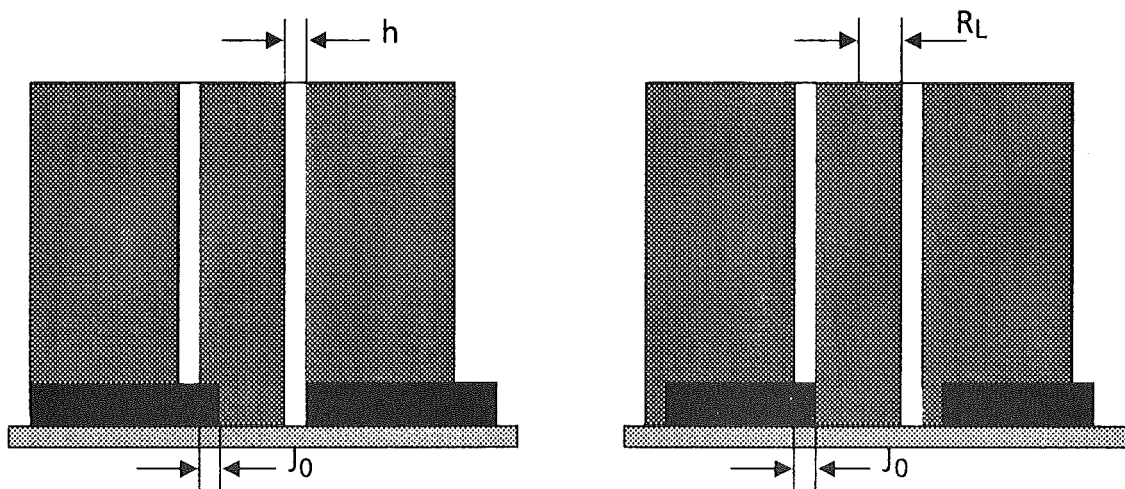


Abb. 2: Dejustierte LIGA-Ebene auf übertrieben dick gezeichneter Opferschicht: Im linken Fall ist der Titanring breit genug, im rechten für die vorliegende Justiergenauigkeit zu schmal.

Ist J_0 größer als das gewählte Lagerspiel h , so wird die Achse teilweise auf der Opferschicht zu stehen kommen und durch das Freiätzen der Rotoren unter-schnitten. Aus diesem Grunde können die Achs- oder Lagerradien nicht beliebig klein gewählt werden. Fordert man aus Gründen der Stabilität, daß ungefähr die halbe Grundfläche der Achse noch mit dem Substrat verbunden sein soll, so erhält man:

$$R_L + h \geq 2 J_0 \quad (1)$$

mit R_L : Lagerradius
 h : Lagerspiel
 J_0 : Justiergenauigkeit

Zur Justierung werden Justiermarken, die sich sowohl auf dem Substrat als auch auf der Maske /29/ befinden, unter dem Mikroskop miteinander zur Deckung gebracht. Die möglichen Fehlerquellen bei der Justierung sind dabei vielfältig. Da

der Abstand der Justiermarken auf Substrat und Maske wegen der Dicke des PMMAs von ca. 150 μm und des Proximity-Abstandes zwischen Maske und Substrat von ca. 100 μm insgesamt ca. 250 μm beträgt, können die beiden Kreuze aufgrund mangelnder Tiefenschärfe nicht gleichzeitig im Mikroskop scharf gestellt werden. Deshalb muß der Tisch des Mikroskopes zwischen den zwei scharfen Bildern um diese 250 μm verschoben werden. Dies stellt hohe Anforderungen an die Mechanik des verwendeten Mikroskopes. Außerdem muß die ganze Anordnung Probe-Maske senkrecht zum Synchrotronstrahl ausgerichtet sein.

Im Falle des Mikroskopes ist vor allem ein präzises Verfahren des Probentisches senkrecht zur Tischebene erforderlich, d.h. er darf nicht unkontrolliert gegen die Verfahrachse verkippen oder sich parallel zu ihr verschieben. Ein konstanter Kippwinkel des Tisches gegenüber der optischen Achse dagegen hat keinen Einfluß auf die Justiergenauigkeit.

Eine Vermessung des verwendeten Mikroskopes zeigte, daß der Kippwinkel um $\pm 10^{-2}^\circ$ bei Verfahrwegen von ca. 1 cm schwankt. Der darauf zurückzuführende Justierfehler ist bei Verfahrwegen von 250 μm kleiner als 0,05 μm . Die horizontale Verschiebung schwankt um $\pm 1 \mu\text{m}$. Der aufgrund von Ungenauigkeiten des Mikroskopes zu erwartende Justierfehler beträgt somit etwa 1 μm .

Die Ausrichtung der Bestrahlungsebene senkrecht zum Strahl erfolgt mit Hilfe einer 16 mm dicken Kupferblende, in die mit Hilfe von Funkenerosion Kreuzschlitze in der Breite von 100 μm strukturiert wurden. Die Kreuze werden auf röntgenempfindlichen Papier abgebildet und deren abgebildete Breite anschließend ausgemessen. Trifft der Strahl die Blende nicht senkrecht, so erscheint das Kreuz zu schmal. Die Breite der abgebildeten Kreuze kann mit einer Genauigkeit von etwa 20 μm bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Blendendicke kann damit die senkrechte Ausrichtung der Probe zur Synchrotronstrahlung mit einer Genauigkeit von ca. $7 \cdot 10^{-2}^\circ$ genau bestimmt werden.

Um Probe und Maske zueinander justieren zu können, werden beide in eine Halterung geschraubt, auf deren dem Strahl zugewandten Seite die Maske fest angebracht wird. Die Probe läßt sich mit Hilfe von Mikrometerschrauben gegen die Maske verschieben. Der Winkel, den die Maske mit dem Rahmen dieser Halterung einschließt, wurde zu ca. $4 \cdot 10^{-2}^\circ$ ermittelt. Der Winkel, den Maske und Probe miteinander einschließen, wird durch die Dickschwankungen der PMMA-Schicht auf der Probe und Schwankungen im Proximity-Abstand zwischen Probe und Maske von jeweils etwa 20 μm bestimmt. Dieser Winkel wird somit zu ca. $3 \cdot 10^{-2}^\circ$. Addiert man beide Winkel zu dem des Synchrotronstrahles, erhält

man einen möglichen Gesamtwinkel zwischen Strahl und Probe von ca. $14 \cdot 10^{-2}^\circ$, was zu Justierfehlern von $J_0 \approx 0,6 \mu\text{m}$ führt.

Des Weiteren kommen noch Fehler hinzu, die sich durch den Verzug der Maskenmembran ergeben, so daß lokale Positionsungenauigkeiten auftreten, die es unmöglich machen, beide Kreuze gleichzeitig zur Deckung zu bringen. Die bisherigen Erfahrungen zeigen, daß die Verzüge bei defektfreien Masken in der Größenordnung von $\pm 1 \mu\text{m}$ liegen. Der Abstand der zwei Kreuze auf der Maske erscheint folglich um $\pm 1 \mu\text{m}$ verkürzt gegenüber denen auf der Probe. Diese Verkürzung muß beim Justieren mit dem Auge auf beide Kreuze gemittelt werden. Eine zusätzliche Verkürzung ergibt sich aus dem zuvor diskutierten Winkel zwischen Maske und Probe, die aber in der Größenordnung einiger nm liegt und daher vernachlässigt werden kann.

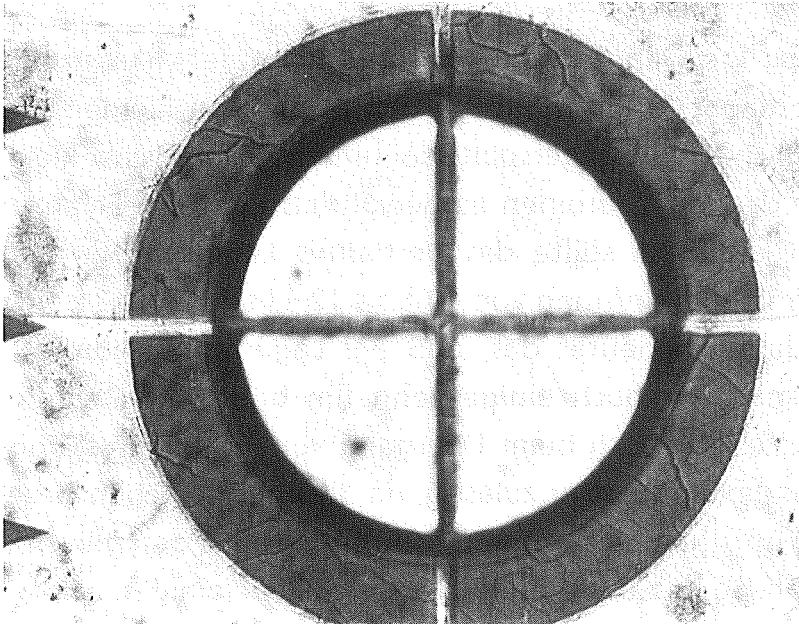


Abb. 3: Zwei zur Deckung gebrachte Justierkreuze unter dem Mikroskop: Das unten in der Opferschicht liegende Kreuz ist momentan scharfgestellt, darüber ist das PMMA-Kreuz der LIGA-Ebene zu erkennen. Die horizontale Verschiebung beträgt ungefähr $2 \mu\text{m}$. Die vertikale Verschiebung ist noch geringer und kann kaum noch gemessen werden.

Weitere Ungenauigkeiten beim Justieren ergeben sich, wenn die Justierkreuze auf der Probe ungleichmäßig geätzt werden, sowie aus den Grenzen der optischen Justiermethode. Das ist einerseits die begrenzte Auflösung des Mikroskopbildes und andererseits die Tatsache, daß Parallaxefehler des Bedieners nicht ausgeschlossen werden können. Die daraus sich ergebende Justiergenauigkeit liegt bei $1-2 \mu\text{m}$.

Die beschriebenen mechanischen Fehlerquellen gestatten also theoretisch eine Justiergenauigkeit von besser als etwa $4\ \mu\text{m}$, was durch die in der Praxis erreichte Genauigkeit von $J_0 \leq 5\ \mu\text{m}$ bestätigt wird. Im optimalen Fall wurden aber auch Justiergenauigkeiten von $J_0 \approx 2\ \mu\text{m}$ erreicht, wie in Abb.3 zu sehen ist. Sie zeigt die Aufsicht zweier zur Deckung gebrachte Kreuze mit einer Stegbreite von $10\ \mu\text{m}$. Die Justiergenauigkeit beträgt ungefähr $J_0 \approx 2\ \mu\text{m}$ in horizontaler und $J_0 \approx 1\ \mu\text{m}$ in vertikaler Richtung.

Aus der ermittelten Justiergenauigkeit von ca. $5\ \mu\text{m}$ ergibt sich folglich nach Gl. 1, daß der Achsradius und das Lagerspiel ($R_L + h$) größer als $10\ \mu\text{m}$ sein sollten. Somit sind Turbinen und Motoren mit Durchmessern bis hinunter zu etwa $20\ \mu\text{m}$ herstellbar.

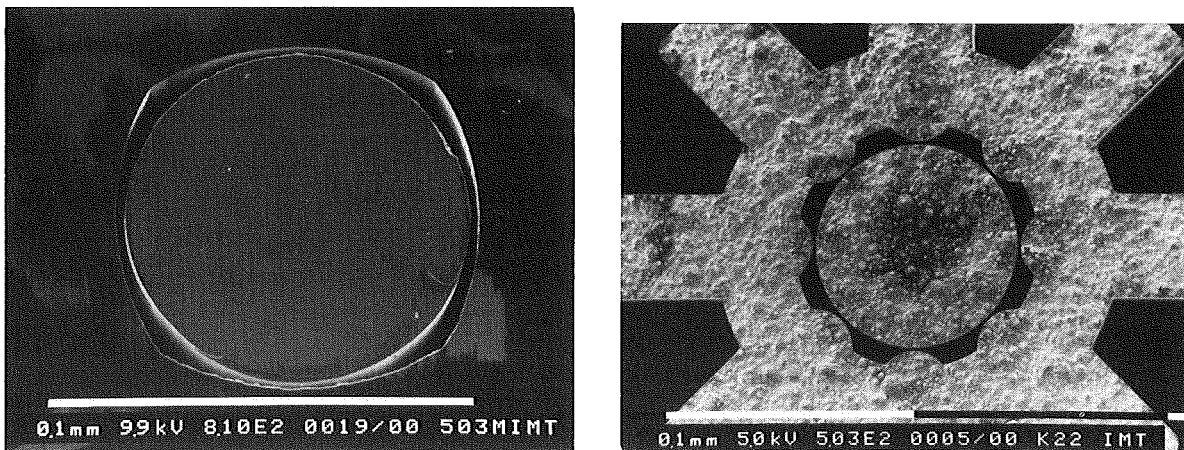
2.2.2 Lager und Lagerspiele

Wie bereits in Kap. 1 erwähnt, kommen für rotierende Mikrostrukturen nur ungeschmierte Gleitlager in Frage, da die Schmierung so kleiner Spalte nicht ohne weiteres möglich ist. Die Lagerspalte sollten dabei möglichst klein werden, um hohe Laufruhe der Mikroturbinen zu gewährleisten. Nach Erfahrungen mit makroskopischen Gleitlagern sollte das Verhältnis Lagerspiel zu Lagerdurchmesser $h/2R_L$ in der Größenordnung von 10^{-3} bis 10^{-4} liegen [30, 31]. Übertragen auf die Mikromechanik bedeutet das, daß bei Lagerradien von z.B. $R_L \approx 10\text{-}100\ \mu\text{m}$ das Lagerspiel nur noch einige zehn nm breit wäre. Diese einfache Skalierung der Werte ist jedoch beim Übergang von der makroskopischen zur mikroskopischen Skala nicht immer zulässig, da die physikalischen Gesetzmäßigkeiten des Makroskopischen nicht ohne Einschränkung auf den mikroskopischen Fall übertragbar sind. So ist z.B. bei einem Lagerspiel von einigen nm die mittlere freie Weglänge von Luft bei Normalbedingungen nicht mehr kleiner als das Lagerspiel selbst, was bei Analyse makroskopischer Lager vorausgesetzt werden kann.

Unabhängig davon steht bei der integrierten Fertigung von rotierenden Mikrostrukturen aber die Frage nach der Strukturierbarkeit kleiner Lagerspalte im Vordergrund. Die Strukturierung sehr kleiner Spalte stellt ein technisches Problem dar, da diese im Laufe des LIGA-Prozesses beim Herstellen der Negativform aus PMMA zunächst als dünne und verhältnismäßig hohe PMMA-Ringe stehenbleiben, die erst nach der Galvanik weggelöst werden. Die Haftung dieser PMMA-Ringe auf dem Substrat sowie ihre innere Stabilität nimmt mit abnehmender Dicke und zunehmender Höhe der Ringe ab. Außerdem ist das

Entfernen des PMMAs nach der Galvanik aus sehr dünnen und tiefen Spalten ebenfalls recht schwierig. Ein wichtiger Aspekt bei der Herstellung der Mikroturbinen war daher, herauszufinden, welche Lagerspiele technisch machbar sind und welche Lagerformen sich beim Betrieb besonders eignen.

Das einfachste Lager besteht aus einer zylindrischen Drehachse mit einer ebenfalls zylindrischen Rotorbohrung. Hier hat sich gezeigt, daß in Abhängigkeit der Strukturhöhe von 100-200 μm Lagerspiele bis zu einer minimalen Dicke von $h=4$ bis 5 μm möglich sind. Dünnere PMMA-Ringe ziehen sich beim Entwickeln des belichteten PMMAs oder beim Trocknen der Proben im Vakuumschrank aufgrund von Kapillarkräften zusammen oder lösen sich vom Substrat ab.



*Abb. 4: Links: Ein Lager, das in seiner Form an ein Mehrgleitflächenlager erinnert. Die Struktur ist aus poliergefrästem Kupfer.
Rechts: Ein Wellenlager mit innen am Rotor angesetzten Teilzylindern aus Nickel.*

Eine Alternative zu den Zylinderlagern bieten Lagerformen, die nach Abb. 4 in ihrem Aussehen an Mehrgleitflächenlager erinnern /30/. Sie basieren auf einer unrunder Rotorbohrung um eine zylindrische Achse oder auch auf einer unrunder Achse in einer zylindrischen Bohrung. Aufgrund der mangelnden Erfahrung mit Mikrolagern sind hier die Krümmungsradien der Bohrung und die Lagerpalte willkürlich gewählt. Besonders interessant sind diese Lager wegen der entstehenden breiteren Stellen im Lagerpalt, die sowohl die Haftung und die Stabilität als auch das Entfernen des PMMAs nach der Galvanik aus dem Spalt erleichtern. Mit diesen Lagern können bei Strukturhöhen von 100-200 μm engste Lagerpalte von $h \approx 3 \mu\text{m}$ strukturiert werden, während die breitesten Stellen der Spalte $1\frac{1}{2}$ bis $2\frac{1}{2}$ mal so breit sind. Ein modifiziertes Mehrflächenlager stellt das

ebenfalls in Abb. 4 gezeigte Wellenlager dar. Bei dieser Lagerform sind entweder wie in Abb. 4 auf der Rotorinnenbohrung Teilzylinder aufgesetzt, so daß sich ein gewellter Rotor auf einer runden Achse dreht, oder sie sind außen auf der Achse aufgesetzt, so daß sich ein Rotor mit runder Innenbohrung auf einer gewellten Achse dreht. Auf diese Weise entstehen mehr Stützstellen in der PMMA-Struktur als bei den Mehrgleitflächenlagern, die außerdem noch breiter sind. Das Verhältnis von breitester zu engster Stelle variiert in diesem Falle zwischen 2,1 und 3,7. Mit den Wellenlagern können noch engste Lagerspalte von bis zu $h=2,5 \mu\text{m}$ bei Strukturhöhen von bis zu $200 \mu\text{m}$ strukturiert werden. Tab. 1 faßt die Ergebnisse der verschiedenen Lagerformen noch einmal zusammen.

Lagerform	minimal mögliches Lagerspiel
Zylinderlager	4-5 μm
Mehrgleitflächenlager	3-4 μm
Wellenlager	2,5 μm

Tab. 1: Minimal mögliche Lagerspiele bei verschiedenen Lagerformen

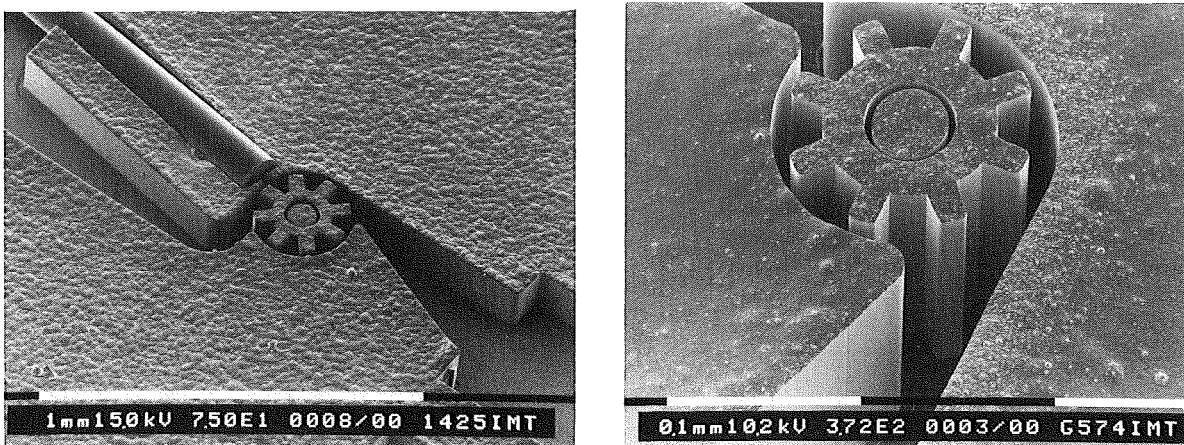
2.3 Betrieb und Lebensdauer von Mikroturbinen

Eine wesentliche Voraussetzung für die Herstellung von Mikromotoren nach dem LIGA-Verfahren ist, daß die Lebensdauer unter den gerade ermittelten Randbedingungen ausreichend hoch ist. Eine quantitative Aussage darüber gestattet die Angabe der absolut gemachten Umdrehungen, die mehrere Millionen betragen sollte. Für einen stark untersetzten Mikromotor mit großem Drehmoment bei kleinen Drehzahlen würde das einer ununterbrochenen Laufzeit von mehreren Wochen entsprechen. Die Frage nach der Lebensdauer, die auch von der Materialwahl abhängt, läßt sich anhand der mit einem Gasstrom angetriebenen Mikroturbinen leichter und schneller beantworten als an Mikromotoren, da die Turbinen schneller und unkomplizierter herzustellen sind.

Zur Bestimmung der absolut gemachten Umdrehungen ist es notwendig, die Drehzahl der rotierenden Mikrostrukturen zu messen. Abb. 5 zeigt ein Beispiel einer für diese Untersuchungen eingesetzten Mikroturbine aus Nickel. Um die

Turbine einfach und positioniert mit Stickstoff antreiben zu können, werden gleichzeitig mit den Turbinen Strömungskanäle in die LIGA-Ebene strukturiert. In diese Strömungskanäle werden Mikroschläuche mit einem Außendurchmesser von 130 μm eingelegt, durch die der Stickstoff zugeführt wird.

Nach dem Loslösen der Turbinen vom Substrat durch Ätzen der Opferschicht werden die Proben mit einem Glasplättchen abgedeckt, um die Turbinen im Betrieb auf den Achsen zu halten. Die Abdeckung mit Glas ermöglicht eine unmittelbare Beobachtung der Turbinen während des Betriebs im Mikroskop.



*Abb. 5: Links: Eine Mikroturbine mit einem Durchmesser von 260 μm aus Nickel in ihrem Strömungskanal. Es ist ebenfalls die in die positioniert zur Turbine eingelegte Glasfaser zu sehen.
Rechts: Eine Mikroturbine mit einem Durchmesser von 130 μm aus Nickel.*

Mit dem beschriebenen Aufbau konnten Mikroturbinen mit Durchmessern zwischen 130 und 800 μm in Rotation versetzt werden. Die dazu notwendigen Betriebsdrücke liegen bei 100-500 mbar Überdruck gegen Atmosphäre, die jedoch fast vollständig am Mikroschlauch abfallen /32/.

Die Messung der Drehzahl erfolgt mit Hilfe einer Glasfaser, durch die Licht auf die vorbei eilenden Flanken der Rotorblätter der Turbinen gestrahlt wird. Es wird dort reflektiert und in die Faser zurückgestreut. Um die Glasfaser einfach und exakt zu den Rotorblättern positionieren zu können, werden in Analogie zu den Strömungskanälen Führungsschächte für die Glasfasern mitstrukturiert, in die sie mit einem Mikromanipulator eingelegt werden. Die eingelegte Faser ist ebenfalls in Abb. 5 zu sehen. Das optische Signal wird elektronisch gewandelt und von einem PC ausgelesen /33/. Abb. 6 zeigt ein typisches Beispiel eines solchen

Signales. Aus der Periode der Reflektionspeaks kann direkt auf die Drehzahl geschlossen werden. Die hohen Peaks stammen von Reflektionen an den vorbeieilenden Rotorblättern, während die niedrigeren Zwischenpeaks auf Reflektionen am Rotorring zwischen den Blättern zurückzuführen sind. In Abb. 6 beträgt die Drehzahl 630 ± 25 U/s. Insgesamt variiert die gemessene Drehzahl bei den oben genannten Betriebsdrücken zwischen 100 und 2000 U/s.

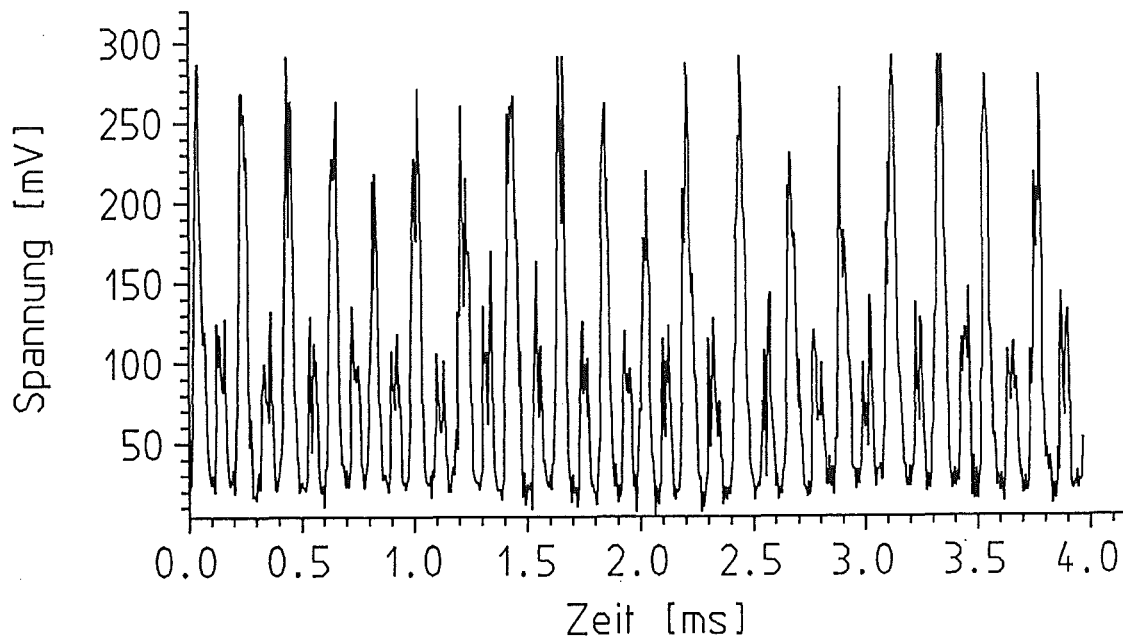


Abb. 6: In die Glasfaser reflektierte Intensität des Lichtes als Funktion der Zeit: Die Drehzahl beträgt in diesem Fall 630 ± 25 U/s. Das Lagerspiel der vorliegenden Turbine ist $3 \mu\text{m}$.

Um nun die Lebensdauer der Mikroturbinen zu ermitteln, muß die Drehzahl über einen längeren Zeitraum gemessen werden. Dazu werden die Turbinen unter konstanten Antriebsbedingungen in Rotation versetzt und die Drehzahl alle 15 Minuten gemessen. Für jeden Meßpunkt wird über 16 unmittelbar hintereinander erfolgende Einzelmessungen gemittelt [32]. Abb. 7 zeigt den Verlauf der Drehzahl zweier Turbinen als Funktion der Laufzeit innerhalb der ersten $4\frac{1}{2}$ Betriebsstunden. Die Drehzahl nimmt während der ersten $5 \cdot 10^6$ Umdrehungen um maximal $1/5$ ab und bleibt im weiteren Verlauf recht konstant. Der anfängliche Abfall ist auf den Abrieb der rauhen Galvanikoberfläche der Turbine an der Glasabdeckung zurückzuführen [32]. Dadurch wird die Oberfläche der Turbine glatter, was zu größerer Adhäsion zwischen der Metalloberfläche und der Glasabdeckung führt und somit zu kleineren Drehzahlen.

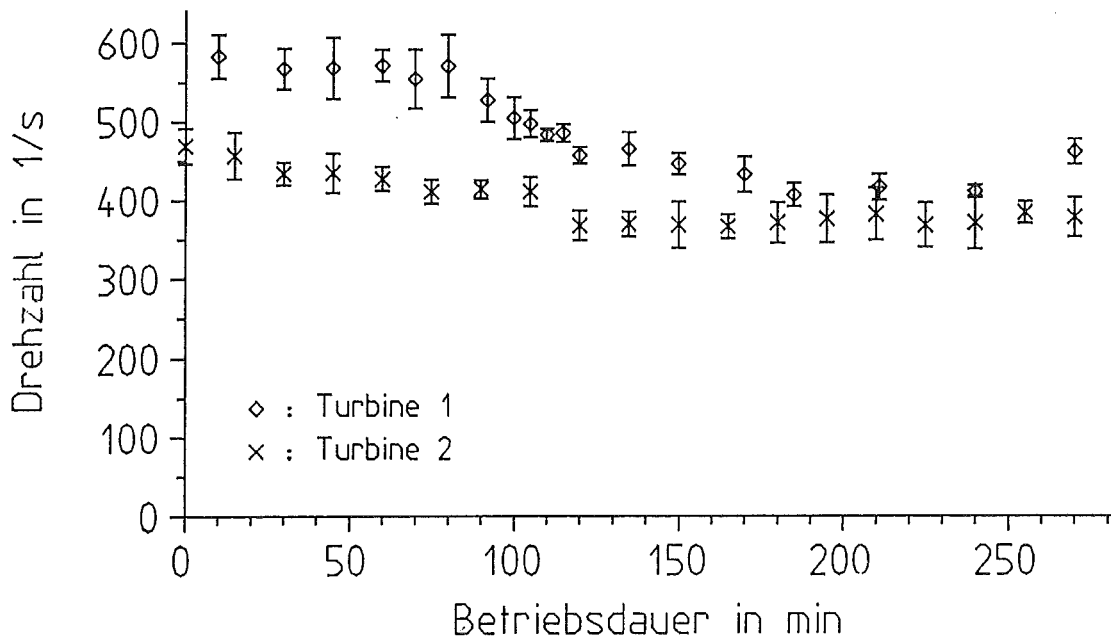


Abb. 7: Drehzahl zweier Mikroturbinen als Funktion der Laufzeit.

Die bisher maximal erreichte Gesamtzahl an Umdrehungen liegt bei einer Turbine aus Nickel bei ungefähr $85 \cdot 10^6$ Umdrehungen. Danach ist die Achse soweit abgerieben, daß die Turbine außen an der Wandung des Strömungskanales anläuft. Die wesentliche Reibung, die die Lebensdauer begrenzt, tritt folglich zwischen Rotor und Achse auf. Um diese Reibung zu verringern, müßte für einen gleichmäßigeren Antrieb gesorgt werden, indem z.B. das Gas symmetrisch von zwei Seiten anstatt wie bisher von einer zugeführt wird. Entsprechende Untersuchungen an Turbinen aus Kupfer zeigen, daß die hiermit erreichten maximalen Drehzahlen nur in der Größenordnung von $1-2 \cdot 10^6$ Umdrehungen liegen, da der Abrieb bei Kupfer deutlich größer ist als bei Nickel. Aus diesem Grunde sind Turbinen aus Kupfer in diesem Zusammenhang uninteressant.

Qualitative Vergleiche über das Laufverhalten von Mikroturbinen mit unterschiedlichen Lagertypen zeigen, daß Mikroturbinen mit kleinem Lagerspiel sehr viel gleichmäßiger und ruhiger laufen als solche mit großem. Die Peaks des von den Rotorblättern in die Glasfaser reflektierten Lichtes in Abb. 6 haben eine recht konstante Höhe. Bei großen Lagerspielen beginnen die Turbinen zu torkeln, wie anhand der starken Schwankungen in der Peakhöhe zu erkennen ist /32/. Abb. 8 zeigt dazu das Signal einer Mikroturbine mit einem Lagerspiel von $7 \mu\text{m}$ im Vergleich zu dem von Abb. 6 mit einem Lagerspiel von $3 \mu\text{m}$.

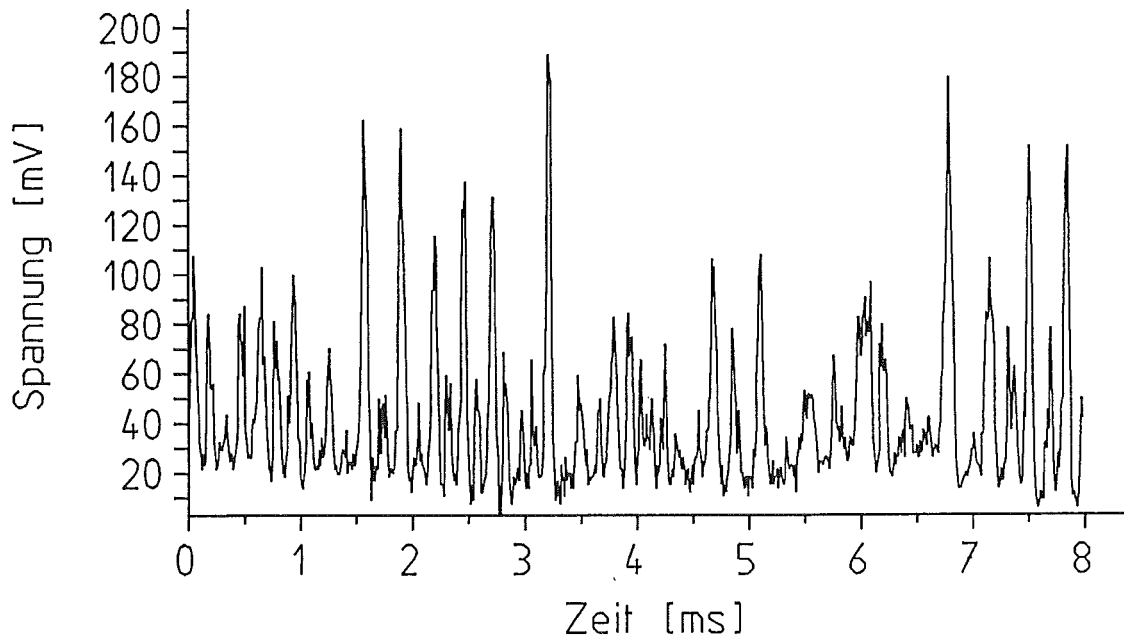


Abb. 8: *In die Glasfaser reflektiertes Signal einer Mikroturbine mit einem Lagerspiel von 7 μm . Die Peakhöhe ist aufgrund einer Torkelbewegung der Turbine starken Schwankungen unterworfen.*

Der Vorteil der Wellen- und Mehrgleitflächenlager, mit denen kleinere Lagerspiele strukturiert werden können, ist also offensichtlich.

2.4 Zusammenfassung der Ergebnisse im Hinblick auf die Herstellung eines Mikromotors

Anhand der Mikroturbinen konnte gezeigt werden, daß mit dem LIGA-Verfahren unter Anwendung der Opferschichttechnik rotierende Mikrostrukturen integriert gefertigt werden können. Weder für den Herstellungsprozess noch für den Betrieb sind individuelle Halter, die die Rotoren auf den Achsen halten, notwendig. Auf die Abdeckung mit Glas wird man im Falle von Strukturen, die keiner Strömung oder auftreibenden Kraft ausgesetzt sind, wie z.B. bei einem Mikromotor, verzichten können.

Die Genauigkeit, mit der die zur vorstrukturierten Opferschicht justierte Belichtung der LIGA-Ebene durchgeführt werden kann, ist besser als 5 μm . Damit ist auch die Strukturierung sehr kleiner Achsen und Rotoren möglich. Die Breite der technisch noch realisierbaren Lagerspiele hängt von der Form des Lagers ab. Für einfache Zylinderlager gilt $h > 4\text{-}5 \mu\text{m}$, während mit den beschriebenen

Wellenlagern $h > 2,5 \mu\text{m}$ möglich sind. Diese Erkenntnis ist für die Herstellung von Mikromotoren von großer Bedeutung, da ein starkes Torkeln nicht nur einen Leistungsabgriff vom Motor erschweren würde, sondern auch die erzeugbare Kraft bei einer stark asymmetrischen Lage des Rotors zwischen den Statoren abnimmt (siehe Kap. 3).

Die Lebensdauer von Mikroturbinen aus Nickel ist mit $85 \cdot 10^6$ Umdrehungen besser als bei Turbinen aus Silizium /34, 35/, bei denen nur maximale Umdrehungen von einigen 10^6 erreicht wurden. Da für einen Schrittmotor mit hohem Drehmoment deutlich kleinere Drehfrequenzen erwartet werden als bei den Mikroturbinen, erscheint die bisher erreichte Lebensdauer ausreichend, um Betriebszeiten von mehreren Wochen mit einem Mikromotor zu realisieren. Auch wird bei einem Motor der Abrieb zwischen Rotor und Achse weniger stark sein als bei den Turbinen, da die Kräfte gleichmäßiger angreifen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß nach den Erfahrungen mit den Mikroturbinen die Herstellung eines Mikromotors mit dem LIGA-Verfahren durchaus sinnvoll erscheint.

3 Design eines elektrostatischen Mikromotors mit hohem Drehmoment bei vorgegebener Größe

3.1 Prinzip eines elektrostatischen Rotationsmotors

Die wesentlichen Bauteile eines rotierenden Schrittmotors sind, wie in Abb. 9 skizzenartig dargestellt, ein um eine fest verankerte Achse freibeweglicher Rotor mit ausgeprägten Rotorpolen, der von fest auf dem Substrat verankerten Statorpolen umgeben ist, die elektrisch kontaktiert und in mehreren Phasen beschaltet werden. Die Rotor- und Statorpole stellen paarweise die Platten eines Kondensators dar, die die antreibende Kraft auf den Rotor erzeugen. Die notwendige Potentialdifferenz kann auf zwei Arten realisiert werden.

Im ersten Fall wird, wie in Abb. 9 schematisch dargestellt, an sich gegenüberliegenden Statorpolen eine Spannung angelegt, die, unter der Bedingung, daß der Rotor leitfähig ist, auf dessen Oberfläche Gegenladungen induziert. Die angelegte Spannung fällt dann über den zwei Luftspalten zwischen dem Rotor und den zwei kontaktierten Statorn entsprechend der jeweiligen Luftspaltbreite ab.

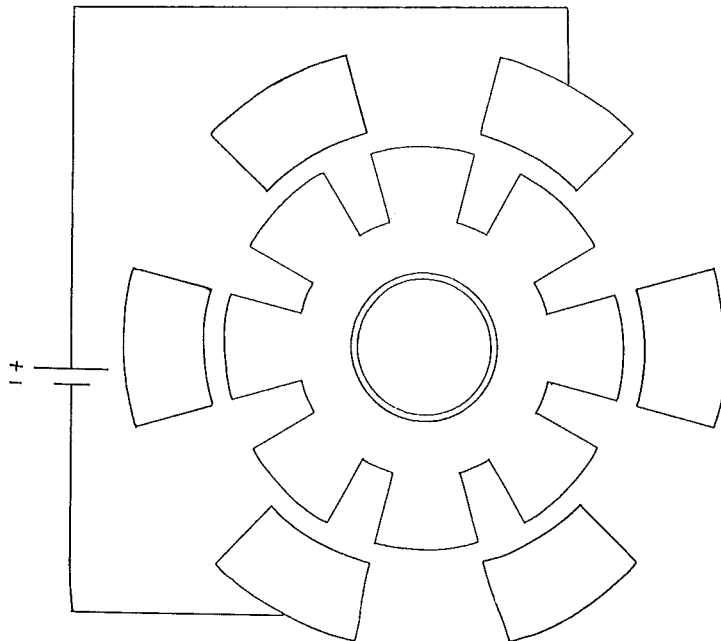


Abb. 9: Schematische Darstellung eines elektrostatischen Schrittmotors mit drei Phasen: An die gerade aktiven Pole wird eine Spannung angelegt, während die anderen Pole abgeklemmt sind.

Prinzipiell ist es auch möglich, die Spannung zwischen dem Rotor und je einem Statorpaar anzulegen. In diesem Fall werden die Statorn eines Paares parallel

geschaltet. Das hat den Vorteil, daß die anliegende Spannung vollständig über jedem Spalt abfällt. Auf diese Weise können mit gleichen Spannungen größere Kräfte erzeugt werden. In der Praxis jedoch ist ein Kontaktieren des Rotors nicht ganz einfach, da in der Mikromechanik keine Schleifringe oder Bürsten zur Verfügung stehen. Auch eine Schleifkontaktierung über die Achse ist relativ kritisch, da bereits kleinste isolierende Partikel im Lagerspalt einen Kontakt verhindern würden. In dieser Arbeit wird daher auf die Möglichkeit der Rotorkontaktierung über die Achse verzichtet. Es werden ausschließlich Motoren diskutiert, die nach dem beschriebenen Influenzprinzip funktionieren.

Die bei einem Versatz der Rotorpole zu den Statorpolen auftretende, tangential am Rotor angreifende Kraft versetzt diesen in Rotation. Der Rotor dreht sich solange, bis sich die Kondensatorplatten frontal gegenüber stehen. Durch die Rotation gerät ein benachbartes Plattenpaar in die gleiche Position zueinander wie zuvor das erste war, d.h. es ergibt sich dort der gleiche Versatz. Die angelegte Spannung wird nun von dem ersten an das zweite Statorenpaar weitergeschaltet, so daß wiederum die gleiche tangential Kraft wirkt, die den Rotor in Bewegung hält.

3.1.1 Theoretische Grundlagen

Die am Rotor angreifenden Kräfte ergeben sich aus den negativen Ableitungen der im elektrischen Feld gespeicherten Energie nach der jeweiligen Richtung:

$$\mathbf{F} = - \operatorname{grad} E_{\text{Feld}} = - \operatorname{grad} \left(\frac{1}{2} C U^2 \right) \quad (2)$$

mit \mathbf{F} : am Rotor angreifende Kraft
 E_{Feld} : Feldenergie
 U : angelegte Spannung
 C : Kapazität des Kondensators

In dem einfachen Modell des Plattenkondensators von Abb. 10 gilt für die Kapazität:

$$C = \varepsilon_0 h_S \frac{x}{d} \quad (3)$$

mit ε_0 : elektrische Feldkonstante
 h_S : Höhe der Struktur bzw. der Platten
 x : überlappende Plattenbreite
 d : Kondensatorspaltweite

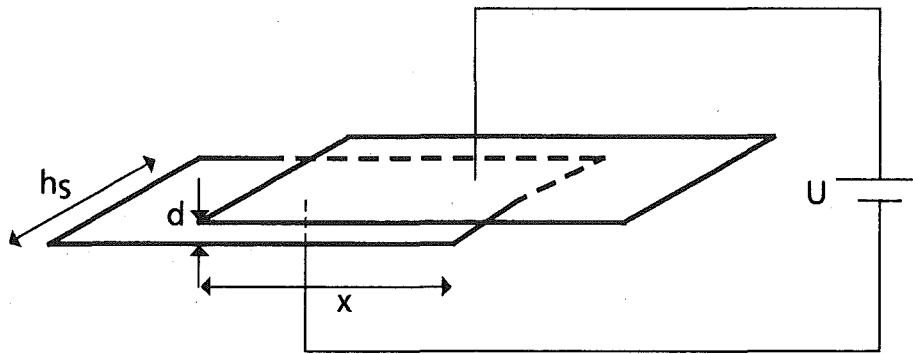


Abb. 10: Skizze eines Plattenkondensators mit tangential verschobenen Platten.

Für die Kraft parallel zu den Platten F_x folgt daraus:

$$F_x = \frac{\partial E}{\partial x} = -\frac{1}{2} U^2 \epsilon_0 \frac{h_s}{d} \quad (4)$$

Diese tangential am Rotor angreifende und somit antreibende Kraft ist in dieser Näherung vom Überlapp x unabhängig.

Außerdem ergibt sich eine Kraft senkrecht zu den Platten, für die gilt:

$$F_d = \frac{\partial E}{\partial d} = +\frac{1}{2} U^2 \epsilon_0 \frac{h_s x}{d^2} \quad (5)$$

Diese radial am Rotor angreifende Kraft addiert sich zu Null, wenn der Rotor symmetrisch in der Mitte zwischen den Statoren liegt. Der Rotor befindet sich somit in radialer Richtung in einem elektrostatischen Gleichgewicht. Es handelt sich dabei jedoch um ein labiles Gleichgewicht, so daß der Rotor schon bei einer geringen Störung eine radiale Nettokraft erfährt und aus der symmetrischen Mittellage in Richtung der Statorpole gezogen wird, bis er an der Achse anliegt. Die Radialkraft verursacht somit während des Betriebes des Motors Reibung des Rotors auf der Achse, die von der tangentialen Antriebskraft überwunden werden muß.

Es wird ausdrücklich darauf hingewiesen, daß das hier angenommene Plattenkondensatormodell nur eine einfache Näherung darstellt. Zur genauen Berechnung der Kraft müssen die beim Plattenkondensatormodell vernachlässigten Randeffekte mitberücksichtigt werden, die mit kleiner werdender Plattenbreite an Bedeutung zunehmen. Die hierzu durchgeführten numerischen Rechnungen werden in Kap. 4 vorgestellt.

3.1.2 Phasenbetrachtung

Im folgenden wird diskutiert, wie die Beschaltung des Motors erfolgen sollte, um sowohl ein sicheres und definiertes Anlaufen zu gewährleisten als auch eine große Tangentialkraft zu erzielen.

Um einen sicheren Antrieb des Rotors zu gewährleisten, ist es notwendig, daß die Rotorpole bei jedem Schaltimpuls asymmetrisch, d.h. versetzt, zu den Statorpolen stehen, die momentan an Spannung gelegt sind.

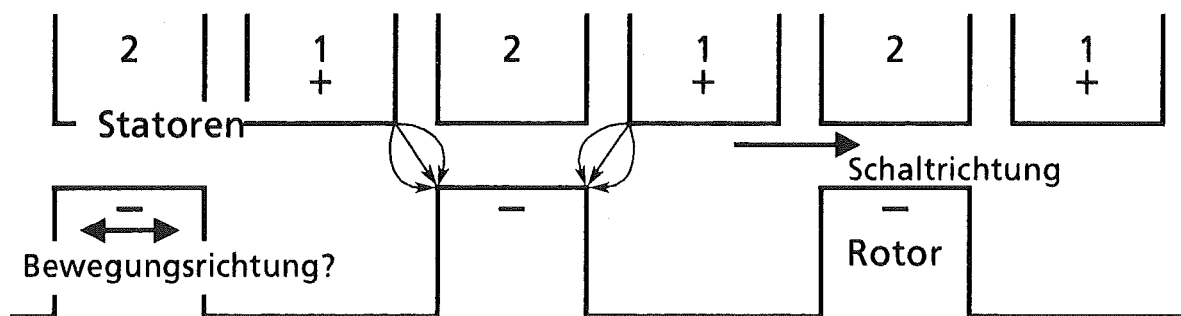


Abb. 11: Symmetrischer Fall bei zwei Schaltphasen. Die Numerierung der Statorpole gibt die Reihenfolge der Kontaktierung an. Die Anzahl der Stator- und Rotorpole verhält sich wie 2:1. Hier und in den folgenden Abbildungen veranschaulichen die dünnen Pfeile den für den Antrieb wichtigen Verlauf des elektrischen Feldes.

In Abb. 11, die die Pole eines Schrittmotors zur einfacheren Darstellung auf eine Gerade abgewickelt zeigt, ist die Position des Rotors bei der Ansteuerung eines Motors mit 2 Phasen im Augenblick des Umschaltens auf die nächsten Statoren dargestellt. In diesem Fall liegen die Rotorpole symmetrisch zwischen den neu kontaktierten Statorpolen (Phase 1). Damit ist die notwendige Asymmetrie nicht gegeben, und der Rotor erfährt keine resultierende Tangentialkraft.

Abb. 12 zeigt die vergleichbare Situation bei drei Phasen. Hier ist die für ein Weiterlaufen notwendige Asymmetrie gegeben. Bei der gezeigten Anordnung sind dreimal so viele Stator- wie Rotorpole angenommen. Die Schrittweite des Rotors beträgt eine Statorbreite plus den Abstand zwischen zweien. Da sich bei dieser Anordnung die Rotor- und die Statorpole nicht überlappen, ergibt sich nur eine geringe Feldstärke und damit eine geringe Antriebskraft.

Eine Möglichkeit, mit drei Phasen größere Kräfte zu erzeugen, ist in Abb. 13 dargestellt. Die Anzahl der Statorpole verhält sich zur Anzahl der Rotorpole wie 3:2. Die gerade aktiven Rotor-Stator-Polpaare sind nur um einen Bruchteil der Polbreite gegeneinander verschoben, was bedingt, daß sich die Pole zu Beginn einer Schaltphase bereits näherstehen und dadurch die Feldstärke größer ist.

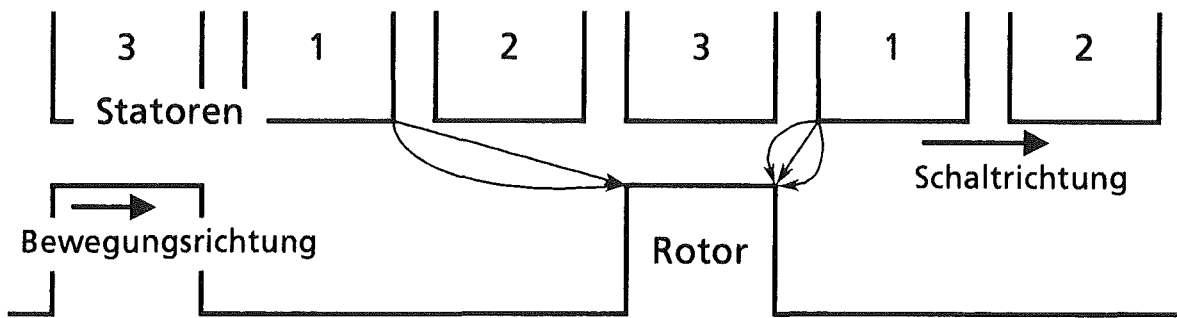


Abb. 12: *Asymmetrischer Fall bei drei Schaltphasen. Der Rotor erfährt immer eine resultierende Kraft in die gewünschte Richtung, hier also nach rechts. Die Anzahl von Stator- zu Rotorpolen verhält sich wie 3:1.*

Durch das kurze Aufeinanderfolgen der Rotorpole zieht jedoch jeder aktive Statorpol nicht nur einen Rotorpol in positiver Bewegungsrichtung, sondern auch einen weiteren mit nicht mehr zu vernachlässigender Kraft in die negative Richtung. Die Nettostartkraft der gesamten Anordnung ist aber trotzdem größer /36, 37/ als im vorhergehenden Fall. Jedoch ist der Stellweg entsprechend verkleinert. Bezeichnet man die Breite eines Rotorpoles plus den Abstand zwischen zweien als eine Periode, so beträgt die Schrittweite pro Schaltimpuls $1/3$ einer Periode. Abgesehen von der größeren Startkraft bietet dieses Design verglichen mit dem obigen einen weiteren Vorteil. Durch das kurze Aufeinanderfolgen der Rotorpole erhält der Rotor eine Art Zahnung, was prinzipiell den Abgriff der erzeugten Nettokraft mit Hilfe eines Zahnrades oder einer Zahnstange gestatten würde.

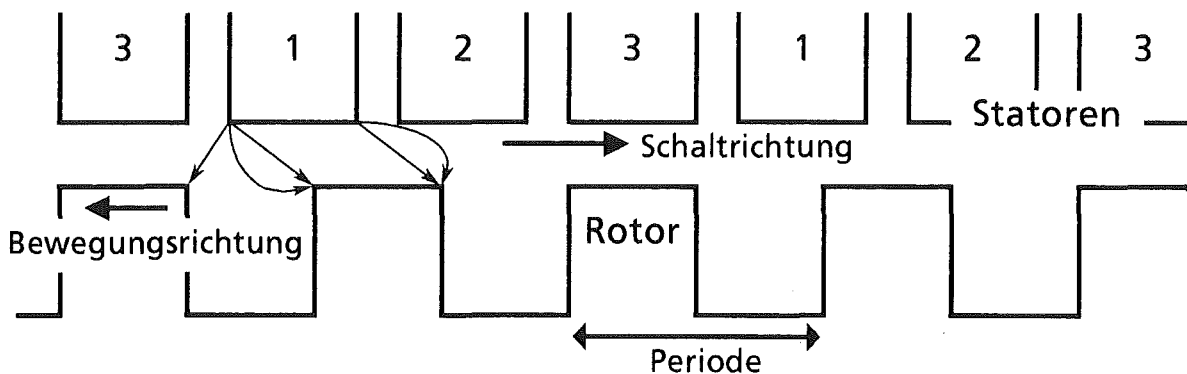


Abb. 13: *Andere Möglichkeit für drei Phasen mit kleinerem Stellweg aber größerer Kraft. Der Rotor bewegt sich in diesem Falle entgegen der Schaltrichtung. Die Anzahl der Pole verhält sich wie 3:2.*

Da die Kraft bei einem elektrostatischen Motor, wie im nächsten Abschnitt näher erläutert wird, vor allem mit der Anzahl der aktiven Pole wächst, müssen, um der

Forderung nach einem großem Drehmoment bei vorgegebener Motorgröße gerecht zu werden, möglichst viele Pole auf wenig Raum parallel geschaltet werden, d.h. die Packungsdichte der Pole muß groß sein. Die optimale Raumausnutzung ist daher die in Abb. 13 gezeigte Anordnung. Für eine sehr große Anzahl an Polen wird jedoch das Kontaktieren der vielen einzelnen Statorpole recht aufwendig, da bisher nicht auf präparierten Substraten mit versenkten und sich überkreuzenden Leiterbahnen gearbeitet werden kann. Aus diesem Grunde müßten die Statoren einzeln kontaktiert, d.h. gebondet werden. Eine wesentlich geringere Anzahl an Bondverbindungen bei trotzdem großer Anzahl an Polen ergibt sich, indem, wie in Abb. 14 angedeutet, die Statorpole einer Phase auf einem Polschuh zusammengefaßt werden. Der Kontaktierungsaufwand der Statoren reduziert sich auf diese Weise zu einem Bond pro Polschuh, wodurch die Defektwahrscheinlichkeit stark vermindert wird. Für die Realisierung von drei Schaltphasen benötigt man mindestens sechs Polschuhe, die wie die Einzelpole paarweise an Spannung gelegt werden. Die Schrittweite beträgt wiederum $1/3$ einer Periode. Durch das Zusammenfassen der Statorpole auf einem Polschuh erhalten die Statoren ebenfalls eine gezahnte Kontur¹. Aus der Zahnung der Statorpole folgt eine starke Untersetzung der Drehzahl des Motors. Das Untersetzungsverhältnis hängt von der Zahl der Rotorzähne ab.

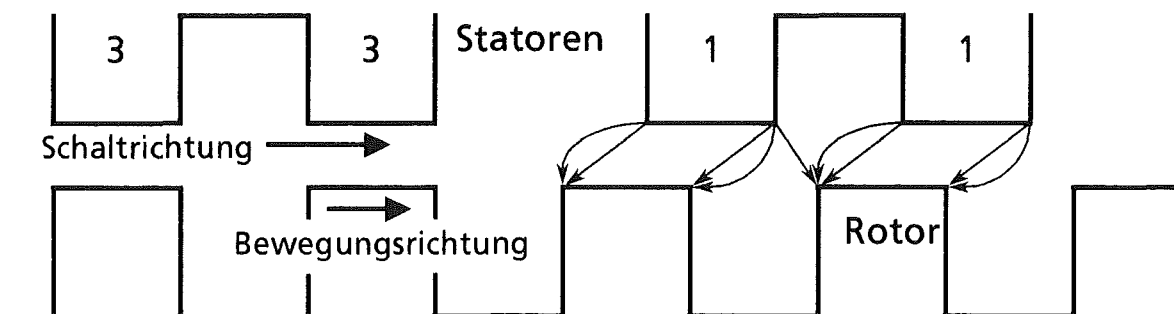


Abb. 14 : Die Pole einer Phase sind auf Polschuhen zusammengefaßt. Das Verhältnis der Anzahl der Statorzähne zu Rotorzähnen hängt von der Zahl der Rotorzähne ab.

Die für einen sicheren Anlauf notwendige Asymmetrie kann natürlich auch mit mehr als drei Phasen erzeugt werden. Ein Vergleich am Beispiel von drei und sechs Phasen bei sonst gleicher Motorgröße zeigt aber, daß drei Phasen nicht nur die einfachste sondern auch die effektivste Lösung sind. Bei N Polen hat man bei drei Phasen $N/3$ aktive Kondensatoren pro Phase zur Verfügung, bei sechs Phasen

1. Solche Anordnungen sind auch von magnetischen Reluktanzmotoren bekannt. Sie werden als "dreisträngige Guy-Maschinen" bezeichnet /38/.

N/6, wobei wie Abb. 15 zeigt, die Schrittweite ebenfalls nur noch 1/6 einer Periode ist.

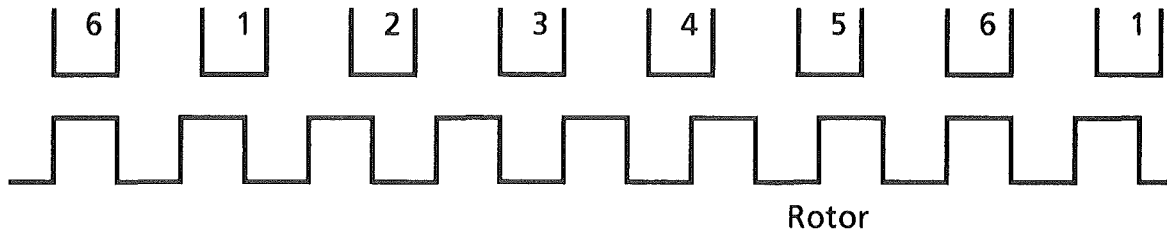


Abb. 15 : Anordnung der Pole bei sechs Phasen.

Der Kraftverlauf über eine halbe Periode kann näherungsweise durch eine Sinushalbwellen beschrieben werden /11, 18/ (siehe auch Kapitel 4). In Abb. 16 sind die sich ergebenden Kraftverläufe von drei und sechs Phasen als Funktion des Phasenwinkels aufgetragen.

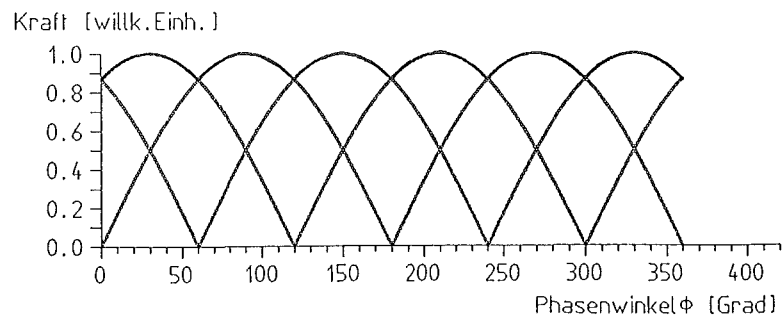
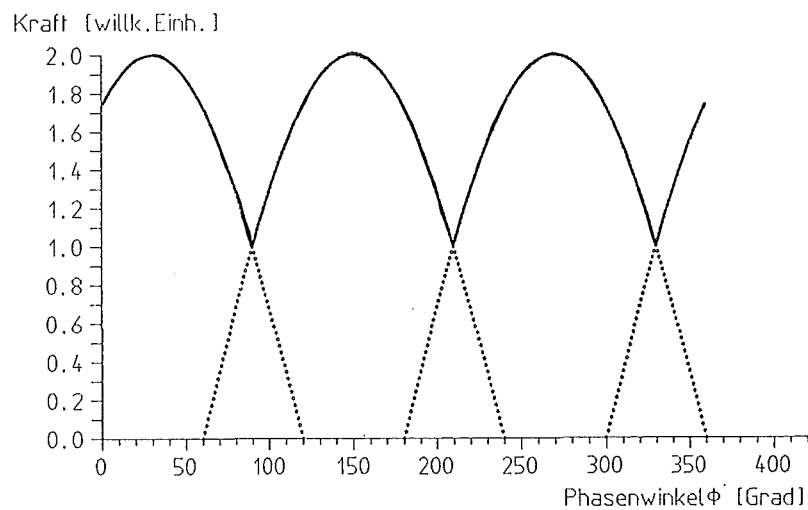


Abb. 16 : Vergleich des Kraftverlaufes von drei und sechs Phasen für dieselbe Motorgeometrie, d.h. für dieselbe Gesamtzahl an Polen.

Die fett gezeichneten Einhüllenden ergeben sich, wenn an den Schnittpunkten umgeschaltet wird. Die Maximalkraft bei drei Phasen ist doppelt so hoch, die Minimalkraft um einen Faktor 1,15 größer und die mittlere Kraft um einen Faktor 1,7 größer als bei sechs Phasen.

Theoretisch ist eine Vergrößerung der mittleren Kraft durch Superposition der Phasen in den Überlappbereichen möglich. In der Praxis ist das jedoch bisher nicht ohne weiteres durchführbar, da die dynamischen Eigenschaften wie Reibung und Schlupf von Mikromotoren noch weitgehend unbekannt sind und daher die Zeitpunkte zum Zuschalten weiterer Phasen ebenfalls nicht bekannt sind. Hierzu würde man deshalb eine aktive Regelung benötigen, die die Position des Rotors z.B. mit einer Glasfaser mißt und den Moment des Zuschaltens daraus bestimmt.

3.2 Diskussion von Reibungstermen und des resultierenden Drehmomentes

Bereits in Kap. 2 wurde diskutiert, daß die Reibung bei ungeschmierten, rotierenden Mikrostrukturen eine wesentliche Rolle spielt. Aus diesem Grunde ist es notwendig, das resultierende Drehmoment bei Auftreten von Reibung abzuschätzen. In diesem Abschnitt wird deshalb unter Annahme einfacher Näherungen für die Antriebskraft (→ Plattenkondensator) und die Reibung am Rotor gezeigt, unter welchen Bedingungen ein positives Nettodrehmoment erreicht werden kann.

Dazu wird eine Bilanz aufgestellt, die durch vier Terme bestimmt wird: Das Antriebsmoment, die Reibung des Rotors auf der Achse, die Reibung des Rotors auf dem Substrat und die viskose Reibung. Da der Rotor, wie bereits vorne erwähnt, aufgrund des labilen elektrostatischen Gleichgewichtes, in dem er sich zwischen den Statorn befindet, immer asymmetrisch, d.h. außermittig zu den Statorn liegt, stellen sich an den gegenüberliegenden Statorpolen unterschiedlich breite Luftspalte ein. In der hier vorgestellten Abschätzung wird daher bei den elektrostatischen Kräften immer nur der Statorpol mit dem engeren Spalt betrachtet, da dort wegen der umgekehrt proportionalen Abhängigkeit der Kraft von der Spaltweite wesentlich höhere Kräfte auftreten.

Die vier in die Bilanz eingehenden Terme werden im folgenden erläutert.

1. Das antreibende Drehmoment folgt nach Gl. 4 aus der tangentialen Kraft, die außen am Rotor mit dem Rotorradius als Hebelarm angreift. Es ist umgekehrt proportional zur Kondensatorspaltweite und wächst linear mit der Strukturhöhe.

$$|T_{Antrieb}| = \frac{1}{2} N_A U^2 \varepsilon_0 \frac{h_S}{d} R_R \quad (6)$$

mit N_A : Zahl der an Spannung gelegten, aktiven Kondensatoren
 U : angelegte Spannung
 ε_0 : elektrische Feldkonstante
 h_S : Höhe der Struktur bzw. der Platten
 d : engste Kondensatorspaltweite, die sich zwischen Rotor und Stator einstellt
 R_R : Rotorradius

2. Der Reibungsterm, der die Reibung des Rotors auf der Achse berücksichtigt, wenn der Rotor aus dem elektrostatischen Gleichgewicht kommt, ergibt sich aus der radialen Kraft nach Gl. 5, mit der der Rotor gegen die Achse gezogen wird. Er wirkt dem Antriebsmoment entgegen und hängt linear von der Plattenbreite x und der Strukturhöhe ab und verhält sich umgekehrt proportional zum Quadrat der Spaltweite. Um für diese Abschätzung den Fall der größten Reibung zu betrachten, wird die gesamte Plattenbreite, d.h. voller Überlapp der Platten, angenommen. Die Reibungskraft auf der Achse greift innen am Rotor mit dem Achsradius R_L als Hebelarm an.

$$|T_{Reib-Achse}| = \frac{1}{2} N_A U^2 \varepsilon_0 \frac{h_S x}{d^2} f_{RA} R_L \quad (7)$$

mit x : Plattenbreite
 f_{RA} : Reibungskoeffizient auf der Achse
 R_L : Lager- bzw. Achsenradius

3. Zur Berechnung des Reibungsterms, der die viskose Reibung der Luft in den engen Kondensatorspalten und im Lagerspiel h berücksichtigt, wird der Rotor als ein Hohlzylinder mit Innenradius R_L und Außenradius R_R angenommen, der sich in einem weiteren Hohlzylinder dreht, wobei sich zwischen den Oberflächen eine Couette-Strömung ausbildet. Diese Kraft verhält sich ebenfalls umgekehrt proportional zu d bzw. zu h [39] und hängt linear von der Geschwindigkeit, der Viskosität des Strömungsmediums und der Strukturhöhe ab. Der erste Term beschreibt die Couette-Strömung außen am Rotor mit Hebelarm R_R , der zweite die innen am Rotor mit Hebelarm R_L .

$$|T_{viskos}| = 2 \pi \mu h_S \omega \left(\frac{R_R^3}{d} + \frac{R_L^3}{h} \right) \quad (8)$$

mit μ : Viskosität (Luft bei Normalbedingungen: $1,8 \cdot 10^{-5} \text{ Pa s}$)
 h : Lagerspiel
 ω : Winkelgeschwindigkeit

4. Die Haftreibungsterm zwischen Rotor und Substrat wird durch die Gewichtskraft des Rotors bestimmt. Er ist unabhängig von der Spaltweite und ebenfalls

proportional zur Höhe, die in die Gewichtskraft eingeht. Für den Hebelarm wird der ungünstigste Fall angenommen, daß die gesamte Reibungskraft außen am Rotor angreift.

$$|T_{Reib-Substrat}| = f_{RS} F_G R_R \quad (9)$$

mit f_{RS} : Reibungskoeffizient auf dem Substrat
 F_G : Gewichtskraft des Rotors

Unter Vernachlässigung des Lagerspieles gilt für die Gewichtskraft:

$$F_G = \rho \pi (R_R^2 - R_L^2) h_S g \quad (10)$$

mit ρ : Dichte (bei Nickel $8,9 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$)
 g : Erdbeschleunigung

Die gesamte Momentenbilanz ergibt somit folgenden Zusammenhang:

$$\begin{aligned} T_{res} &= |T_{Antrieb}| + |T_{Reib-Achse}| + |T_{viskos}| + |T_{Reib-Substrat}| \\ &= \frac{1}{2} N_A U^2 \varepsilon_0 \frac{h_S}{d} R_R - \frac{1}{2} N_A U^2 \varepsilon_0 \frac{h_S x}{d^2} f_{RA} R_L - 2 \pi \mu h_S \omega \left(\frac{R_R^3}{d} + \frac{R_L^3}{h} \right) - f_{RS} F_G R_R \\ &= \frac{1}{2} N_A U^2 \varepsilon_0 h_S \left(\frac{1}{d} R_R - \frac{x}{d^2} f_{RA} R_L \right) - 2 \pi \mu h_S \omega \left(\frac{R_R^3}{d} + \frac{R_L^3}{h} \right) - f_{RS} F_G R_R \quad (11) \end{aligned}$$

Für eine quantitative Abschätzung müssen nun technisch vernünftige Werte für die Variablen eingesetzt werden. Der Rotorradius wird mit $R_R = 200 \mu\text{m}$ vorgegeben. Für den Lager- bzw. Achsradius wird $R_L = 100 \mu\text{m}$, für das Lagerspiel nach Kapitel 2 $h = 5 \mu\text{m}$, für die Strukturhöhe $h_S = 100 \mu\text{m}$, für die Spannung zwischen Rotor und Stator $U = 100 \text{ V}$ und für den Haftreibungskoeffizienten $f_{RS} = 1$ angenommen¹. Die Plattenbreite x hängt von der Wahl der Anzahl der aktiven Kondensatoren N_A ab. Ein Polschuh nimmt unter Vernachlässigung der Abstände zwischen ihnen $1/6$ des Kreisumfanges ein. Wird der Polschuh wie in Abb. 14 mit einer Zahnung versehen, so gilt für die Periode p bei N_A Zähnen:

$$p(N_A) = \frac{2 \pi R_R}{6 N_A} \quad (12)$$

1. Der Haftreibungskoeffizient von Stahl auf Al_2O_3 -Keramik, die bei den Motoren als Substrat dient, ist ungefähr $0,7 / 40\%$. Insofern wird die Reibung auf dem Substrat mit $f_{RS} = 1$ nach oben abgeschätzt.

Unter der Annahme, daß die Zähne auf dem Polschuh genauso breit sind wie die Lücken zwischen ihnen, muß die Periode noch durch 2 dividiert werden, um die Plattenbreite x zu erhalten.

$$x(N_A) = \frac{2 \pi R_R}{12 N_A} = \frac{\pi R_R}{6 N_A} \quad (13)$$

Setzt man Gl. 13 in Gl. 11 ein, so kürzt sich N_A im zweiten Term heraus und bleibt nur noch im ersten Term, der den Antrieb bestimmt, erhalten. Das resultierende Drehmoment wächst folglich mit N_A an, was die Notwendigkeit verdeutlicht, möglichst viele und damit kleine Pole auf einem vorgegebenen Rotorumfang zu strukturieren.

Trägt man das resultierende Drehmoment T_{res} als Funktion der Spaltweite d auf mit dem Reibungskoeffizienten auf der Achse f_{RA} als Parameter, so ergibt sich eine Kurvenschar, bei der die Lage und die Höhe der auftretenden Maxima nach Abb. 17 stark von f_{RA} abhängt. Die Kurven fallen links der Maxima für kleiner werdende Spaltweiten d steil ab. Sie streben für $d \rightarrow \infty$ gegen den negativen, konstanten Wert von ca. $1,7 \cdot 10^{-10}$ Nm der von d unabhängigen Terme, die der Reibung auf dem Substrat und der Couette-Strömung im Lagerspiel entsprechen.

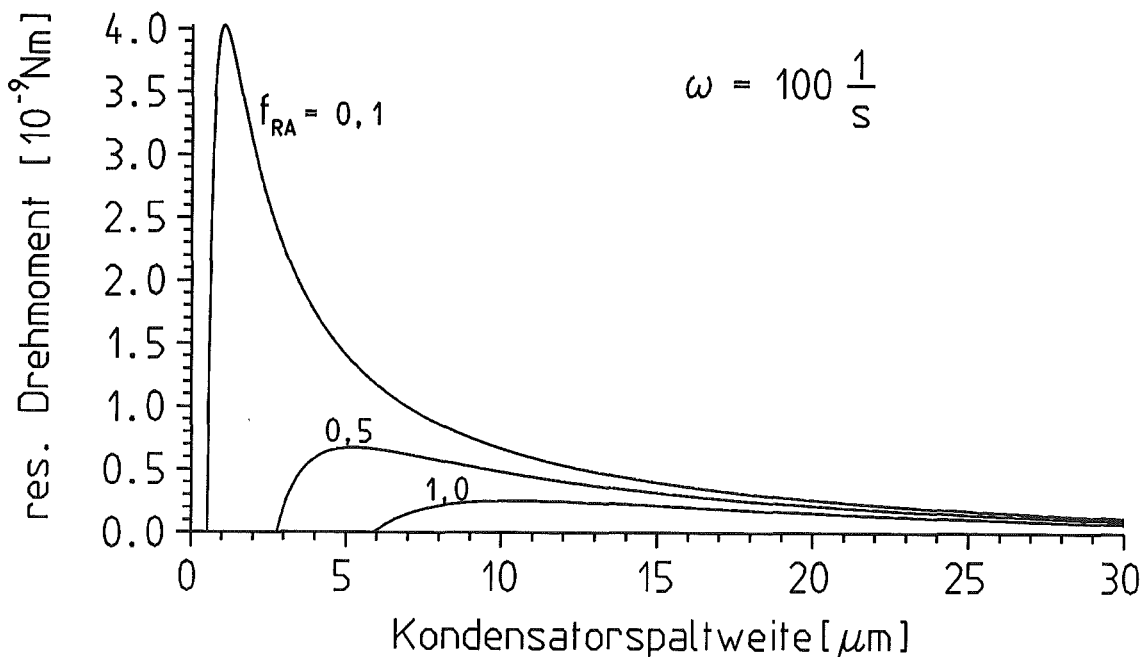


Abb. 17: Resultierendes Drehmoment T_{ges} über der Kondensatorspaltweite d für 10 aktive Kondensatoren bei einer Winkelgeschwindigkeit $\omega = 100/s$.

Wie aus den Kurven zu erkennen ist, liegen die Maxima des Drehmomentes je nach Reibungskoeffizient f_{RA} bei Spaltweiten zwischen 1 und 5 μm . Daraus ist unmittelbar ersichtlich, daß bei einem Design für einen elektrostatischen Mikromotor die Spaltweite d nicht zu klein gewählt werden darf. Da die Reibungskoeffizienten, die hier angenommen wurden, in der Praxis nicht bekannt sind, ist auch die Lage des Maximums nicht genau bestimmbar. Insofern ist es nicht möglich, für ein Design diejenige Spaltweite zu wählen, bei der das resultierende Drehmoment maximal wird. Um trotzdem sicher zu sein, daß das resultierende Drehmoment positiv wird, sollte man folglich eine Spaltweite wählen, die in Abb. 17 rechts vom Maximum liegt, wo das Drehmoment deutlich schwächer abfällt als links vom Maximum. Im weiteren wird daher $d=4 \mu\text{m}$ gewählt.

Um die Reibung auf der Achse mit den anderen Reibungstermen zu vergleichen, wird zunächst der Beitrag der viskosen Reibung diskutiert. In Abb. 17 ist die Zahl der aktiven Kondensatoren $N_A=10$ und die Winkelgeschwindigkeit $\omega=100/\text{s}$ gewählt. Mit $d=4 \mu\text{m}$ beträgt der Beitrag der Couette-Strömungen in den Kondensatorspalten und im Lagerspiel zu T_{res} nur ca. $2,5 \cdot 10^{-12} \text{Nm}$. Das ist verglichen mit T_{res} um 2 bis 3 Größenordnungen kleiner und somit vernachlässigbar. Obwohl dieser Beitrag proportional mit ω wächst, ist er selbst bei sehr großen Winkelgeschwindigkeiten, wie z.B. $\omega=10000/\text{s}$, noch deutlich kleiner als T_{res} . Daher wird er im weiteren Verlauf für alle ω vernachlässigt.

Damit entfällt der letzte Term in Gl. 11, und die Bestimmung der Lage der Maxima vereinfacht sich. Setzt man die Ableitung von T_{res} nach der Spaltweite d gleich Null und löst nach d auf, so ergeben sich die Stellen der Maxima zu:

$$d_{max} = \frac{\pi R_L}{3 N_A} \cdot f_{RA} \quad (14)$$

mit d_{max} : Maximalstelle des resultierenden Drehmomentes

Die Lage der Maxima hängt also linear von dem Reibungskoeffizienten auf der Achse f_{RA} und dem Lagerradius R_L ab und ist umgekehrt proportional zu Anzahl der aktiven Kondensatoren N_A .

Abb. 18 zeigt die Beitrag der Reibung auf der Achse als Funktion der angelegten Spannung U wiederum bei $d=4 \mu\text{m}$ mit f_{RA} als Parameter. Zum Vergleich ist die konstante Reibung auf dem Substrat als Gerade eingezeichnet. Man findet, daß für große f_{RA} die Reibung auf der Achse bei der zuvor angenommenen Spannung $U=100 \text{V}$ einen wesentlich größeren Beitrag zur Gesamtreibung liefert als die Reibung auf dem Substrat. Der große Einfluß von f_{RA} sowohl in Abb. 18 als auch

bereits in Abb. 17 macht deutlich, daß man bei der Auslegung des Designs besonders darauf achten muß, die Reibung zwischen Rotor und Achse so gering wie möglich zu halten. Das von dem Motor abnehmbare Nettodrehmoment wächst dann entsprechend an. Außerdem verschiebt sich das Maximum der Kurven aus Abb. 12 nach Gl. 14 zu kleineren Werten von d , d.h. auch das Antriebsmoment selbst wächst mit kleinerem d_{\max} an. Durch Verringerung der Reibung werden ebenfalls geringe Betriebsspannungen im lastfreien oder lastarmen Fall möglich. Nach Abb. 18 wird die Reibung auf der Achse je nach Reibungskoeffizient bei $U=30-80\text{ V}$ vergleichbar mit der Reibung auf dem Substrat. Um zu noch kleineren Betriebsspannungen zu gelangen, muß man dann die Rotormasse reduzieren bzw. durch kleine Hebelarme die Substratreibung vermindern.

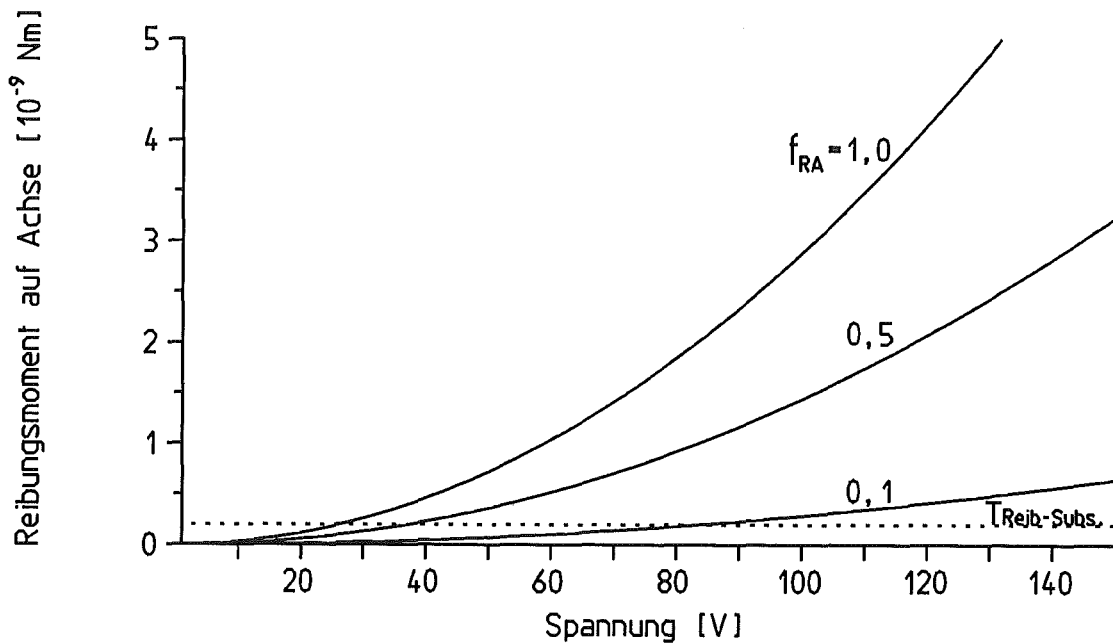


Abb. 18: Beitrag der Reibung auf der Achse zum Gesamtdrehmoment bei einer Kondensatorsplattweite $d=4\ \mu\text{m}$ mit dem Reibungskoeffizienten f_{RA} als Parameter im Vergleich mit dem Beitrag der Reibung auf dem Substrat.

Abschließend seien die wesentlichen Ergebnisse der hier vorgestellten Abschätzung des resultierenden Drehmomentes noch einmal kurz zusammengefaßt:

Es ist notwendig, jeweils viele aktive Kondensatoren zur Verfügung zu stellen, um ein hohes resultierendes Drehmoment zu erhalten, d.h. es müssen viele Pole pro Phase strukturiert werden.

Es muß dafür gesorgt werden, daß die Reibung auf der Achse minimal wird.

Die Kondensatorspaltweite d darf wegen der Reibung auf der Achse, die sich umgekehrt proportional zum Quadrat der Spaltweite verhält, nicht zu klein werden und sollte im Bereich einiger μm liegen. In diesem Zusammenhang wird noch darauf hingewiesen, daß die Lage d_{max} der optimalen Spaltweite, bei der das resultierende Drehmoment maximal wird, nach Gl. 14 nicht von der Strukturhöhe abhängt. Gl. 14 hat somit nicht nur für LIGA-Mikromotoren Gültigkeit, sondern auch für die üblicherweise flacheren Siliziummotoren. Man darf jedoch nicht außer acht lassen, daß die Plattenkondensatornäherung im Falle flacherer Strukturen deutlich größere Fehler verursacht.

3.3 Anpassung des Designs an eine Rollbewegung

Die Überlegungen zu der Anordnung der Phasen aus Abschnitt 3.1.2 sowie die Erkenntnisse aus Abschnitt 3.2 führen zu einem Design, wie es in Abb. 19 schematisch dargestellt ist:

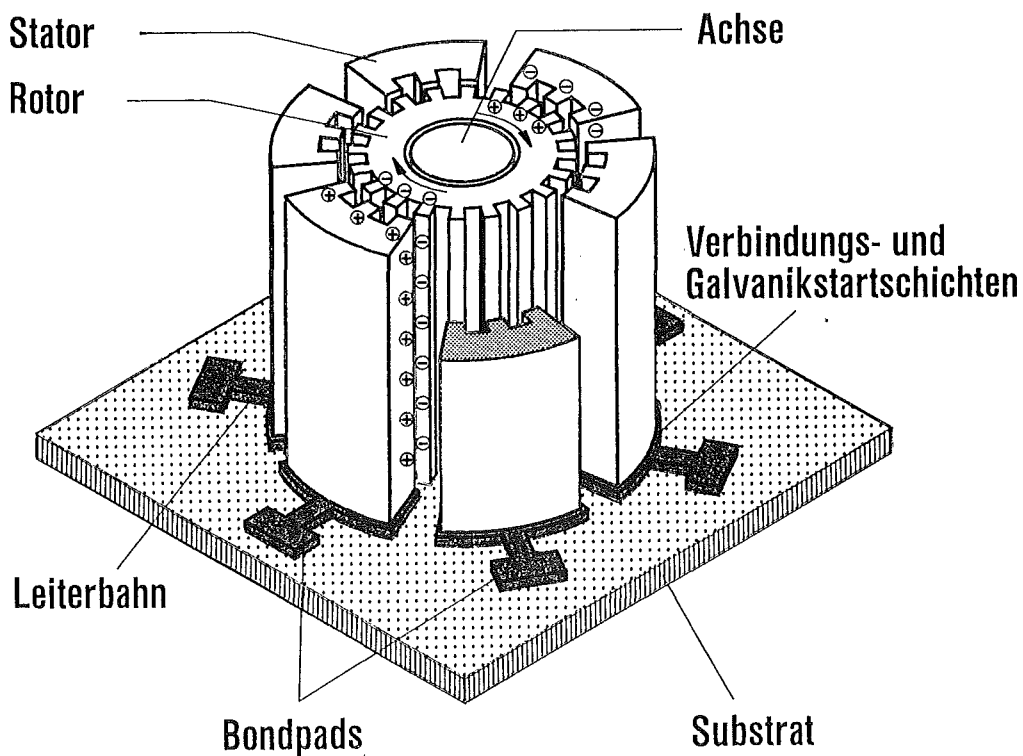


Abb. 19: Prinzip eines dreiphasigen, elektrostatischen LIGA-Motors mit großem Drehmoment und kleiner Schrittweite durch gezahnte Polschuhe. Zur besseren Darstellung ist ein Motor gezeigt, der nur drei Zähne pro Polschuh hat.

Die Pole einer Phase werden wie in Abb. 14 auf großen Polschuhen zusammengefaßt, so daß sich eine gezahnte Kontur des Rotors und der Statoren ergibt. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird die Periode der Zahnung immer außen auf dem Rotor betrachtet und mit p_R bezeichnet. Sie bestimmt die Schrittweite des Motors pro Phase, die $1/3$ einer Periode beträgt, woraus sich der Stellweg eines gesamten Schaltzyklus von 2 Perioden ergibt. Damit ergibt sich bei N_R Zähnen bzw. Perioden auf dem Rotor ein Untersetzungsverhältnis von $2/N_R$.

Bei einer Störung des labilen elektrostatischen Gleichgewichts, in dem sich der Rotor, befindet, wird der Rotor in Richtung eines der aktiven Statorpole auf die Achse gezogen. Beim Schalten auf das benachbarte Statorpolpaar wird der Rotor seine Auslenkung beibehalten, da er von dem näheren Stator stärker in radialer Richtung angezogen wird als von dem weiter entfernten. Die Auslenkung des Rotors wandert folglich mit der Schaltfrequenz der Statoren um. Da sich der Rotor gleichzeitig weiterdreht, schleift er dabei auf der Achse und verursacht dort Gleitreibung.

Es ist jedoch durch Anpassung der Geometriedaten an die Schrittweite des Motors möglich, den Rotor auf der Achse abrollen anstatt auf ihr gleiten zu lassen. Während eines Schaltzyklus, wenn jeder Statorpol einmal auf positives Potential gelegt wird, legt der Kontaktpunkt zwischen Rotor und Achse einen Winkel von 360° zurück. Im Falle einer Rollbewegung rollt dann der Rotor einmal vollständig, d.h. um 360° , auf der Achse ab. Da sich die zwei aufeinander abrollenden Kreisumfänge (Achse und Rotorinnenbohrung) aber nur geringfügig voneinander unterscheiden, dreht sich der Rotor bei einer Abrollbewegung um 360° nur um einen kleinen Winkel δ um seinen Schwerpunkt weiter. Dieser Drehwinkel δ einer Abrollbewegung ergibt sich aus der Differenz der zwei aufeinander abrollenden Kreisumfänge dividiert durch den Radius der Rotorinnenbohrung:

$$\delta = \frac{2\pi(R_i - R_L)}{R_i} \quad (15)$$

mit δ : Drehwinkel des Rotors bei einer Abrollbewegung
 R_L : Radius des Lagers bzw. der Achse
 R_i : Radius der Rotorinnenbohrung

Um solch eine Rollbewegung bei dem Motordesign zu realisieren, muß gefordert werden, daß der Winkel γ , der dem Rotor durch einen Schaltzyklus der Statoren als Drehwinkel aufgezwungen wird, gleich dem Winkel δ einer Abrollbewegung sein muß. Der Winkel γ entspricht dem Stellweg des Motors bei einem Schaltzyklus, d.h. dem Winkel von 2 Perioden dividiert durch den Rotorradius:

$$\gamma = 2 \frac{p_R}{R_R} \quad (16)$$

mit γ : Drehwinkel des Rotors während eines Schaltzyklus
 p_R : Periode außen auf dem Rotor
 R_R : Außenradius des Rotors

Setzt man entsprechend der Forderung Gl. 15 und Gl. 16 einander gleich, so ergibt sich nach einfacher Umformung:

$$R_i - R_L = \frac{R_i}{R_R} \frac{p_R}{\pi} \quad (17)$$

Die Differenz $R_i - R_L$ ist aber gerade das Lagerspiel h . Das für die Realisierung einer Rollbewegung notwendige Lagerspiel h hängt somit nur von dem Verhältnis R_i/R_R der Rotorradien und der Periode p_R ab.

Die "Rollbedingung" für den Motor lautet also:

$$h = \frac{R_i}{R_R} \frac{p_R}{\pi} \quad (18)$$

Abb. 20 zeigt einen auf der Achse abrollenden Rotor, der in seinen Abmessungen der Rollbedingung angepaßt ist, im Augenblick des Umschaltens von einem Statorenpaar auf das nächste.

Um die Torkelbewegung des Rotors gering zu halten, muß das Lagerspiel klein gewählt werden. Das bedeutet nach Gl. 18, daß auch R_i/R_R und p_R klein sein müssen. Ein kleines R_i/R_R ist von Vorteil, da sich somit wegen eines relativ kleinen Lagerradius ($R_L = R_i - h$) ein kleiner Hebelarm für die Reibung auf der Achse ergibt. Dagegen ist ein kleines p_R vorteilhaft, da auf diese Weise viele Zähne auf dem Rotor untergebracht werden können, also eine hohe Packungsdichte erreicht werden kann. Nach den Erfahrungen mit den Mikroturbinen (siehe Abschnitt 2.2.2) weiß man jedoch, daß bei den einfachen, zylindrischen Lagern mit $h = 4$ bis $5 \mu\text{m}$ technische Grenzen gesetzt sind. Nimmt man $h = 5 \mu\text{m}$ als untere Grenze an und wählt für R_i/R_R die theoretische Obergrenze von $R_i/R_R = 1$, so erhält man als minimal mögliche Periode $p_R = 15,7 \mu\text{m}$. Da aber, wie gerade erwähnt, R_i/R_R ebenfalls klein sein soll, wird man die Periode eher größer wählen. Mit den an den Mikroturbinen ebenfalls getesteten Wellenlagern können auch kleinere Lagerspiele bis zu $h = 2,5 \mu\text{m}$ realisiert werden. Die Anpassung der Wellenlager an die Rollbedingung ist ebenfalls möglich. Tab. 2 gibt einen Überblick über die Größe der Periode bei verschiedenen Lagerspielen und R_i/R_R .

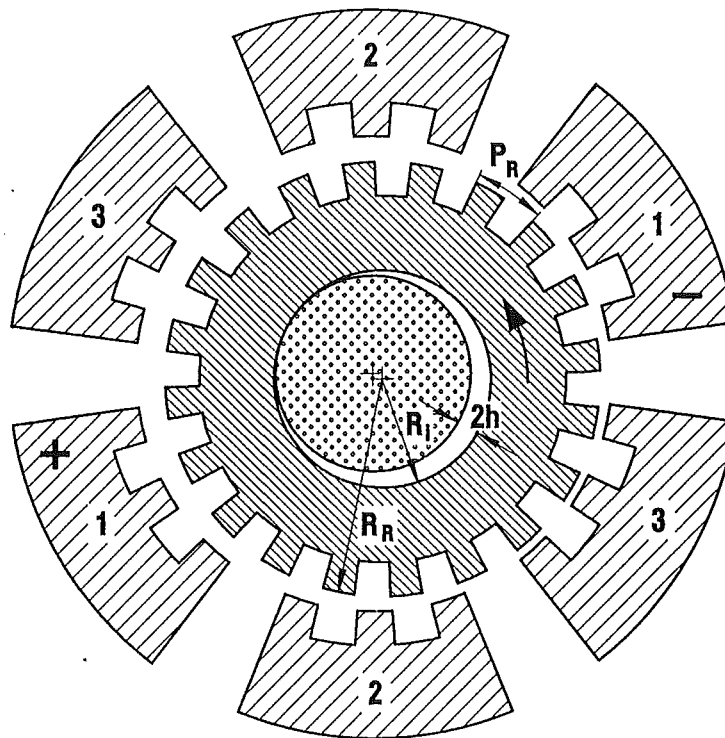


Abb. 20: Auf der Achse abrollender Rotor im Augenblick des Umschaltens von Statorpol-paar 3 auf Polpaar 1.

h [μm]	R_i/R_R	p_R [μm]
2,5	1,0	7,9
	0,75	10,5
	0,5	15,7
	0,25	31,4
5,0	1,0	15,7
	0,75	20,9
	0,5	31,4
	0,25	62,8

Tab. 2: Mögliche Perioden für verschiedene Lager-spiele h und Radienverhältnisse R_i/R_R .

Nach den grundlegenden Designüberlegungen dieses Kapitels bleibt noch offen, wie die Zahnung des Rotors und der Statorpole am besten ausgelegt wird, um ein möglichst hohes Antriebsmoment zu gewährleisten. Eine Optimierung der Zahnung erfordert die Berücksichtigung von Randeffekten, die bei der Plattenkondensatornäherung vernachlässigt werden. Die hierzu notwendigen, genaueren Rechnungen werden im nächsten Kapitel vorgestellt.

4 Berechnung des antreibenden Drehmomentes zur Optimierung der Motorgeometrie mit FEM

In diesem Kapitel wird erläutert, wie man das antreibende Drehmoment sehr viel genauer als im letzten Kapitel berechnen kann. Dazu wird die Kraft nicht wie in Kap. 3 aus der Energie abgeleitet, die im elektrischen Feld eines Plattenkondensators gespeichert ist, sondern aus dem tatsächlichen Verlauf des elektrischen Potentials und der daraus folgenden elektrischen Feldstärke im Luftspalt zwischen Rotor- und Statorpolen.

Die Variation verschiedener Designparameter bei der Drehmomentberechnung gestattet eine Optimierung des Motordesigns bezüglich eines möglichst hohen Antriebsmomentes. Bei der Durchführung einer solchen Optimierung ist darauf zu achten, daß die verschiedenen Designparameter in sinnvoller Reihenfolge und soweit als möglich unabhängig voneinander variiert werden. Dazu werden zunächst Anfangsparameter festgelegt, von denen aus die Optimierung gestartet wird. Hat man für einen Parameter das maximale Drehmoment gefunden, wird dieser als optimal ermittelte Wert des Parameters im weiteren konstant gehalten. Leider kann nicht unbedingt vorausgesetzt werden, daß dieser optimale Wert bei der Variation der anderen Parameter erhalten bleibt. Unter Umständen müßte deshalb für eine vollständige Optimierung mit jedem weiteren Parameter die vorigen wiederum neu ermittelt werden. Das bedeutet aber, daß man bei der Variation von N Parametern folglich $N!$ Optimierungsrechnungen durchführen müßte. Da das im Rahmen dieser Arbeit jedoch zu aufwendig wäre, wird hier immer der zuvor ermittelte Optimalwert eines Parameters konstant gehalten und nicht erneut variiert.

Der Schwerpunkt der Optimierung wird auf die Zahnung der Rotor- und Statoroberflächen gelegt. Zunächst wird daher das Verhältnis V von Zahnbreite zu Zahnlücke variiert. Nach einer Analyse des Einflusses des Lagerspiels, der am Vergleich dreier Beispiele verdeutlicht wird, wird anschließend mit dem zuvor ermittelten, besten Verhältnis V die Periode variiert. Sowohl bei der Variation des Lagerspiels als auch der Periode ist zu beachten, daß sie nicht von allen anderen Designparametern unabhängig sind, sondern durch die in Kap. 3 aufgestellte Rollbedingung miteinander verknüpft sind. Um die Rollbedingung nicht zu verletzen, müssen die abhängigen Parameter der Variation angepaßt werden.

4.1 Definition des mathematischen Problems bei der Drehmomentberechnung

Wie oben bereits erwähnt, soll die am Rotor angreifende Kraft aus dem Potentialverlauf bzw. aus dem elektrischen Feld berechnet werden. Das elektrostatische Feld gehorcht der 1. Maxwell'schen Gleichung /41/:

$$\operatorname{div} \mathbf{E} = \frac{\rho_e}{\varepsilon_0} \quad (19)$$

mit \mathbf{E} : elektrische Feld
 ρ_e : Ladungsdichte
 ε_0 : elektrische Feldkonstante

Im ladungsfreien Raum, wie z. B. im Luftspalt zwischen dem Rotor und den Statoren, ist $\rho_e = 0$ und die 1. Maxwell'sche Gleichung reduziert sich zu:

$$\operatorname{div} \mathbf{E} = 0 \quad (20)$$

Da das elektrostatische Feld ein konservatives Kraftfeld ist, geht es aus dem Gradienten eines Potentials, dem elektrischen Potential Φ hervor:

$$\mathbf{E} = -\operatorname{grad} \Phi \quad (21)$$

mit Φ : elektrisches Potential

Gl. 21 eingesetzt in Gl. 20 ergibt die Laplace-Gleichung für das Potential:

$$\Delta \Phi = \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) \Phi = 0 \quad (22)$$

mit Δ : Laplace-Operator

Zur Berechnung des elektrischen Feldes im Luftspalt muß man folglich die Laplace-Gleichung für das Potential lösen. Sie ist ein einfaches Beispiel einer partiellen Differentialgleichung, deren Lösung ein typisches Randwertproblem darstellt. Die für ein Randwertproblem typischen, festgelegten Randbedingungen werden entweder durch den Absolutwert der auf dem Rand betrachteten, physikalischen Größe angegeben (\rightarrow Dirichletproblem) oder durch deren Ableitung auf dem Rand (\rightarrow Neumannproblem). Im Falle des Motors liegt ein Dirichletproblem vor. Die Randbedingungen werden durch das Potential auf den Statorpolen, d.h. durch die dort angelegte Spannung, gegeben.

Eine elegante analytische Methode zur Lösung der 2-dimensionalen Laplace-Gleichung sind die konformen Abbildungen /42/. Hier macht man sich zunutze, daß der Real- und Imaginärteil einer analytischen, komplexen Funktion harmonisch sind und damit jeweils der Laplace-Gleichung genügen. Deshalb kann

man das elektrische Potential Φ als Realteil eines komplexen Potentials Ω auffassen und findet zu Φ eine konjugierte, harmonische Funktion Ψ , für die gilt:

$$\Omega = \Phi + i\Psi \quad (23)$$

Die Linien $\Phi = \text{const}$ stellen die Äquipotentiallinien des Systems dar, während die darauf senkrecht stehenden Linien $\Psi = \text{const}$ die Richtung des elektrischen Feldes angeben, also den Feldlinien entsprechen.

Für eine gezahnte Kontur, ähnlich der der Rotor- und Statoroberflächen, läßt sich das Problem für den Fall unendlich ausgedehnter und völlig symmetrischer Strukturen mit periodischen Randbedingungen für einen einzelnen Zahn lösen /43/. Die aus dieser Lösung für einen Zahn resultierende Kraft braucht nur mit der Anzahl der Zähne multipliziert zu werden, um die Gesamtkraft zu erhalten.

Leider kann dieses Ergebnis auf den hier diskutierten Mikromotor nicht zufriedenstellend übertragen werden, da sowohl die Zahl der Zähne pro Statorpol begrenzt ist und die Randeffekte eine nicht zu vernachlässigende Rolle spielen, als auch die Anforderungen an die Symmetrie aufgrund der Rollbewegung des Rotors um die Achse nicht erfüllt sind. Zur Veranschaulichung der nicht gegebenen Symmetrie wird noch einmal auf Abb. 20 des vorangegangenen Kapitels verwiesen, wo der abrollende Rotor in seiner relativen Lage zu den Statorpolen dargestellt ist. Dort erkennt man, daß der Luftspalt zwischen dem Rotor und dem gerade aktiven Statorpolpaar (in Abb. 20 Paar Nr. 1) an dem weiter entfernten Pol fast drei mal so groß ist wie an dem näheren. Auch der Versatz der Rotorzähne gegenüber den Statorzähnen fällt bei beiden Statorpolen unterschiedlich stark aus.

Um im Fall des rollenden Mikromotors genaue Ergebnisse zu erzielen, muß folglich die Kraft über den gesamten Motor berechnet werden. Wegen der daraus folgenden komplizierten Geometrie des Randwertproblems ist eine analytische Lösung der Laplace-Gleichung mit Hilfe der konformen Abbildungen nicht möglich. Deshalb muß hier auf numerische Rechenverfahren zurückgegriffen werden, wobei sich die sehr verbreitete Methode der Finiten Elemente (\rightarrow im weiteren abgekürzt als FEM) anbietet /44/. Dabei wird die betrachtete Geometrie inklusive ihres Randes mit einem Gitter - dem Maschennetz - überzogen, das drei- oder viereckige Maschen haben kann. Eine Masche ist dann ein Finites Element. Das Randwertproblem wird nun ausgehend von den vorgegebenen Randbedingungen iterativ auf den Gitterpunkten des Maschennetzes gelöst. Bei dem hier vorliegenden Problem wird dabei das Potential als Funktion des Ortes, d.h. der Gitterpunktkoordinaten, berechnet. Die

Randbedingungen werden durch die an die Statorpole angelegte Spannung angegeben.

4.2 Rechenablauf

4.2.1 Berechnung des Potentials

Am IMT steht unter anderen das Programmpaket TOSCA zur Verfügung, mit dem auch dreidimensionale Probleme mit FEM gelöst werden können. Für LIGA-Strukturen ist aber meistens eine zweidimensionale Rechnung ausreichend, da die relevanten lateralen Strukturabmessungen normalerweise klein verglichen mit der Strukturhöhe sind und keine Geometrievariation in der Höhe vorliegt. Die so erhaltenen Ergebnisse können dann einfach mit der Strukturhöhe multipliziert werden.

Das bedeutet für den Motor, daß nur ein 2-dimensionales Gitter erzeugt werden muß, das einen horizontalen Schnitt durch den Motor darstellt. Die für den Schnitt notwendigen geometrischen Koordinaten werden aus den Designparametern berechnet und anschließend zur Netzerstellung an TOSCA übergeben. Um den Rechenaufwand in Grenzen zu halten, wird die betrachtete Geometrie auf die zwei momentan an Spannung gelegten Statorpole, den zugehörigen Rotorausschnitt und die entsprechenden Luftspalte beschränkt. Abb. 21 zeigt sehr grob das Maschennetz zu der Motoranordnung von Abb. 20.

Wie man anhand der zwei unterschiedlich breiten Luftspalte erkennt, ist die Rollbewegung des Rotors im Maschennetz berücksichtigt. Das beim Rechnen tatsächlich vorhandene Netz ist sehr viel feiner unterteilt, als es in Abb. 21 zur besseren Anschauung dargestellt ist. So wird z.B. eine Masche im Luftspalt von Abb. 21 in 80 bis 100 Maschen unterteilt. Von den restlichen Statorpolen des Motors, die nicht im Maschennetz erscheinen, wird angenommen, daß sie auf demselben Potential wie der Rotor liegen und daher keinen Beitrag zur Kraft leisten¹. Auf die Darstellung der Motorachse kann ebenfalls verzichtet werden, da auch sie auf Rotorpotential liegt.

Nach dem Erstellen des Maschennetzes müssen die Randbedingungen festgelegt werden, d.h. den Statorpoloberflächen wird quantitativ eine Spannung zugeordnet. Des weiteren muß definiert werden, daß der nichtkontaktierte Rotor metallisch und folglich sein Inneres feldfrei ist, weswegen die Spannung

1. Die Annahme ist berechtigt, da man das aus den Rechnungen erhaltene Potential auf dem Rotor in der Praxis beim Beschalten des Motors an die restlichen Statorpole mit Hilfe eines Spannungsteilers anlegen kann.

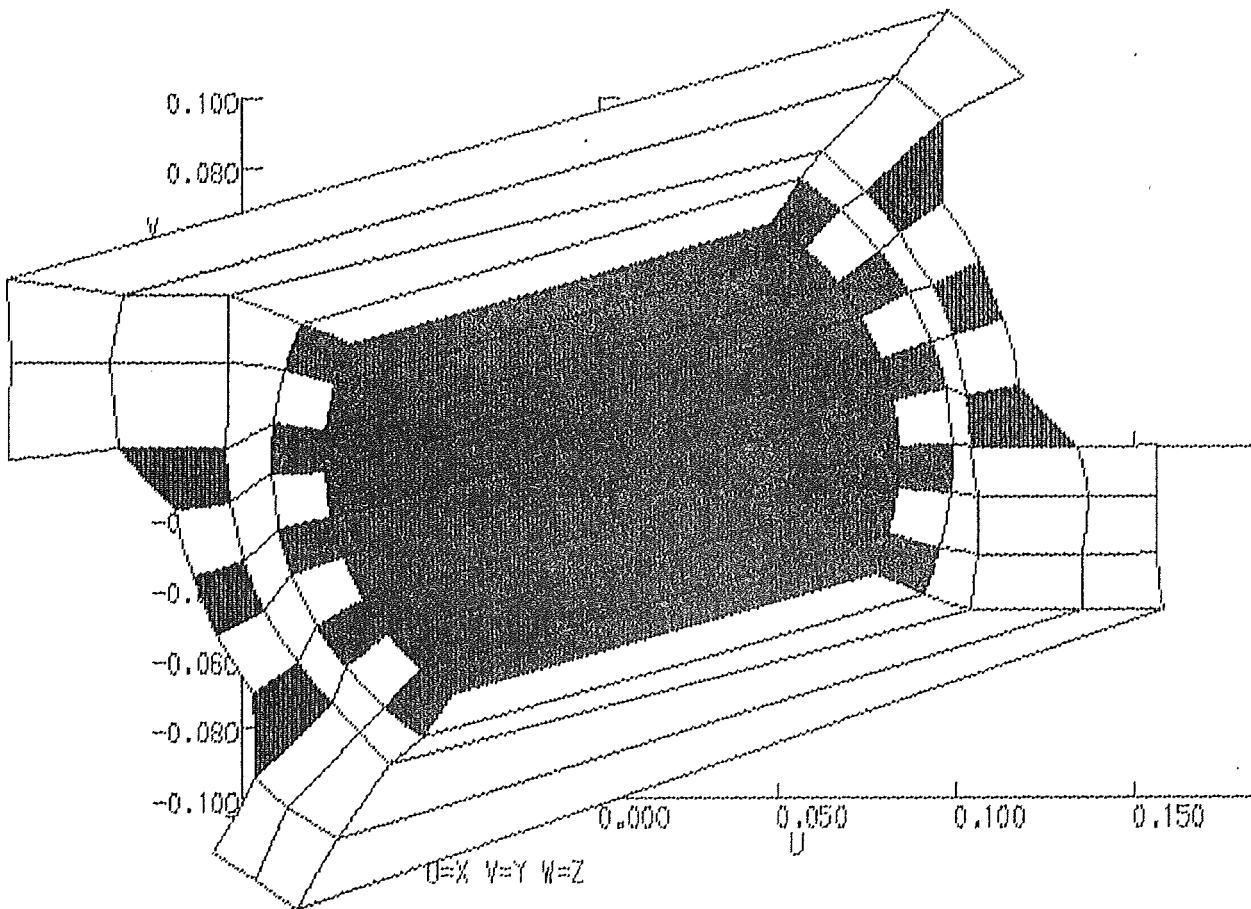


Abb. 21: Maschennetz für die Motorgeometrie, wie sie am Anfang eines Schaltpulses vorliegt. Zum Rechnen wird das Netz sehr viel feiner unterteilt.

nur über den zwei Luftspalten abfällt. Da das Material auf den Rotormaschen nur durch seine Dielektrizitätskonstante ϵ charakterisiert werden kann, wird, um den metallischen Zustand zu simulieren, ein sehr hohes ϵ von 10^6 auf dem Rotor definiert, was suggeriert, daß ausreichend Polarisationsladungen zur Abschirmung des elektrischen Feldes im Rotorinneren vorhanden sind. Damit ist das Potential auf der Rotoroberfläche zwar konstant aber dennoch unbekannt. Es muß deshalb ebenfalls berechnet werden.

Als Ergebnis der Rechnung von TOSCA erhält man das Potential auf dem Rotor und seinen Verlauf in den Luftspalten zwischend den Rotor- und Statorpolen als diskretisierte Größe $\Phi(x_i, y_i, z_i)$ auf den Gitterpunkten des Maschennetzes.

4.2.2 Berechnung des Drehmomentes

Die elektrische Feldstärke geht nach Gl. 21 durch Gradientenbildung aus dem Potential Φ hervor. Da Φ durch die FEM-Rechnung nur an diskreten Punkten berechnet wird, muß der Gradient zwischen zwei Punkten durch einen Differenzenquotienten ersetzt werden:

$$E_x(x_i, y_i, z_i) = \frac{\Phi(x_{i+1}, y_i, z_i) - \Phi(x_i, y_i, z_i)}{x_{i+1} - x_i} \quad (24)$$

mit E_x : x -Komponente des elektrischen Feldes
 Φ : Potential
 x_i, y_i, z_i : Koordinaten des i -ten Gitterpunktes
 i : Numerierung der Gitterpunkte

Die Komponenten E_y und E_z werden in Analogie dazu berechnet.

Aus den ebenfalls diskreten Werten der elektrischen Feldstärke werden zunächst die Faraday-Maxwell'schen Spannungen für das elektrostatische Feld berechnet. Sie geben die Kraft pro Fläche im Feld an /41/. Im elektrostatischen Feld ergeben sich die Faraday-Maxwell'schen Spannungen \mathbf{p} aus:

$$\mathbf{p} = \frac{1}{2} \mathbf{E} \cdot (\mathbf{D} \cdot \mathbf{n}) + \frac{1}{2} \mathbf{D} \times (\mathbf{E} \times \mathbf{n}) \quad (25)$$

mit \mathbf{p} : Maxwell'sche Spannung
 \mathbf{D} : Verschiebungsdichte
 \mathbf{n} : Normalenvektor auf das Flächenelement

Im Luftspalt gilt:

$$\mathbf{D} = \epsilon_0 \mathbf{E} \quad (26)$$

und nach einigen Umformungen /45/ ergibt sich für \mathbf{p} :

$$\mathbf{p} = \epsilon_0 \mathbf{E} \cdot (\mathbf{E} \cdot \mathbf{n}) - \frac{1}{2} \epsilon_0 \mathbf{n} \cdot (\mathbf{E} \cdot \mathbf{E}) \quad (27)$$

Man erhält so die Kraft pro Fläche am Gitterpunkt (x_i, y_i, z_i) .

Um daraus die Kraft F_j zu berechnen, die an einer Masche angreift, wird der Wert von \mathbf{p} an dieser Masche über die Werte der vier Gitterpunkte, die die Ecken der Masche bilden, gemittelt und der Mittelwert anschließend mit der Fläche der Masche multipliziert:

$$\mathbf{F}_j = p_j A_j \quad (28)$$

mit A_j : Fläche der j -ten Masche
 j : Numerierung der Maschen

Das Drehmoment T_j ergibt sich dann aus dem Vektorprodukt der Kraft F_j mit dem zugehörigen Hebelarm r_j , der vom Schwerpunkt des Rotors zur Masche j führt:

$$\mathbf{T}_j = \mathbf{r}_j \times \mathbf{F}_j \quad (29)$$

mit T_j : Drehmoment, das an j -ter Masche angreift
 r_j : Hebelarm der j -ten Masche

Durch Summation der diskreten Drehmomente auf der Rotoroberfläche erhält man das Gesamtdrehmoment:

$$\mathbf{T}_{ges} = \sum_j \mathbf{T}_j \quad (30)$$

mit T_{ges} : gesamtes Drehmoment, das am Rotor angreift

Da, wie bereits erwähnt, bei dem hier vorliegenden Motor eine zweidimensionale Berechnung ausreichend ist, ist nur die z-Komponente des Drehmomentes von Null verschieden.

4.2.3 Summation des Drehmomentes im Luftspalt anstatt auf der Rotoroberfläche zur Verminderung des Rechenaufwandes

Bei der Integration auf der Rotoroberfläche ergibt sich aus der Tatsache, daß die Ecken der Rotor- und Statorzähne zur Spannungsrißvermeidung bei der Röntgentiefenlithografie abgerundet sein müssen, folgendes Problem:

Die Berücksichtigung der Eckverrundung ($r=1 \mu\text{m}$) erhöht den Rechenaufwand stark, da jede verrundete Ecke mit mindestens 3 Punkten angenähert werden muß, durch die von TOSCA eine Parabel gelegt wird. Wie die Rechnungen in /18/ zeigen, beträgt der Fehler in der Kraft ca. 5 %, wenn man die Eckverrundung nicht berücksichtigt. Dieser Fehler ist klein genug, um die Vernachlässigung der Eckverrundung in Anbetracht des hohen Rechenaufwandes zu rechtfertigen. Folglich beschränkt man eine Zahnecke auf einen einzelnen Gitterpunkt. In diesem Fall stellen die Zahnecken jedoch eine Spitze im elektrischen Feld dar, auf der sich die Feldlinien sammeln. In unmittelbarer Umgebung der Ecke hat man deshalb nach Gl. 21 einen sehr starken Gradienten des Potentials. Für die FEM-

Rechnung folgt daraus, daß sich hier das Potential von einer Masche zur nächsten drastisch ändert. Dieser starke Gradient führt jedoch selbst bei einem feinen Maschennetz zu großen numerischen Schwankungen in der Kraft bis hin zu einer Größenordnung.

Einen Ausweg bietet die Summation des Drehmomentes entlang eines Kreisbogens in der Mitte des Luftspaltes, wo die Feldgradienten am schwächsten sind, anstatt direkt auf der Rotoroberfläche. Das ist möglich, da die elektrostatische Kraft direkt aus dem elektrischen Feld abgeleitet werden kann und das Linienintegral über die Kraft entlang eines geschlossenen Weges wie beim elektrischen Feld ebenfalls Null ist. Bei der Integration des Drehmomentes entlang eines beliebigen Weges im Luftspalt macht man jedoch einen kleinen Fehler im Hebelarm, da der Hebelarm eigentlich vom Rotorschwerpunkt zu dem Flächenelement auf der Rotoroberfläche zeigt, an dem die Kraft angreift. Dieser Fehler liegt in der Größenordnung einer halben Spaltweite ($d/2 = 2 \mu\text{m}$), d.h. bei Rotorradien von ca. $100 \mu\text{m}$ bei ca. 2 %. Dort, wo der Kreisbogen an den Zahn-lücken vorbeiführt, ist der Fehler im Hebelarm etwas größer. Da aber die wesentlichen Beiträge zum Drehmoment von den Zahnecken herrühren und der Gradient des Potentials in den Lücken mit zunehmender Tiefe stark abnimmt, wirkt sich dieser Fehler nur minimal aus.

4.3 Optimierung des Drehmomentes

4.3.1 Ziel der Optimierung

Mit dem beschriebenen Algorithmus kann das antreibende Drehmoment der Motoren berechnet werden. Unter dem Begriff "antreibendes Drehmoment" wird im weiteren immer die z-Komponente des Vektors aus Gl. 30 verstanden. Das Ziel der durchzuführenden Optimierung ist es, Designregeln festzulegen, mit denen für einen Motor vorgegebener Größe das antreibende Drehmoment maximal wird sowie ein sicherer Anlauf des Motors gewährleistet werden kann. Was dabei zu beachten ist, läßt sich am besten anhand eines konkret gerechneten Beispiels erläutern. Abb. 22 zeigt dazu den Verlauf des Drehmomentes über dem Phasenwinkel α für den Motor aus Abb. 20. Die für die Rechnung benutzten Parameter sind im nächsten Abschnitt (Kap. 4.3.2) dargestellt. Für jeden Punkt der Kurve in Abb. 22 wurde ein Maschennetz erstellt, das die momentane Position des Rotors unter Berücksichtigung der Rollbewegung und seines Stellweges widerspiegelt.

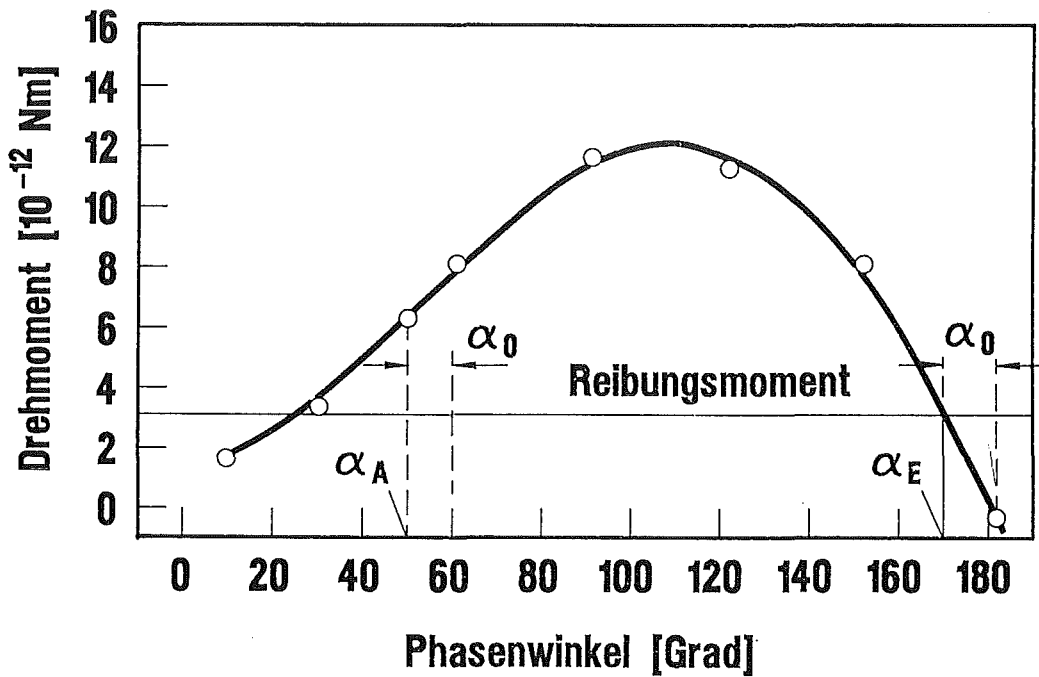


Abb. 22: Beispiel eines Drehmomentverlaufes als Funktion des Phasenwinkels.

Der Gesamtverlauf des Drehmomentes bei einem 3-phasigen Motor ergibt sich durch drei um je 60° gegeneinander verschobene Kurven (siehe Kap. 3). Unter Vernachlässigung von Reibung und Trägheit ist eine Phase während eines Schrittes von $\alpha_{A_0} = 60^\circ$ bis $\alpha_{E_0} = 180^\circ$ aktiviert, d.h. sie treibt den Motor bis in die Position ohne resultierende Tangentialkraft bei $\alpha_{E_0} = 180^\circ$ vorwärts. Die nächste Phase beginnt folglich bei $\alpha_{A_0} = 60^\circ$. In der Praxis jedoch wird der Motor während einer Phase nur soweit vorangetrieben, bis das Reibungsmoment gleich dem Antriebsmoment ist, d.h. wie in Abb.22 bis zu einem Winkel $\alpha_E = 180^\circ - \alpha_0$. Dementsprechend beginnt die nächste Phase bei $\alpha_A = 60^\circ - \alpha_0$. In Abb. 22 ergibt sich durch die Wahl des Reibungsmomentes $\alpha_0 = 10^\circ$.

Für das Antriebsmoment muß daher folgendes gefordert werden:

- Um möglichst viel Drehmoment pro Phase zu erzeugen, muß das Integral unter der Kurve maximal werden. Dies wird vor allem durch ein möglichst hohes und breites Kurvenmaximum gewährleistet.
- Zur Überwindung der Haftreibung am Anfang jedes Schrittes muß das Startdrehmoment bei α_A möglichst groß werden. Dazu muß α_0 minimal und somit α_A maximal werden, da die Drehmomentkurven im Bereich $\leq 60^\circ$ monoton steigen und ein größeres α_A insofern ein größeres Startdrehmoment garantiert. α_0 wird bei konstanter Reibung umso kleiner, je steiler die Kurven

rechts vom Maximum abfallen. Gleichzeitig muß das Drehmoment bei Winkeln $\leq 60^\circ$ möglichst groß sein.

4.3.2 Festlegen der Parameter

In diesem Abschnitt werden die Startparameter für die Optimierung festgelegt. Sie werden einerseits vorgegeben durch die in Kap. 2 und 3 diskutierten technischen Randbedingungen, wie z.B. Größe des realisierbaren Lagerspiels und auftretende Reibungsterme und andererseits durch die Forderung nach Vergleichbarkeit und Aussagekraft der Ergebnisse. Zusätzlich ist es sinnvoll, sich an den Ergebnissen von den bereits berechneten Linearantrieben /18/ zu orientieren.

Da der Hebelarm, der durch den Rotorradius bestimmt wird, direkt in das Drehmoment eingeht, wird er zunächst konstant gewählt. Außerdem sollen Rotor und Statoren eine feste Anzahl an Zähnen haben, da diese in den Rotorradius und somit in den Hebelarm eingeht und auch bei unterschiedlicher Zahnzahl andere Randeffekte vorliegen. Um die Maschennetze übersichtlich zu halten, werden immer ein relativ kleiner Rotor mit $N_R = 20$ Zähnen und Statoren mit je 3 Zähnen angenommen, wie bereits in Abb. 19 und Abb. 20 dargestellt. Ein konstanter Rotorradius und eine feste Zahnzahl bedingen ebenfalls eine feste Periode p_R :

$$p_R = \frac{2 \pi R_R}{N_R} \quad (31)$$

mit p_R : Periode außen auf dem Rotor
 R_R : Rotoraußenradius
 N_R : Zahl der Zähne auf dem Rotor

Die Rollbedingung nach Gl. 18, die p_R mit dem Lagerspiel h und dem Verhältnis von Rotorinnenradius zu Rotoraußenradius R_i/R_R verknüpft, ist hier zur Erinnerung noch einmal aufgeführt:

$$h = \frac{R_i}{R_R} \frac{p_R}{\pi} \quad (32)$$

mit h : Lagerspiel
 R_i : Radius der Rotorinnenbohrung \rightarrow "Rotorinnenradius"

Wie bereits in Kap. 3 diskutiert, muß bei der Wahl von h , R_i/R_R und p_R zwischen technischer Machbarkeit des Lagerspiels, einer hohen Packungsdichte der Pole durch kleine p_R und einem kurzen Hebelarm R_i zur Minimierung der Reibung auf

der Achse abgewägt werden. Im Falle von Zylinderlagern, die das Abrollen des Rotors auf der Achse am besten gewährleisten, ist ein Lagerspiel von 4-5 μm strukturierbar. Das schränkt den Bereich der Periode nach Tab. 2, Kap. 3 auf $16 \mu\text{m} \leq p_R \leq 63 \mu\text{m}$ ein. In Bezug auf R_i/R_R erscheinen dort die großen Perioden sinnvoll, da dann R_i/R_R klein gewählt werden kann.

Aus den entsprechenden Rechnungen für Linearantriebe mit einer ähnlichen Zahnung ist bekannt, daß die Periode im Bereich von 6 bis 8 mal der Kondensatorspaltweite d liegen sollte /18/, um eine maximale Kraft pro Zahn zu erhalten. Abweichungen davon sind bei dem rotierenden Motor aufgrund seiner Unsymmetrie zwar zu erwarten, sie sollten jedoch bei den gewählten, verhältnismäßig kleinen Lagerspielen nicht zu groß sein. Die Kondensatorspaltweite d sollte nach Kap. 3 in der Größenordnung einiger μm liegen und wurde dort bereits mit $d=4 \mu\text{m}$ in Abb. 18 angenommen. Daraus folgt für die Periode, daß $24 \mu\text{m} \leq p_R \leq 32 \mu\text{m}$ sein sollte. Wählt man aus diesem Bereich $p_R=30 \mu\text{m}$ und für $R_i/R_R = 0,5$, so erhält man ein Lagerspiel von $h \approx 4,8 \mu\text{m}$, was technisch herstellbar ist. Nach Gl. 31 folgt aus $p_R=30 \mu\text{m}$ ein Rotorradius von $R_R=95,5 \mu\text{m}$.

Parameter	Wert
Zahl der Rotorzähne N_R	20
Zahl der Zähne pro Stator	3
engste Luftspaltweite d	4 μm
Periode auf dem Rotor p_R	30 μm
<i>Rotorradius R_R</i>	<i>95,5 μm</i>
Rotorradienverhältnis R_i/R_R	0,5
<i>Lagerspiel h</i>	<i>4,8 μm</i>
Strukturhöhe h_s	100 μm
Spannung an Statorpolen U	100 V

Tab. 3: Parameter für Optimierungsrechnung mit FEM. Die kursiv gedruckten Werte folgen aus der Erfüllung der Rollbedingung.

Für die Strukturhöhe h_s wird in allen Rechnungen $h_s = 100 \mu\text{m}$ angenommen. Die Spannung, die an die Statorpole gelegt wird, sei $U = 100 \text{ V}$, wobei immer 0 V für den linken Stator und 100 V für den rechten Stator gewählt wird.

Tab. 3 zeigt noch einmal die hier festgelegten Parameter.

4.3.3 Einfluß des Verhältnisses von Zahnbreite zu Zahnlücke

Wie in /10/ und /18/ bereits diskutiert wurde, spielt das Verhältnis von Zahnbreite zu Zahnlücke für die Krafterzeugung eine große Rolle. Aus diesem Grunde wird für die feste Periode $p_R = 30 \mu\text{m}$ das Verhältnis V variiert, für das gilt:

$$V = \frac{b}{l} \quad \text{mit } b + l = p_R \quad (33)$$

mit V : Verhältnis von Zahnbreite zu Zahnlücke
 b : Zahnbreite
 l : Zahnlücke

Abb. 23 zeigt den Drehmomentverlauf über dem Phasenwinkel α für verschiedene Werte von V . Man findet, daß die Kurven ein ausgeprägtes Maximum aufweisen, das im gewählten Bereich von $0,5 \leq V \leq 0,88$ umso höher ist, je kleiner V wird. Bei Phasenwinkeln $\alpha \leq 60^\circ$ laufen dagegen alle Kurven ineinander und zeigen erst bei $\alpha \leq 30^\circ$ wieder geringfügige Abweichungen voneinander.

Dieses Ergebnis läßt sich hinsichtlich der vorne genannten Ziele der Optimierung wie folgt deuten:

Da die Kurven für alle V bei $\alpha \leq 60^\circ$ und $\alpha = 180^\circ$ nahezu gleiche Werte aufweisen, ist für die Kurve mit dem höchsten Maximum das Integral ebenfalls maximal.

Das Startdrehmoment bei α_A wird durch den Kurvenverlauf unterhalb 60° nicht unmittelbar beeinflußt. Deshalb kann das Startdrehmoment nur durch die Minimierung des Verschiebungswinkels α_0 erhöht werden. Die Größe von α_0 hängt aber wiederum von der Höhe und der Lage des Maximums ab. α_0 wird umso kleiner, je höher das Maximum ist und je weiter rechts es liegt, da die Kurve dann rechts vom Maximum steil abfällt. Da in Abb. 23 die Höhe des Maximums mit abnehmendem V wächst, während die Lage des Maximums annähernd konstant bei $\alpha = 120^\circ$ bleibt, wird α_0 umso kleiner, je kleiner V wird.

Da sowohl das Integral unter der Kurve als auch α_0 nur durch die Höhe des Maximums bestimmt werden, kann man sich bei der Berechnung des Dreh-

momentes für weitere Werte von V auf das Drehmoment am Maximum, also bei $\alpha = 120^\circ$ beschränken.

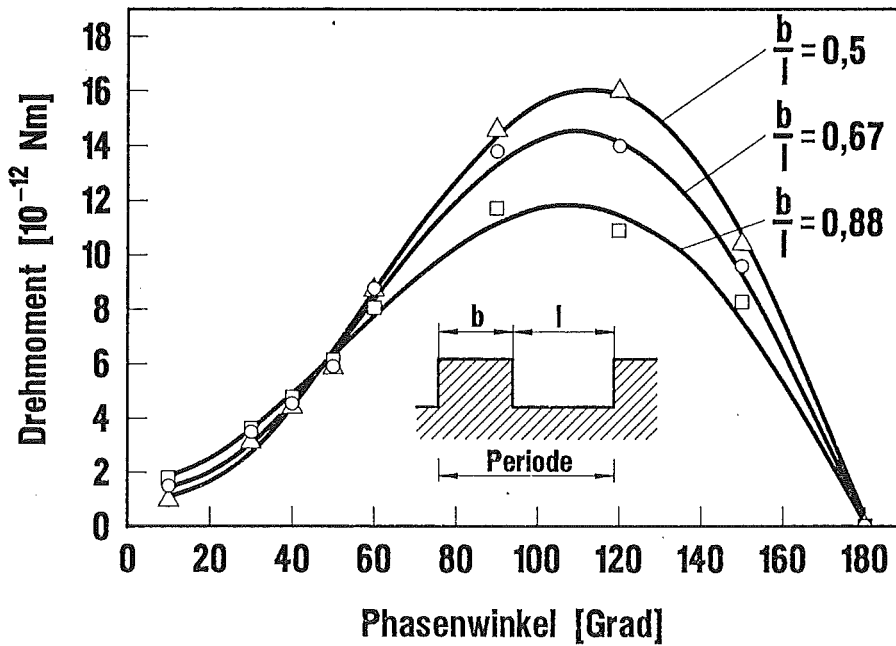


Abb. 23: Verlauf des Drehmomentes als Funktion des Phasenwinkels für verschiedene Verhältnisse $V = b/l$ von Zahnbreite zu Zahnlücke. Die Periode beträgt $p_R = 30 \mu\text{m}$, das Lagerspiel $h = 4,8 \mu\text{m}$ und die engste Spaltweite $d = 4 \mu\text{m}$.

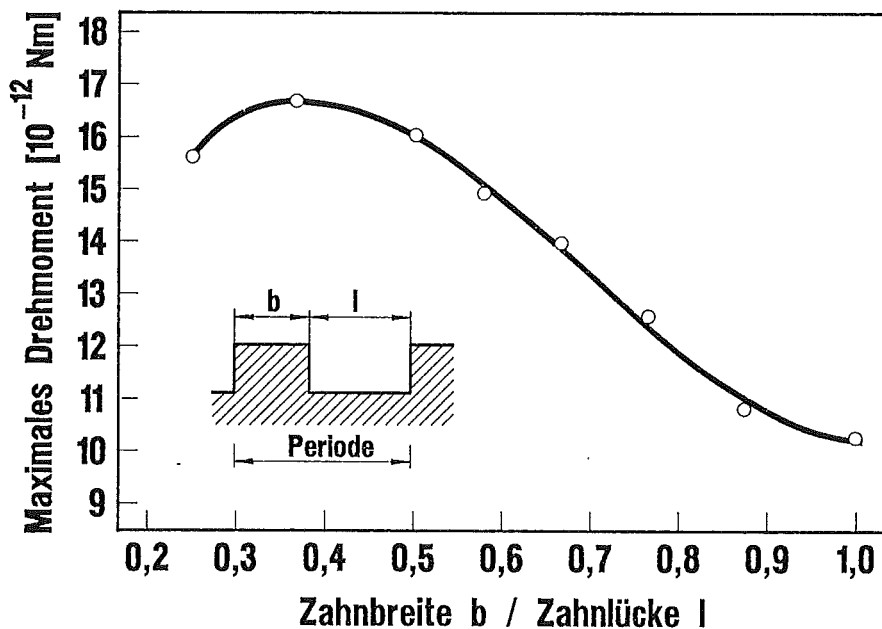


Abb. 24: Drehmoment bei Phasenwinkel $\alpha = 120^\circ$ als Funktion des Verhältnisses $V = b/l$ von Zahnbreite zu Zahnlücke. Die Periode beträgt $p_R = 30 \mu\text{m}$, das Lagerspiel $h = 4,8 \mu\text{m}$ und die engste Spaltweite $d = 4 \mu\text{m}$.

Abb. 24 zeigt das Drehmoment bei $\alpha=120^\circ$ als Funktion von V . Das Maximum dieser Kurve und somit das optimale Verhältnis V liegt bei $V=0,36$. Für die Periode $p_R=30\ \mu\text{m}$ beträgt dann die Zahnbreite $b=8\ \mu\text{m}$ und die Zahnlücke $l=22\ \mu\text{m}$, was prozeßtechnisch noch gut realisierbar ist.

4.3.4 Einfluß des Lagerspiels

Ebenfalls von Bedeutung ist der Einfluß des Lagerspiels auf das Drehmoment, da es die Stärke der Roll- oder Torkelbewegung bestimmt. Es ist offensichtlich, daß unter Konstanthaltung der engsten Spaltweite d das Drehmoment bei kleinerem Lagerspiel größer werden muß, da sich dann an dem Statorpol, der dem Rotor abgewandt und folglich weiter entfernt ist, ein engerer Kondensatorspalt ergibt, der linear mit dem Lagerspiel abnimmt. Der quantitative Einfluß des Lagerspiels h soll daher im Rahmen der nach Kap. 2 technisch realisierbaren Werte von h berechnet werden.

Damit die Rollbedingung Gl. 32 nicht verletzt wird, muß das Radienverhältnis R_i/R_R dem Lagerspiel angepaßt werden. Obwohl theoretisch $0 < R_i/R_R < 1$ gilt, ist in der Praxis weder $R_i/R_R \rightarrow 0$ sinnvoll, da dann der Achsradius zu klein und somit auch die Haftung der Achse auf dem Substrat zu gering wird, als auch $R_i/R_R \rightarrow 1$, da dann der Achsradius und somit der Hebelarm der Reibung auf der Achse unnötig groß wird. Der gewählte Parameterbereich wird daher auf $0,25 \leq R_i/R_R \leq 0,75$ begrenzt, wodurch das Lagerspiel für $p_R=30\ \mu\text{m}$ zu $2,4\ \mu\text{m} \leq h \leq 7,2\ \mu\text{m}$ wird. Der untere Bereich von h ist zur Zeit jedoch nur mit den in Kap. 2 beschriebenen Wellenlagern herstellbar.

Alle anderen Parameter werden konstant gehalten. Für V wird der als optimal ermittelte Wert $V=0,36$ angenommen. Abb. 25 zeigt den Verlauf des Drehmomentes über dem Phasenwinkel α mit dem Lagerspiel als Parameter.

Man erkennt wiederum bei allen Kurven das ausgeprägte Maximum, welches für $h = 2,4\ \mu\text{m}$ fast 3 mal so groß ist wie für $h = 7,2\ \mu\text{m}$ und 2 mal so groß wie für $h = 4,8\ \mu\text{m}$. In dem gewählten Parameterbereich wächst das Drehmoment folglich umgekehrt proportional zum Lagerspiel.

Der wesentliche Beitrag zu den höheren Drehmomenten bei kleinerem h wird wie erwartet von dem Statorpol erzeugt, der dem Rotor abgewandt ist, da sich dort ein kleinerer Kondensatorspalt einstellt. Aber auch an dem dem Rotor zugewandten Statorpol erhöht sich das Drehmoment mit kleinerem h . Der Grund hierfür liegt an einer anderen Aufteilung der angelegten Spannung von $U=100\ \text{V}$ zwischen den zwei Luftspalten, die sich in Abhängigkeit der Spalt-

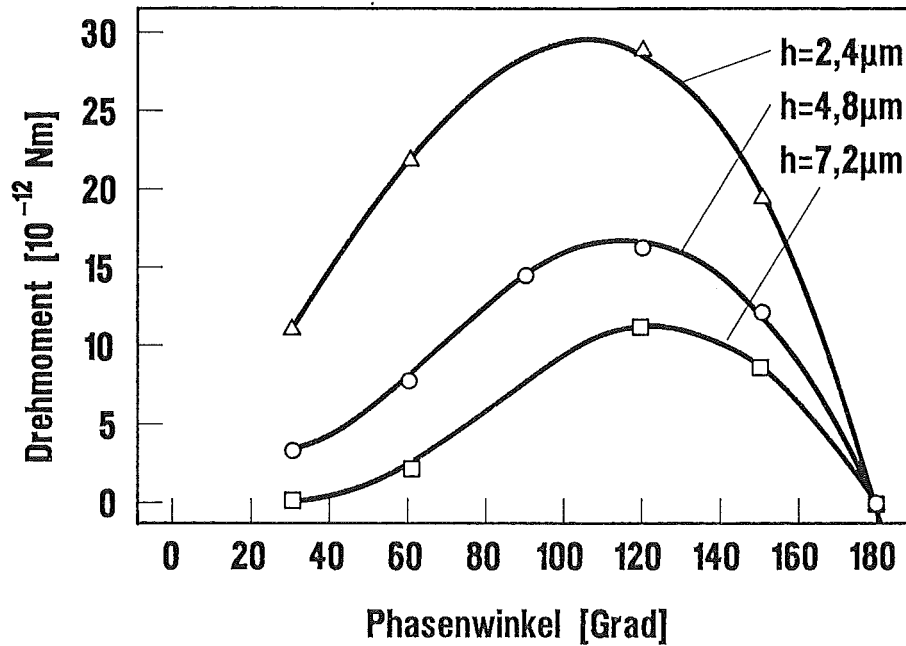


Abb. 25: Verlauf des Drehmomentes als Funktion des Phasenwinkels für verschiedene Lagerspiele h . Das Radienverhältnis R_i/R_R muß aufgrund der Rollbedingung der Variation des Lager Spiels angepaßt sein. Die engste Spaltweite d beträgt konstant $d=4 \mu\text{m}$, die Periode $p_R=30 \mu\text{m}$.

größen einstellt. So fallen z.B. bei $h=4,8 \mu\text{m}$ ungefähr 65 V über dem breiten Spalt und 35 V über dem schmalen Spalt ab, während bei $h=2,4 \mu\text{m}$ 58 V über dem breiten und 42 V über dem schmalen Spalt abfallen. Zusätzlich wird die keilförmige Aufweitung des Luftspaltes innerhalb der Statorpole umso geringer, je kleiner h ist, was ebenfalls zur Vergrößerung des Drehmomentes beiträgt.

Außerdem scheinen die Maxima mit kleiner werdendem h weiter links zu liegen, d.h. bei kleineren Winkeln α , und bei $h=2,4 \mu\text{m}$ ist kein Wendepunkt unterhalb $\alpha=60^\circ$ zu erkennen, wie es für die größeren Lagerspiele der Fall ist. Insofern tendieren die Kurven mit abnehmendem h mehr zu dem sinusartigen Verlauf, wie er von Linearantrieben bekannt ist/18/. Die geringere Asymmetrie der geometrischen Anordnung bei kleineren Lagerspielen scheint sich also auch in symmetrischeren Drehmomentverläufen widerzuspiegeln.

4.3.5 Einfluß der Periode

Bei den bisherigen Rechnungen wurde davon ausgegangen, daß der Rotorradius R_R und die Zahnzahl N_R konstant bleibt. Daraus folgte nach Gl. 31 eine ebenfalls konstante Periode p_R . Um diese variieren und dennoch die Ergebnisse

miteinander vergleichen zu können, ist es notwendig, das Drehmoment entsprechend zu normieren. Löst man Gl. 31 nach R_R auf, so ergibt sich:

$$R_R = \frac{N_R p_R}{2 \pi} \quad (34)$$

mit R_R : Rotorausradius
 p_R : Periode außen auf dem Rotor
 N_R : Zahl der Zähne auf dem Rotor

Der Rotorradius R_R wächst also proportional mit p_R . Da der Rotorradius direkt als Hebelarm in das Drehmoment eingeht, ist es für die Normierung zunächst notwendig, die berechneten Drehmomente durch R_R zu dividieren und in diesem Fall einfach die erzeugte Kraft zu betrachten. Bei der Kraft ist jedoch zusätzlich zu beachten, daß ein Motor mit großem p_R einen größeren Umfang und folglich einen größeren Flächenbedarf hat, als ein Motor mit kleinem p_R . Um die Kräfte der verschiedenen Perioden nun miteinander vergleichen zu können, wird die Kraft pro Periodenlänge angegeben. Dazu muß die Gesamtkraft des Motors durch die Periode p_R dividiert werden. Das so normierte Drehmoment gibt dann das Drehmoment pro μm Hebelarm und pro μm Periodenlänge an:

$$T_{norm, p_R} = \frac{T}{R_R p_R} \quad (35)$$

mit T : Drehmoment aus FEM
 T_{norm, p_R} : bezüglich der Periode normiertes Drehmoment

Darüberhinaus ist bei der Variation von p_R zu beachten, daß das Lagerspiel konstant gehalten wird, dessen starker Einfluß im letzten Abschnitt deutlich wurde, wobei hier wiederum $h=4,8 \mu\text{m}$ gewählt wird. Dazu muß wie zuvor in der Rollbedingung Gl. 32 das Radienverhältnis R_i/R_R angepaßt werden. Der Variationsbereich von p_R wird auf $16 \mu\text{m} \leq p_R \leq 56 \mu\text{m}$ eingeschränkt, wodurch $0,24 \leq R_i/R_R \leq 0,93$ wird.

Abb. 26 zeigt das normierte Drehmoment, gerechnet an seiner Maximalstelle bei $\alpha=120^\circ$ mit $V=0,36$, als Funktion der Periode p_R . Die Kurve steigt bei kleineren p_R monoton an und wird im Rahmen der Rechengenauigkeit bei ca. 30-55 μm konstant.

Für die hier gewählten Parameterwerte von $d=4 \mu\text{m}$ und $h=4,8 \mu\text{m}$ ist daher die Wahl der Periode mehr oder weniger unerheblich. Sie sollte nur aus dem konstanten Bereich gewählt werden und somit größer als 30 μm sein.

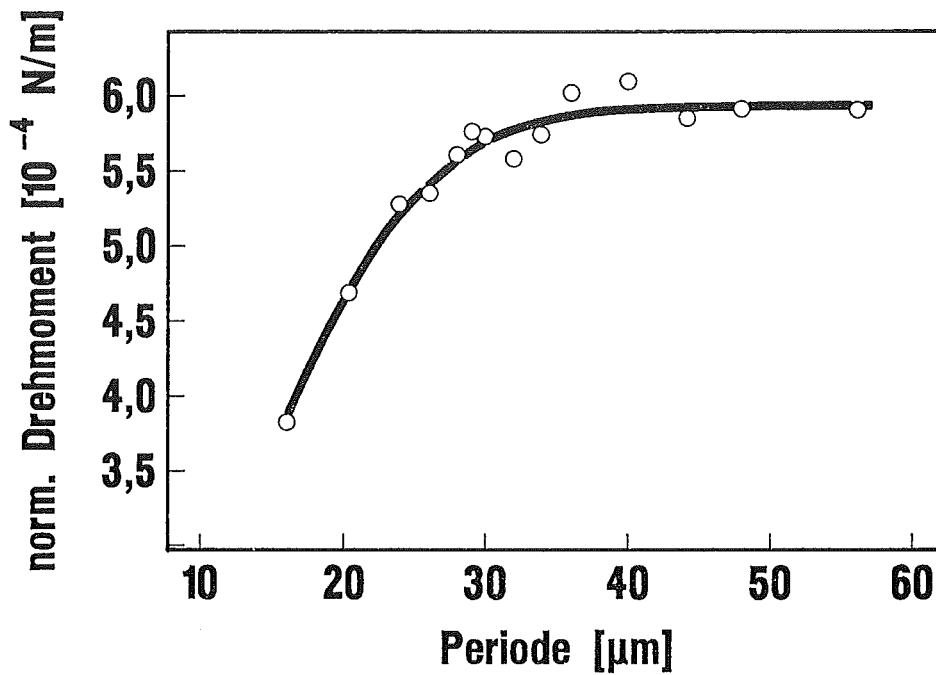


Abb. 26: Normiertes Drehmoment $T_{norm, R_R} = T / (R_R p_R)$ bei $\alpha = 120^\circ$ als Funktion der Periode p_R für $d = 4 \mu\text{m}$. Um das Lagerspiel mit $h = 4,8 \mu\text{m}$ konstant zu halten, muß das Radienverhältnis R_I / R_R der Periode angepaßt werden.

4.3.6 Einfluß der Zahl der Rotorzähne

Bisher wurden die Zahl der Rotorzähne mit $N_R = 20$ und die Zahl der Zähne pro Statorpol mit $N_{St} = 3$ konstant gehalten. In diesem Abschnitt soll nun N_R variiert und dessen Einfluß untersucht werden, was ebenfalls eine Variation von N_{St} bedingt. Es gilt:

$$N_{St} = \frac{1}{6} (N_R - 2) \quad (36)$$

mit N_R : Zahl der Rotorzähne
 N_{St} : Zahl der Zähne pro Statorpol

Da sich mit N_R wieder der Rotorradius R_R ändert, wird das Drehmoment wie im letzten Abschnitt durch R_R dividiert werden. Um das Drehmoment pro Rotorzahn zu erhalten, muß anschließend noch durch N_R dividiert werden. In diesem Fall gibt das normierte Drehmoment das Drehmoment pro μm Hebelarm und pro Rotorzahn an:

$$T_{norm, N_R} = \frac{T}{R_R N_R} \quad (37)$$

mit T : Drehmoment aus FEM
 T_{norm, N_R} : bezüglich der Zahl der Rotorzähne normiertes Drehmoment

In Abb. 27 ist das normierte Drehmoment als Funktion von N_R aufgetragen. Man erkennt einen Abfall des Drehmomentes mit wachsendem N_R , das jedoch gegen einen konstanten Wert von $T_{\text{grenz}} \approx 8 \cdot 10^{-9} \text{ N}$ läuft.

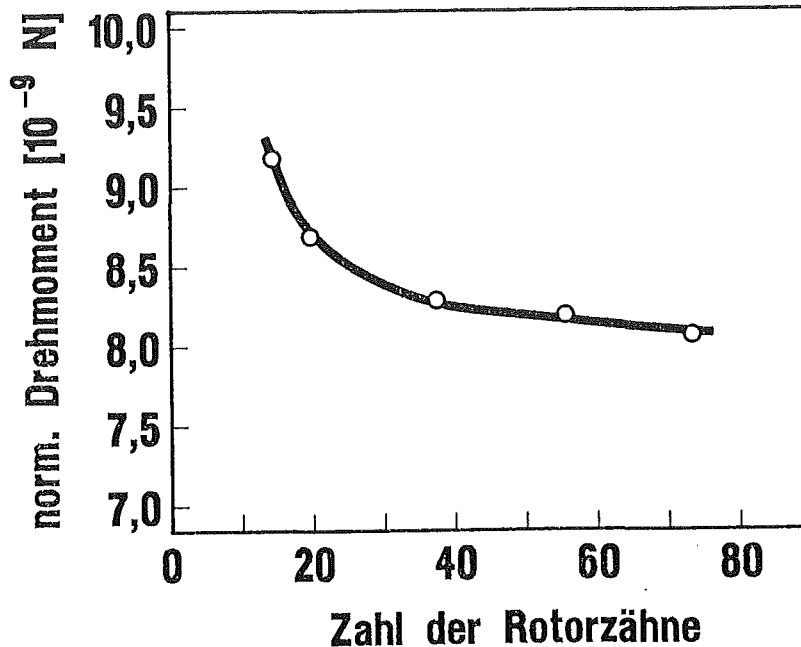


Abb. 27: Normiertes Drehmoment $T_{\text{norm}, N_R} = T/R_R N_R$ bei $\alpha = 120^\circ$ als Funktion der Zahl der Rotorzähne N_R . Dabei betragen $d = 4 \mu\text{m}$, $p_R = 30 \mu\text{m}$, $V = 0,36$ und $h = 4,8 \mu\text{m}$.

Der anfängliche Abfall in T_{norm, N_R} ist auf eine relativ stärkere asymmetrische Lage des Rotors bei kleineren N_R zurückzuführen. Bei dem in Abschnitt 4.3.4 diskutierten Einfluß des Lagerspiels war zu erkennen, daß mit kleiner werdendem Lagerspiel bei konstantem Rotorradius die Anordnung relativ symmetrischer erscheint, und sich diese Symmetrie in den Drehmomentverläufen widerspiegelt. Im Gegensatz dazu wird in diesem Abschnitt zwar das Lagerspiel konstant gehalten, aber der Rotorradius variiert, so daß mit wachsendem Radius ebenfalls die relative Symmetrie zunimmt. Außerdem verschoben sich nach Abschnitt 4.3.3 die Drehmomentmaxima mit zunehmender Symmetrie tendenziell zu kleineren Phasenwinkeln als $\alpha = 120^\circ$. Daher ist es möglich, daß hier bei großen N_R bzw. R_R nicht am Kurvenmaximum gerechnet wurde. Um die jeweiligen Maxima zu ermitteln, müßte für jedes N_R erneut der vollständige Drehmomentverlauf berechnet werden, worauf an dieser Stelle wegen des hohen Rechenaufwandes bei großen N_R verzichtet wird.

Da die Kurve T_{norm, N_R} als Funktion von N_R für große N_R gegen einen Grenzwert T_{Grenz} läuft, wird nach Abb. 27 die Abweichung des normierten Drehmomentes von T_{Grenz} ungefähr bei $N_R \geq 50$ kleiner als 5 %. Daraus folgt für Motoren mit $N_R \geq 50$, daß deren Drehmoment durch Multiplikation aus dem normierten Drehmoment eines Motors mit $N_R = 50$ gewonnen werden kann:

$$T(N_R \geq 50) = T_{Norm, N_R}(N_R = 50) \cdot N_R \cdot R_R \quad (38)$$

Für andere Designparameter als die hier gewählten wird also die Drehmomentberechnung für Motoren mit sehr großen N_R stark vereinfacht, da die Berechnung eines entsprechenden Motors mit $N_R = 50$ ausreichend ist..

4.3.7 Einfluß der engsten Luftspaltweite

Bei allen vorgestellten Rechnungen wurde die engste Luftspaltweite mit $d = 4 \mu\text{m}$ konstant gehalten. Aus der Elektrostatik ist offensichtlich, daß das antreibende Drehmoment mit abnehmender Spaltweite wachsen muß. In Kap. 3 wurde in der Näherung eines Plattenkondensators die Abhängigkeit mit $T_{Antrieb} \sim 1/d$ angenommen (Gl. 6). Diese Abhängigkeit wird anhand eines hier mit FEM gerechneten Beispiels überprüft.

Für einen Motor mit $N_R = 20$, $p_R = 30 \mu\text{m}$, $V = 0,36$, $h = 4,8 \mu\text{m}$ und $d = 2 \mu\text{m}$ ergibt sich ein ca. 3 mal so hohes Drehmoment wie für $d = 4 \mu\text{m}$. Die Potenz, mit der T von $1/d$ abhängt, ist also im Gegensatz zur einfachen Plattenkondensatornäherung größer als 1. Das ist einerseits auf die nicht vernachlässigbaren Randeffekte der Zahnung zurückzuführen, und andererseits darauf, daß durch die Asymmetrie nicht nur tangentielle Komponenten der Kraft sondern teilweise auch radiale Terme einen Beitrag zum Drehmoment liefern.

Aus diesem Grunde ist anzunehmen, daß sich die Potenz sowohl mit der Periode ändert, da man sich mit wachsender Periode immer mehr den Eigenschaften eines Plattenkondensators nähert, als auch mit dem Lagerspiel, das die Asymmetrie beeinflusst. Der hier festgestellte Zusammenhang zwischen dem Drehmoment und der engsten Luftspaltweite hat somit keine Allgemeingültigkeit. Um bei anderen Geometrien das Drehmoment als Funktion der Spaltweite angeben zu können, muß folglich speziell für diese Geometrie der Zusammenhang ermittelt werden.

4.4 Diskussion und Zusammenfassung der Design-Optimierung

Für die hier vorgestellten Optimierungsrechnungen wurden ausgehend von der in Kap. 3 mit $d=4\ \mu\text{m}$ festgesetzten engsten Luftspaltweite zunächst die Startparameter definiert, die nach dem bisherigen Kenntnisstand mit den Mikroturbinen (Siehe Kap. 2) technisch realisierbar und sinnvoll erschienen. Der Einfluß der verschiedenen Designparameter auf das antreibende Drehmoment wurde nacheinander berechnet und optimiert. Dabei wurde bei der Variation eines neuen Parameters immer der als optimal ermittelte Wert des vorangegangenen Parameters als konstanter Wert in der weiteren Rechnung eingesetzt. Im Falle der Variation des Lagerspiels und der Periode mußte zur Einhaltung der Rollbedingung das Radienverhältnis R_i/R_R entsprechend der Variation angepaßt werden.

So wurde unter der Voraussetzung eines konstanten Hebelarmes bzw. Rotorradius und einer daraus folgenden konstanten Periode von $p_R=30\ \mu\text{m}$ sowie einem Lagerspiel von $h=4,8\ \mu\text{m}$ das optimale Verhältnis von Zahnbreite zu Zahnücke mit $V=0,36$ ermittelt.

Bei einer Variation der Periode, nun unter Annahme von $V=0,36$, wurde der Variationsbereich für p_R durch die Anpassung von R_i/R_R an die Rollbedingung auf $16\ \mu\text{m} \leq p_R \leq 56\ \mu\text{m}$ eingeschränkt. Da der Rotorradius direkt mit p_R wächst, mußte das Drehmoment bezüglich des Rotorradius normiert werden. In dem genannten Variationsbereich von p_R stieg das normierte Drehmoment zunächst an und wurde bei $p_R > 30\ \mu\text{m}$ konstant, was bedeutet, daß nur die untere Grenze von $p_R=30\ \mu\text{m}$ überschritten werden muß.

Diese recht freie Wahl der Periode hat einen großen Vorteil. Bei dem vorgegebenen Rotorradius eines beliebigen Anwendungsfalls wird der entsprechende Rotorumfang im allgemeinen nicht ein ganzzahliges Vielfaches der durch die Optimierung vorgegebenen Periode sein. Das würde bedeuten, daß nicht jeder Motor beliebiger Größe mit dieser optimalen Periode strukturiert werden könnte. Durch die Freiheit in der Wahl der Periode ergibt sich folglich ein viel größeres Spektrum an Motorgrößen mit maximalem Drehmoment.

Die technische Notwendigkeit, kleine Lagerspiele zu strukturieren, zeigte sich an einem umgekehrt proportionalen Zusammenhang zwischen Drehmoment und Lagerspiel, der für $p_R=30\ \mu\text{m}$ und $V=0,36$ berechnet wurde. Bei der Forderung nach kleinen Lagerspielen muß man beachten, daß die freie Wahl der Periode nicht beliebig mit einem kleinen Lagerspiel vereinbart werden kann, da wiederum R_i/R_R angepaßt werden muß. Für $p_R > 30\ \mu\text{m}$ müßte $R_i/R_R < 0,25$ werden, um

noch ein Lagerspiel von $h = 2,4 \mu\text{m}$ zu erhalten. Dabei ist jedoch zu beachten, daß, wie bereits erwähnt, R_i nicht zu klein werden darf, damit die Haftung der Achse auf dem Substrat garantiert ist.

Bei der Variation der Zahl der Rotorzähne N_R hat sich gezeigt, daß das normierte Drehmoment für große N_R gegen einen konstanten Wert läuft. Für die weitere Berechnung von großen Motoren mit sehr vielen Zähnen kann daher das Drehmoment mit einem Fehler kleiner als 5 % aus dem des entsprechenden Modells mit $N_R = 50$ durch Multiplikation gewonnen werden.

Die vorgestellten Ergebnisse der FEM-Rechnungen basieren alle auf der in Kap. 3 abgeleiteten engsten Luftspaltweite $d = 4 \mu\text{m}$, die sich aus den Überlegungen zum Reibungsverhalten ergab. Bei kleinen Reibungskoeffizienten ergibt sich, daß auch mit kleineren Spaltweiten ein großes resultierendes Drehmoment erreicht werden kann. Sollte das der Fall sein, ist anzunehmen, daß die Periode ungefähr entsprechend der Spaltweite skaliert und kleiner gewählt werden kann. Dabei sind jedoch wieder die Rollbedingung sowie die technische Machbarkeit des Lagerspiels und von R_i/R_R zu beachten. Da das Lagerspiel von starkem Einfluß ist, wird man immer ein möglichst kleines Spiel wählen und die Rollbedingung durch entsprechende Vergrößerung von R_i/R_R sicherstellen. Man erhält dann zwar einen größeren Hebelarm für die Reibung auf der Achse, was aber aufgrund der Anpassung der Designparameter an eine Rollbewegung nicht mehr so kritisch sein sollte. Im Einzelfall muß dann nur noch überprüft werden, inwieweit die Periode und das Verhältnis V bei einer anderen Luftspaltweite und einem anderen Lagerspiel als den in den Optimierungsrechnungen angenommenen tatsächlich skaliert werden können.

Insofern bieten der hier vorgestellte Rechenweg und die bisherigen Ergebnisse für die Berechnung solcher Probleme und für die Anpassung des Design an einen speziellen Anwendungsfall eine gute Ausgangsbasis und gestatten schnelle Erkenntnisse über die optimale Auslegung eines speziellen Designs.

5 Experimentelle Ergebnisse

5.1 Herstellung und Präparation von elektrostatischen Mikromotoren

Die Herstellung der Mikromotoren erfolgt nach dem in Kapitel 2.1 erläuterten LIGA-Verfahren in Kombination mit der Opferschichttechnik. Dabei werden die Statorpole und die Lagerachsen fest auf dem Substrat verankert, während die Rotoren vom Substrat gelöst und frei beweglich sind. Zusätzlich zur Opferschicht wird eine zweite Metallschicht benötigt, in die Leiterbahnen und Bondpads strukturiert werden. Als isolierendes Substratmaterial wird Al_2O_3 -Keramik verwendet. Auf einem Substrat (75 x 90 mm) werden insgesamt 96 Motoren parallel gefertigt. Die Motoren werden in Nickel galvanisiert und sind zwischen 80 und 150 μm hoch. Die bei dem Design verwendeten Parameter haben entweder die in Kapitel 4, Tab. 3 vorgestellten Werte, oder sie sind für den Fall kleinerer Kondensatorspaltweiten als $d=4 \mu\text{m}$ entsprechend skaliert. Außerdem sind verschiedene Modelle mit unterschiedlichen Zahnzahlen und unterschiedlichen Verhältnissen V von Zahnbreite zu Zahnlücke im Design berücksichtigt. Abb. 28 zeigt REM-Aufnahmen von in Nickel galvanisierten Motoren sowohl in einer Übersichts- als auch in einer Detailaufnahme der Zahnstruktur. In der Detailaufnahme ist an den zwei Statorausschnitten der unterschiedlich starke Versatz der Rotor- gegen die Statorzähne gut zu erkennen, der für die kontinuierliche Bewegung der Motoren notwendig ist.

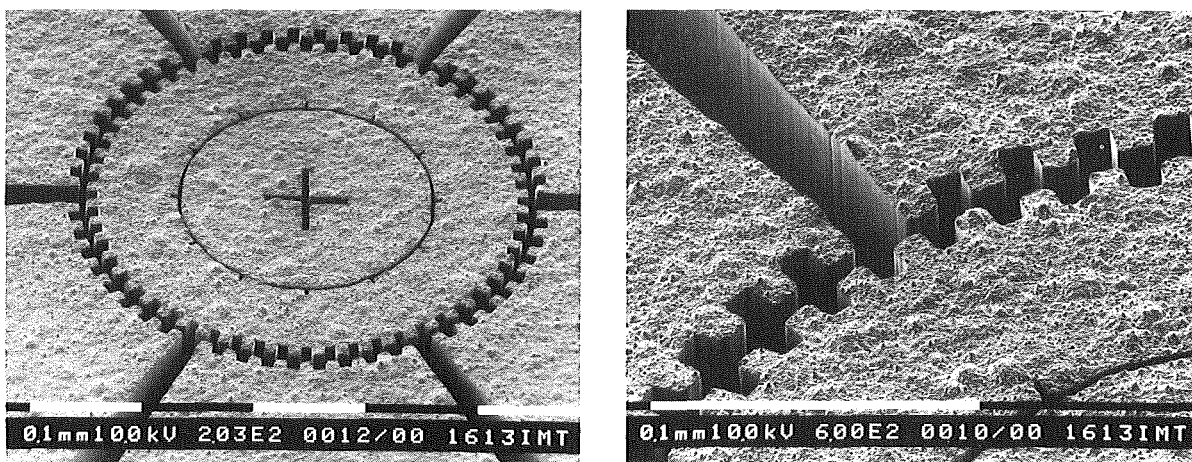


Abb. 28: REM-Aufnahmen eines Mikromotors aus Nickel mit 56 Rotorzähnen, 9 Zähnen pro Statorpol, einem Rotorradius von 200 μm , einem Lagerradius von 116 μm , einem Lagerspiel von 4,3 μm , einer Kondensatorspaltweite von 3 μm und einer Periode von 22,5 μm . Die Strukturhöhe beträgt etwa 120 μm .

Zum Betreiben der Motoren ist es zweckmäßig, vor dem Loslösen der Rotoren vom Substrat durch Ätzen der Opferschicht das Keramiksubstrat zu zerteilen und

die Motoren zu vereinzeln. Dazu wird das Keramiksubstrat mit einer Drahtsäge oder mit einem Nd-YAG-Laser in kleinere Chips (5 x 15 mm) mit jeweils 4 Motoren zerschnitten. Diese Chips werden mit einem Epoxydharzkleber auf den Sockel eines Hybridgehäuses geklebt. Die elektrische Kontaktierung der Motoren erfolgt dann, wie in Abb. 29 zu sehen ist, mittels Drahtbonden von den Pins des Gehäuses aus zu den Bondpads auf den Chips. Für die insgesamt 24 Statorpole der 4 Motoren stehen 18 Bondpads zur Verfügung. Die jeweils mittleren Bondpads sind doppelt belegt. Die darüber miteinander verbundenen Statorpole sind folglich parallel geschaltet.

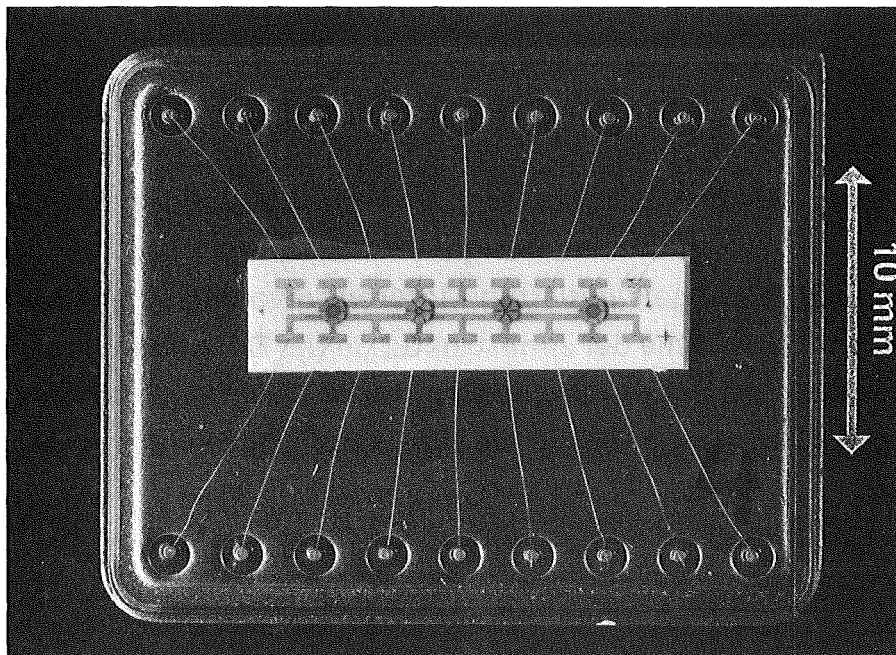


Abb. 29: Chip mit vier kontaktierten Mikromotoren auf dem Sockel eines Hybridgehäuses.

Zur Ansteuerung der Motoren wurde eine Schrittmotorsteuerung gebaut, die ein dreiphasiges Rechteckspannungssignal mit einer Amplitude von maximal 600 V liefert. Die Taktfrequenz ist zwischen 0 und 15 kHz frei wählbar, wobei das Tastverhältnis, das die Pulslänge angibt, zwischen 0 und 1 eingestellt werden kann (Tastverhältnis 1: Pulse folgen unmittelbar aufeinander). Außerdem ist es möglich, die gerade nicht aktiven Statorpole über ein Potentiometer mit einer beliebigen Teilspannung vorzuspannen anstatt sie einfach abzuklemmen. Das hat den Vorteil, daß sie auf dasselbe Potential gelegt werden können, auf dem sich auch der Rotor befindet. Das Rotorpotential ist dabei aus den FEM-Rechnungen zu entnehmen. In diesem Fall herrscht dann keine Potentialdifferenz zwischen diesen Statoren und dem Rotor und somit auch kein elektrisches Feld, das dem Antrieb entgegenwirken könnte. Die Spannungszuführung zu dem in Abb. 29

gezeigten Chip auf dem Hybridgehäuse erfolgt über einen konventionellen IC-Stecker, in den das Hybridgehäuse gesteckt wird.

5.2 Messung der Stoppspannung als minimal notwendige Betriebsspannung

Besonders interessant für den Betrieb der Mikromotoren ist die minimale Betriebsspannung, die notwendig ist, um die Motoren zu starten, bzw. bei der sie aus dem Lauf stehenbleiben. Sie hängt sowohl von der auftretenden Reibung ab als auch von der Beschleunigung und der Trägheit des Motors und gestattet daher sowohl Aussagen über die in Kap. 3 diskutierten Reibungsterme als auch einen Vergleich der unterschiedlich ausgelegten Antriebe.

Erste Untersuchungen haben gezeigt, daß die Anlaufspannung starken Schwankungen unterworfen ist, was auf undefinierte und damit teilweise ungünstige Startpositionen bezüglich der Stellung der Rotorzähne gegenüber der Statorzähne zurückzuführen ist. Die Stoppspannung dagegen kann wesentlich reproduzierbarer gemessen werden, weswegen im weiteren nur die Stoppspannung betrachtet wird. Um sie zu messen, wird der Rotor bei einer ausreichend hohen Spannung in Rotation versetzt und dann die Spannung langsam reduziert, bis der Motor zum Stillstand kommt. Zur Bestimmung der Drehzahl des Motors wird angenommen, daß er synchron läuft, d.h. daß er auf jeden Schaltimpuls der Steuerung mit genau einem vollständigen Schritt reagiert. In diesem Fall kann die Drehzahl nach Gl. 39 direkt aus der Taktfrequenz angegeben werden.

$$f_{dreh} = \frac{f_{Takt}}{3 N_R} \quad (39)$$

mit f_{dreh} : Drehzahl
 f_{Takt} : Taktfrequenz
 N_R : Zahl der Rotorzähne

Das Tastverhältnis wird bei allen beschriebenen Experimenten konstant gleich 1 gehalten. Die Designparameter der Motoren, an denen die Stoppspannung gemessen wurde, sind in Tab. 4 aufgelistet. Motor 1 und Motor 2 sind gleich groß und haben ein gleiches Lager. Sie unterscheiden sich jedoch in der Auslegung der Zahnung und in der Strukturhöhe. Motor 3 hat verglichen mit den anderen Motoren eine kleinere Luftspaltweite. Seine anderen Abmessungen sind entsprechend der Spaltweite skaliert. Ein weiterer, wesentlicher Unterschied ist außerdem, daß bei Motor 3 die Statorpole deutlich höher als die Rotorpole sind. Dieser Motor wurde bei höheren Drehzahlen deutlich erkennbar vom Substrat

gehoben und rotierte schwebend und recht stabil ungefähr in der Höhe der Statorpole, so daß er keinen Kontakt zum Substrat mehr hatte.

Parameter	Motor 1	Motor 2	Motor 3
Zahl der Rotorzähne N_R	20	20	20
Zahl der Zähne pro Stator N_{St}	4	4	4
Kondensatorspaltweite d	4 μm	4 μm	3 μm
Periode auf Rotor p_R	30 μm	30 μm	22,5 μm
Verhältnis Zahnbreite zu -lücke V	0,88	0,5	0,5
Rotorradius R_R	124 μm	124 μm	93 μm
Radienverhältnis R_i/R_R	0,5	0,5	0,6
Lagerspiel h	4,8 μm	4,8 μm	4,3 μm
Strukturhöhe h_s	120 μm	145 μm	145 μm
Gewichtskraft F_G	$3,8 \cdot 10^{-7}$ N	$4,6 \cdot 10^{-7}$ N	$0,2 \cdot 10^{-7}$ N

Tab. 4: Designparameter der Motoren, an denen die Stoppspannung gemessen wurde.

In Abb. 30 ist die Stoppspannung von Motor 1 und Motor 2 als Funktion der Drehzahl aufgetragen. Motor 2 konnte verglichen mit Motor 1 nur bei sehr kleinen Drehzahlen betrieben werden. Die Stoppspannung von Motor 1 hat einen Achsenabschnitt bei $U_{stop,1}(0 \text{ U/s}) \approx 70 \text{ V}$ und steigt dann zu größer werdenden Drehzahlen an. Die in diesem Experiment maximal erreichte Drehzahl beträgt 76 U/s mit einer Stoppspannung von $U_{stop,1}(76 \text{ U/s}) \approx 180 \text{ V}$. Der Achsenabschnitt der Meßpunkte von Motor 2 liegt bei ca. $U_{stop,2}(0 \text{ U/s}) \approx 55 \text{ V}$.

In Abb. 31 ist die Stoppspannung von Motor 3 in gleicher Weise aufgetragen. Hier liegt der Achsenabschnitt ebenfalls bei $U_{stop,3}(0 \text{ U/s}) \approx 70 \text{ V}$. Nach einem anfänglichen Anstieg der Stoppspannung klingt sie bei einigen U/s wieder ab und nimmt für Drehzahlen $f_{dreh} > 10 \text{ U/s}$ im Rahmen der Meßgenauigkeit einen konstanten Wert von $U_{stop,3} \approx 70 \text{ V}$ an. Die Drehzahl, bei der die Kurve auf die Konstante absinkt, entspricht ungefähr der Drehzahl, bei der sich das Schweben einstellte.

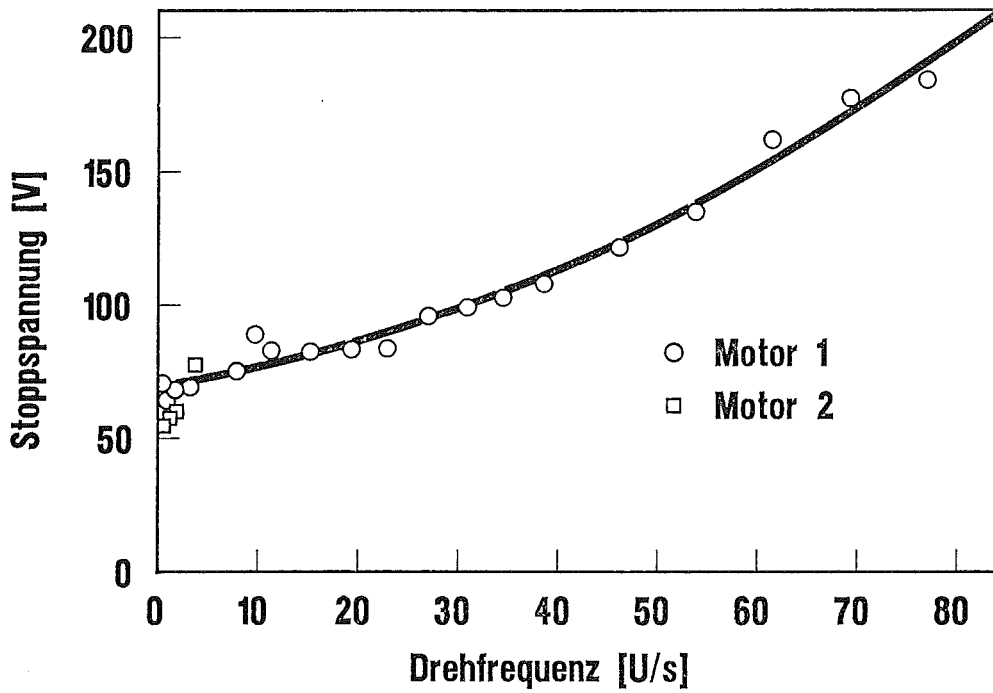


Abb. 30: Gemessene Stoppspannung als Funktion der Drehfrequenz von Motor 1 und Motor 2. Die ausgezogene Kurve wurde an Motor 1 mit $V=0,88$ gemessen, die ebenfalls eingetragenen Quadrate an Motor 2 mit $V=0,5$.

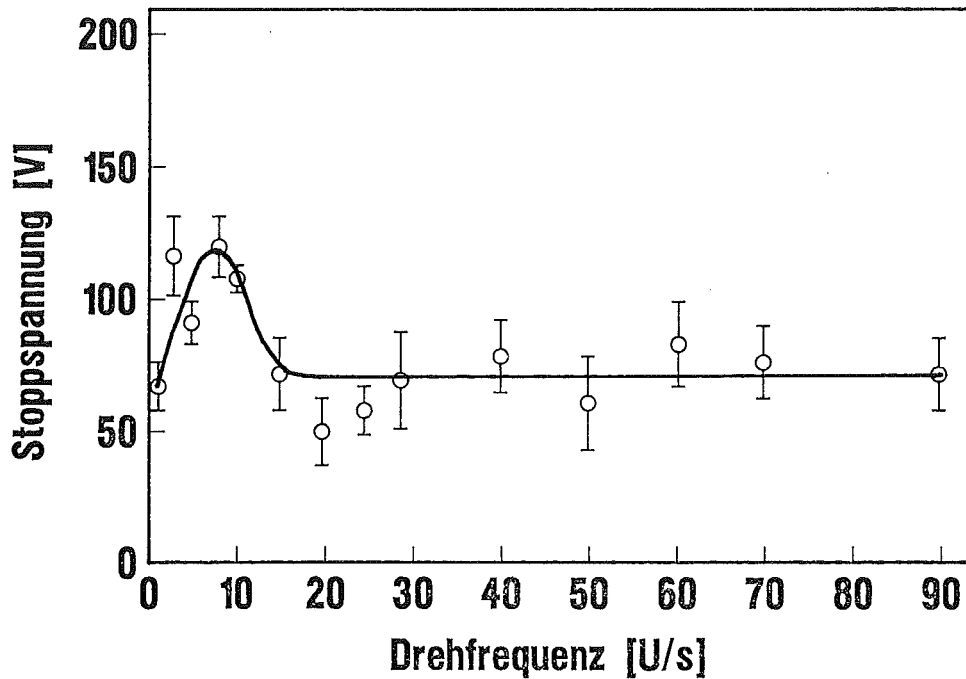


Abb. 31: Gemessene Stoppspannung als Funktion der Drehfrequenz von Motor 3, bei dem die Statorpole und die Achse höher als der Rotor waren. Bei Drehfrequenzen größer als ca. 10 U/s bleibt die Stoppspannung im Rahmen der Meßgenauigkeit konstant.

5.3 Bestimmung der Reibungskoeffizienten

Zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten wird wie in Kap. 3 eine Drehmomentenbilanz aufgestellt, in die das antreibende Drehmoment und die Drehmomente, die durch die Reibung des Rotors auf dem Substrat und auf der Achse verursacht werden, eingehen. Ein geschwindigkeitsabhängiger, viskoser Beitrag kann nach den Erkenntnissen von Kap. 3 vernachlässigt werden. Ein Trägheitsterm, der die Beschleunigung der trägen Rotormasse angibt, ist bei einer gleichförmigen Rotation, wie sie bei hohen Drehzahlen annähernd zu erwarten ist, nicht zu beachten, da der Rotor bereits vor der Messung der Stoppspannung durch die stets höhere Anlaufspannung beschleunigt wurde. Die von dem Rotor erforderte Beschleunigung wird in dem Motor als Rotationsenergie gespeichert. Aus diesem Grunde muß durch den Antrieb nur die ständig dissipierte Reibungsenergie nachgeliefert werden. Wenn diese nachgelieferte Energie bzw. die angelegte Spannung zu klein wird, fällt der Motor aus dem Tritt. Im Bereich kleiner Drehzahlen wird jedoch keine wirklich gleichförmige Bewegung vorliegen, so daß in diesem Fall eigentlich ein Trägheitsterm berücksichtigt werden müßte. Eine Ausnahme davon stellt der Grenzübergang $f_{\text{dreh}} \rightarrow 0$ dar, da für $f_{\text{dreh}} \rightarrow 0$ keine Beschleunigung vorliegt. Für die Bestimmung der Reibungskoeffizienten kann man sich, wie im weiteren diskutiert wird, auf den höheren Drehzahlbereich und auf $f_{\text{dreh}} \rightarrow 0$ beschränken. Die Drehmomentenbilanz lautet folglich:

$$T_A = T_{RA} + T_{RS} \quad (40)$$

mit T_A : Antriebsdrehmoment
 T_{RA} : Moment der Reibung des Rotors auf der Achse
 T_{RS} : Moment der Reibung des Rotors auf dem Substrat

Hierbei sind T_A und T_{RA} spannungsabhängig sowie alle drei Beiträge geometrieabhängig. In T_{RA} und T_{RS} gehen außerdem die Reibungskoeffizienten f_{RA} und f_{RS} ein:

$$c_1 U^2 = c_2 f_{RS} + c_3 f_{RA} U^2 \quad (41)$$

mit c_i : geometrieabhängige Proportionalitätskonstanten der einzelnen Beiträge (siehe Tab. 5)
 U : an gegenüberliegende Statoren angelegte Spannung

Zur Bestimmung von c_1 muß das mittlere Antriebsmoment T_{mA} für die entsprechende Stoppspannung berechnet werden. Dazu wird der in Kap. 4 vorgestellte Formalismus verwendet. Für eine exakte Angabe des mittleren Drehmomentes wäre es notwendig, die vollständigen Drehmomentverläufe der vermessenen Motoren mit FEM zu berechnen und durch Integrieren des Drehmomentverlaufes das mittlere Drehmoment zu bestimmen. Für die hier angestrebte Abschätzung der Reibungskoeffizienten scheint der hohe FEM-Rechenaufwand jedoch nicht gerechtfertigt. Es wird deshalb nur der Maximalwert des Drehmomentes bei $\alpha = 120^\circ$ berechnet und der Drehmomentverlauf durch eine Dreieckfunktion angenähert. Das hat den Vorteil, daß nur ein einzelnes FEM-Netz pro Motordesign erstellt werden muß. Das mittlere Drehmoment beträgt dann den halben Maximalwert.

Die Proportionalitätskonstante der Reibung auf dem Substrat berechnet sich nach Gl. 9, Kap. 3 aus der Gewichtskraft des Rotors und seinem Radius. Die Proportionalitätskonstante der Reibung auf der Achse wird aus der Differenz der Einzelkonstanten an beiden aktiven Statorpolen mit der über dem jeweiligen Luftspalt abfallenden Spannung nach Gl. 7, Kap. 3 berechnet. Die c_i der jeweiligen Motoren sind in Tab. 5 aufgetragen.

Proportionalitätskonstante des Drehmomentbeitrages	Motor 1	Motor 2	Motor 3
Antrieb: c_1	$1,2 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$	$1,9 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$	$1,1 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$
Reibung - Substrat: c_2	$4,7 \cdot 10^{-12} \text{ Nm}$	$5,7 \cdot 10^{-12} \text{ Nm}$	$(1,9 \cdot 10^{-12} \text{ Nm})$
Reibung - Achse: c_3	$8,4 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$	$7,3 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$	$20 \cdot 10^{-15} \text{ Nm/V}^2$
Zusatzterm: c_4	$1,0 \cdot 10^{-16} \text{ Nm/s}^2$		-

Tab. 5: Proportionalitätskonstanten der verschiedenen Drehmomentbeiträge

Aus dem von der Drehzahl unabhängigen Verlauf der Stoppspannung für $f_{dreh} > 10 \text{ U/s}$ von Motor 3 kann direkt der Reibungskoeffizienten f_{RA} auf der Achse abgeschätzt werden. Bei diesem Motor scheidet aufgrund der Tatsache, daß er im Drehzahlbereich der konstanten Stoppspannung schwebt, der Beitrag der Substratreibung aus. In Gl. 41 kann U_{stop} folglich gekürzt werden, so daß der Vergleich von c_1 mit c_3 in Gl. 41 somit die obere Grenze für f_{RA} liefert, für die ein Betrieb des Motors noch möglich ist. Es ergibt sich, daß hier $f_{RA} \leq 0,055$ sein muß.

Da die Motoren 1 und 2 anders dimensioniert sind als Motor 3, ergeben sich für sie andere Obergrenzen von f_{RA} . So gilt für Motor 1, daß $f_{RA} \leq 0,143$ sein muß und für Motor 2 $f_{RA} \leq 0,24$. Setzt man nun die Spannungen, die jeweils den Achsenabschnitten der zwei Motoren entsprechen, in Gl. 41 ein, so erhält man zwei Gleichungen mit den zwei Reibungskoeffizienten f_{RA} und f_{RS} als Unbekannte:

$$\text{Motor 1: } 5,9 \cdot 10^{-12} \text{ Nm} = 4,7 \cdot 10^{-11} \text{ Nm} \cdot f_{RS} + 4,1 \cdot 10^{-11} \text{ Nm} \cdot f_{RA} \quad (42)$$

$$\text{Motor 2: } 5,8 \cdot 10^{-12} \text{ Nm} = 5,7 \cdot 10^{-11} \text{ Nm} \cdot f_{RS} + 2,2 \cdot 10^{-11} \text{ Nm} \cdot f_{RA} \quad (43)$$

mit f_{RA} : Reibungskoeffizient der Reibung auf der Achse
 f_{RS} : Reibungskoeffizient der Reibung auf dem Substrat

Löst man das Gleichungssystem nach f_{RS} und f_{RA} auf, so erhält man:

$$f_{RA} \approx 0,052 \quad \text{und} \quad f_{RS} \approx 0,08$$

Verglichen mit den Obergrenzen der zwei Motoren ist $f_{RA} \approx 0,052$ recht klein, d.h. der Betrieb von Motoren mit vergleichbarem Design ist gewährleistet. Im Falle von Motor 3 jedoch ist mit $f_{RA} \approx 0,052$ fast die dortige Obergrenze erreicht und der Betrieb solcher Motoren muß im einzelnen überprüft werden.

Der ziemlich kleine Wert für f_{RA} von 0,052 ist die zu erwartende Folge der Anpassung des Designs an eine Rollbewegung. Im Falle von Rollreibungskoeffizienten ist es üblich, den dimensionslosen Koeffizienten mit dem Radius des rollenden Gegenstandes zu multiplizieren /46/. Der sich ergebende Koeffizient wird dann mit μ' bezeichnet und meistens in der Einheit cm angegeben. Multipliziert man nun f_{RA} mit dem Radius der Rotorinnenbohrung, so ergibt sich ein $\mu' \approx 3 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$, was vergleichbar mit typischen μ' von makroskopischen Wälzlagern ist¹.

Der erstaunlich kleine Wert für f_{RS} von 0,08 kann durch elektrostatische Kräfte, die der Gewichtskraft des Rotors aufgrund geringer Abweichungen in der Strukturhöhe von Rotor und Statorpolen entgegen wirken, erklärt werden. Unter der Annahme, daß alle Strukturen auf einem Substrat nach der Galvanik die gleiche Höhe aufweisen, ist der Rotor nach dem Ätzen der Opferschicht um deren Dicke von einigen μm niedriger als die Statoren. Dadurch erscheinen die Rotor- und Statorpole, in Analogie zu ihrem horizontalen Versatz für den Antrieb, auch in vertikaler Richtung als die gegeneinander verschobenen Platten eines

1. Ungefähre Rollreibungskoeffizienten μ' von makroskopischen Wälzlagern nach /46/:
Stahl - Stahl: 10^{-4} , Stahl - Bronze: $5 \cdot 10^{-4}$, Stahl - geh. Kupfer: 10^{-3}

Kondensators. Die Statorpole ziehen den Rotor folglich nach oben und heben die Gewichtskraft des Rotors teilweise auf. Berechnet man diese Kraft in der in Kap. 3 erläuterten Plattenkondensatornäherung, so liegt die elektrostatische Kraft in derselben Größenordnung wie die Gewichtskraft. Dies begründet neben einem möglichen Auftrieb durch die schnelle Rotation auch den Schwebezustand von Motor 3 bei $f_{dreh} > 10$ U/s. Darüberhinaus kann auch die sehr feinkörnige Oberfläche sowohl des Keramiksubstrates als auch der Nickelgalvanik des Rotors einen positiven Einfluß auf die Substratreibung haben, da deshalb keine adhäsiven Kräfte auftreten.

Um den Anstieg der Stoppspannung von Motor 1 in Abb.30 beschreiben zu können, muß ein weiterer, geschwindigkeitsabhängiger Reibungsterm in der Momentenbilanz hinzugefügt werden. Damit lautet Gl. 40:

$$T'_A = T_{RA} + T_{RS} + T_\omega \quad (44)$$

mit T_ω : *geschwindigkeitsabhängiger Reibungsterm*
 ω : *Winkelgeschwindigkeit mit $\omega = 2\pi f_{dreh}$*

Die Geschwindigkeitsabhängigkeit wird dabei zunächst als beliebige Potenz x der Winkelgeschwindigkeit ω angenommen. Damit wird aus Gl. 41

$$c_1 U^2 = c_2 f_{RS} + c_3 f_{RA} U^2 + c_4 \omega^x \quad (45)$$

mit c_4 : *Proportionalitätskonstante der geschwindigkeitsabhängigen Reibung (siehe Tab. 5)*
 x : *Potenz der Winkelgeschwindigkeit*

Fittet man diese Funktion durch die Meßpunkte von Abb. 30, so findet man für $x=2$ und für $c_4 = 1,0 \cdot 10^{-16}$ Nm/s². Zur Veranschaulichung ist in Abb. 32 U^2 als Funktion von ω^2 aufgetragen. Die zugehörige Geradengleichung lautet:

$$U^2 = \frac{c_2 f_{RS}}{c_1 - c_3 f_{RA}} + \frac{c_4}{c_1 - c_3 f_{RA}} \omega^2 \quad (46)$$

Die Herkunft dieses geschwindigkeitsabhängigen Reibungstermes konnte noch nicht geklärt werden. Viskose Beiträge sind, wie bereits in Kap. 3 abgeschätzt wurde, eindeutig als Ursache auszuschließen. Experimentell wird diese Abschätzung durch die Konstanz der Kurve in Abb. 31 bestätigt, die unter den gleichen Bedingungen gemessen wurde wie die Kurve in Abb. 30. Außerdem wurden Untersuchungen bei einem Umgebungsdruck von ca. 1 mbar durchgeführt, die in Übereinstimmung damit keine Druckabhängigkeit der Stoppspannung

zeigten. Vielmehr scheint dieser zusätzliche Reibungsterm mit der Reibung auf dem Substrat in Verbindung zu stehen, da bei dem über dem Substrat schwebenden Motor 3 kein Anstieg der Stoppspannung beobachtet wurde. Dabei ist allerdings der Zusammenhang mit dem geschwindigkeitsunabhängigen Term T_{RS} unklar. Möglicherweise ist der zusätzliche Beitrag elektrostatischer Natur. So wäre es z.B. vorstellbar, daß durch die Substratreibung Ladungen in dem Keramiksubstrat getrennt werden, die sich auf der Rotoroberfläche verteilen und das antreibende Feld stören.

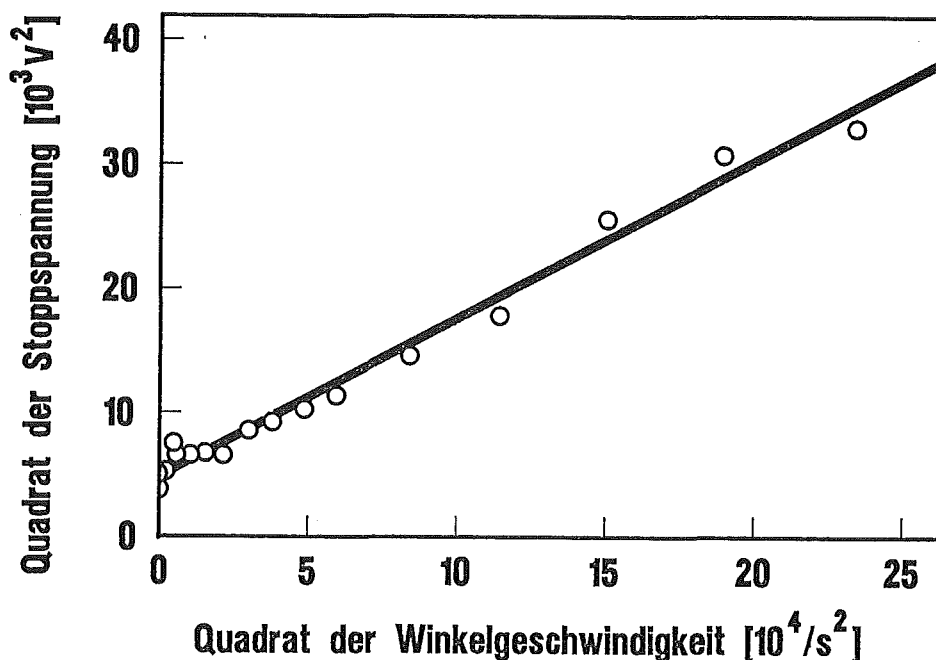


Abb. 32: Die Meßwerte aus Abb. 30 aufgetragen als Quadrat der Stoppspannung über dem Quadrat der Winkelgeschwindigkeit. Die durch die Punkte gelegte Gerade hat eine Steigung von $0,13 V^2s^2$ und einen Achsenabschnitt von $5008 V^2$.

5.4 Vergleich der Zylinder- und der Wellenlager

Die Wahl des Lagers bestimmt nach Kap. 2 das minimal mögliche, realisierbare Lagerspiel und nach Kap. 4 somit das erzeugbare Drehmoment. Es ist deshalb wichtig zu wissen, ob die Laufeigenschaften und insbesondere die Stoppspannung vom Lagertyp abhängen. Abb. 33 zeigt dazu die Stoppspannung als Funktion der Drehzahl von Motor 1, der ein Zylinderlager hatte, im Vergleich mit einem gleichen Modell mit Wellenlager.

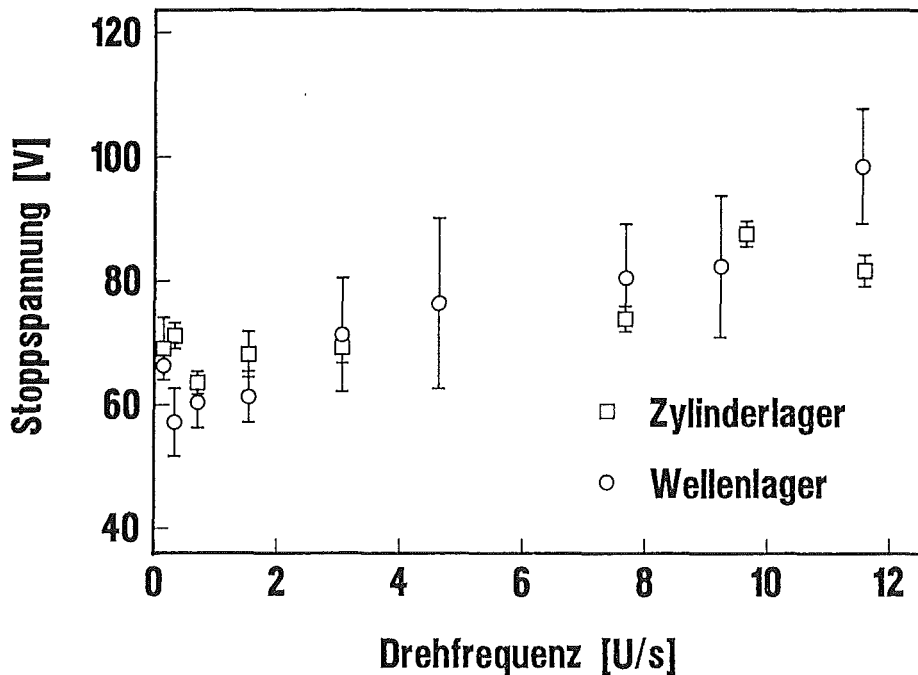


Abb. 33: Gemessene Stoppspannung zweier Motoren, die sich nur in der Ausführung des Lagers unterscheiden: Die Quadrate entsprechen Motor 1 mit Zylinderlager, die Kreise einem vergleichbaren Motor mit Wellenlager.

Wie aus Abb. 33 zu erkennen ist, treten im Rahmen der Meßgenauigkeit bei beiden Motoren ähnlich große Stoppspannungen auf. Das beweist, daß beide Lager im betrachteten Drehzahlbereich in gleichem Maße eine Abrollbewegung gestatten und somit das resultierende Drehmoment nicht durch das Lager bestimmt wird. Allerdings konnte speziell dieser Motor mit dem Wellenlager nicht bis zu genauso hohen Drehzahlen in gleichmäßige Rotation versetzt werden wie der Motor mit dem Zylinderlager. Die in Abb. 33 maximal auftretende Drehzahl des Motors mit dem Wellenlager ist $f_{\text{dreh}} \approx 11,5$ U/s. Da der zuvor diskutierte Motor 3, der bis zu $f_{\text{dreh}} \approx 80$ U/s in Rotation versetzt wurde, ebenfalls ein Wellenlager hatte, ist die maximal erreichbare Drehzahl somit nicht an den Lagertyp gekoppelt, sondern hängt vielmehr mit dem bisher noch nicht verstandenen, geschwindigkeitsabhängigen Reibungsterm zusammen.

6 Zusammenfassung und Diskussion

6.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zum erstenmal rotierende Mikrostrukturen mit dem LIGA-Verfahren in Kombination mit einer Opferschichttechnik integriert hergestellt. Ihre Funktionstüchtigkeit wurde sowohl am Beispiel von gasangetriebenen Mikroturbinen als auch von elektrostatischen Mikromotoren nachgewiesen. Die für rotierende Mikrostrukturen wichtigen technischen Voraussetzungen, wie z.B. eine exakte Justierung der LIGA-Ebene auf der Opferschicht, die Herstellbarkeit kleiner Lagerspiele und die Lebensdauer bei konstantem Betrieb, wurden zunächst anhand der schneller herzustellenden und leichter anzutreibenden Mikroturbinen erarbeitet. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse und Designregeln wurden bei dem Design des Mikromotors direkt verwertet.

Die Genauigkeit, mit der die LIGA-Ebene justiert zur Opferschicht belichtet werden kann, beträgt bei dem augenblicklichen Stand der Technik ungefähr 2 bis 5 μm . Daraus folgt, daß bei den Achsen der rotierenden Mikrostrukturen Durchmesser von minimal 10 μm möglich sind und somit Turbinen und Motoren mit Gesamtabmessungen bis hinunter zu ca. 20 μm hergestellt werden können. Da diese Minimalgröße für die hier angestrebten Anwendungen ausreichend ist, war es nicht notwendig, weitere Anstrengungen zur Verbesserung der Justiergenauigkeit zu unternehmen. Im Falle der Lagerspiele ist die technisch realisierbare Größe von der Strukturhöhe und der Form des Lagers abhängig. Kleine Lagerspiele sind notwendig, da mit kleiner werdendem Spiel die Laufruhe der rotierenden Strukturen verbessert und die Stärke der Torkelbewegung verringert wird. Mit einfachen zylindrischen Lagern ist bei Strukturhöhen von 150-200 μm ein Lagerspiel von 4-5 μm möglich. Bei Mehrgleitflächen- oder Wellenlagern dagegen können auch Spiele bis hinunter zu 2,5 μm hergestellt werden.

Zur Bestimmung der Lebensdauer der Mikroturbinen wurde deren Drehzahl mit Hilfe einer in die LIGA-Ebene integrierten Glasfaser gemessen. Die exakte Positionierung der Glasfaser relativ zur Mikroturbine erfolgt dabei mit Hilfe eines Faserführungsschachtes, der gleichzeitig mit den Turbinen strukturiert wird. Das garantiert einen einfachen und stabilen Meßaufbau und vermeidet langwierige Fokussierung und Justierung, wie sie normalerweise bei externen, auf einer optischen Bank aufgebauten Meßsystemen erforderlich ist. Die auf diese Weise gemessene Lebensdauer bei konstanten Antriebsbedingungen wurde zu 85 Millionen Umdrehungen ermittelt. Verglichen mit Turbinen aus Polysilizium /34, 35/ ist diese Lebensdauer einen guten Faktor 10 höher. In Abhängigkeit des

Gasstromes konnten die Drehzahlen der Mikroturbinen zwischen 150 und 2000 U/s eingestellt werden.

Bei dem Design eines elektrostatischen Mikromotors wurden vor allem ein hohes Drehmoment und eine reibungsarme Lagerung angestrebt. Ein hohes Drehmoment erfordert eine starke Untersetzung, so daß für einen solchen Motor keine hohen Drehzahlen erwartet werden. Damit ergibt sich theoretisch mit der an den Mikroturbinen gemessenen Lebensdauer für einen Mikromotor eine Lebensdauer von mehreren Wochen.

Die Erzeugung eines hohen Drehmomentes mit einem elektrostatischen Antrieb wird durch das Parallelschalten vieler Kondensatoren und einer daraus folgenden großen Kapazitätsänderung gewährleistet. Um den Kontaktierungsaufwand der vielen Kondensatoren gering zu halten, sind die Statorpole auf nur sechs großen Polschuhen zusammengefaßt, was eine gezahnte Kontur von Rotor und Stator bedingt. Um die Reibung auf der Achse zu minimieren, wurden das Lagerspiel und die Radien des Motors der Periode der Zahnung angepaßt, so daß der Rotor auf der Achse abrollen kann. Die Luftspaltweite zwischen den Rotor- und Statorpolen geht nicht nur in das antreibende Drehmoment sondern auch in das Moment der Reibung auf der Achse ein, welches mit abnehmender Spaltweite stärker wächst als das antreibende Moment. Daher wird ein maximales resultierendes Drehmoment erreicht, wenn die Spaltweite in der Größenordnung einiger μm liegt.

Der aufgestellten Rollbedingung wurden auch bei einer theoretischen Optimierung des Antriebsdrehmomentes mit FEM alle Parametervariationen angepaßt, was den Variationsbereich entsprechend einschränkt. Unter der Annahme einer Luftspaltweite von $d=4\ \mu\text{m}$ wurde für eine Periodenlänge von $p_R=30\ \mu\text{m}$ das optimale Verhältnis V von Zahnbreite zu Zahnlücke ermittelt. Man findet, daß ein Drehmomentmaximum bei $V=0,36$ existiert, mit dem das Drehmoment ca. einen Faktor 1,5 größer wird als mit $V=1$. Da die erzeugbare Kraft pro μm Rotorradius ab einer Periodenlänge von $30\ \mu\text{m}$ konstant wird, ist die Wahl der Periode nahezu beliebig. Es darf nur die Untergrenze von $p_R=30\ \mu\text{m}$ nicht unterschritten werden. Das Lagerspiel hat einen starken Einfluß auf die Höhe und auf den symmetrischen Verlauf des Drehmomentes. Im gewählten Parameterbereich verhält sich das Drehmoment umgekehrt proportional zum Lagerspiel, weshalb das Lagerspiel so klein wie möglich gehalten werden muß. Unter Berücksichtigung der optimierten Werte von $V=0,36$ und $p_R > 30\ \mu\text{m}$ sowie einem mit Wellenlagern technisch realisierbaren Lagerspiel von $2,4\ \mu\text{m}$ kann mit einem Motor, der 20 Rotorzähne und einen Radius von $95\ \mu\text{m}$ hat, bei

einer Spannung von 100 V zwischen den gegenüberliegenden Statorpolen rechnerisch ein maximales Drehmoment von ca. $T=30 \cdot 10^{-12}$ Nm erzeugt werden. Außerdem konnte gezeigt werden, daß die erzeugbare Kraft pro Rotorzahn für große Zahnzahlen N_R einen asymptotischen Verlauf hat. Aus diesem Grunde kann das Drehmoment großer Motoren mit $N_R \geq 50$ durch Multiplikation aus dem Drehmoment des entsprechenden Modells mit $N_R=50$ mit einer Genauigkeit von besser als 5% verglichen mit einer exakten Rechnung abgeschätzt werden. Die hier vorgestellten Ergebnisse der Optimierung wurden durch sukzessives Variieren der einzelnen Parameter erhalten. Da sie entscheidende Richtlinien für ein Motordesign vorgeben, stellen sie eine gute Ausgangsposition für die schnelle Berechnung und optimale Auslegung spezieller Motoren dar.

Die hergestellten Motoren, die noch nicht in allen Einzelheiten dem mit FEM optimierten Design entsprachen, konnten bei minimal notwendigen Betriebsspannungen von ca. 70-180 V in Rotation mit Drehzahlen zwischen 0 und ca. 90 U/s versetzt werden. Die Stoppspannung, bei der der Rotor aus dem Lauf stehenbleibt (ca. 70 V), wurde an drei Motoren mit Radien von 93 mm bzw. 124 μ m als Funktion der Drehzahl gemessen. Bei einem der Motoren waren die Statoren deutlich höher als der Rotor, so daß der Rotor bei Drehzahlen größer als 10 U/s vom Substrat gehoben wurde und schwebend rotierte. Aus den gemessenen Stoppspannungen konnten die Reibungskoeffizienten der Reibung des Rotors auf dem Substrat zu $f_{RS}=0,08$ und auf der Achse zu $f_{RA}=0,05$ bestimmt werden. Der kleine Wert für den Reibungskoeffizienten auf der Achse ist auf die vom Rotor ausgeführte Rollbewegung zurückzuführen stimmt sehr gut mit Reibungskoeffizienten überein, wie sie für makroskopische Rollager angegeben werden. Der erstaunlich kleine Wert für den Reibungskoeffizienten auf dem Substrat wird darauf zurückgeführt, daß die Gewichtskraft der Rotoren, auch wenn sie nicht vollständig zum Schweben kommen, durch elektrostatische Kräfte teilweise kompensiert wird, die durch unterschiedliche Strukturhöhen von Rotor und Statoren verursacht werden. Außerdem konnte die Annahme, daß viskose Reibungsterme vernachlässigbar sind, im Experiment bestätigt werden. Der beobachtete Anstieg der Stoppspannung eines Motors in Abhängigkeit der Drehzahl deutet darauf hin, daß abgesehen von der Reibung auf dem Substrat und auf der Achse ein weiterer Reibungsterm auftritt, der sich proportional zum Quadrat der Drehgeschwindigkeit verhält. Da viskose Beiträge auszuschließen sind und der Zusatzterm nur auftritt, wenn der Rotor eindeutig Kontakt mit dem Substrat hat, wird gefolgert, daß der Zusatzterm in Zusammenhang mit der Substratreibung stehen muß. Da die Stoppspannungen von Motoren mit Zylinderlagern vergleichbar sind mit denen von Motoren mit Wellenlagern, die

ebenfalls der Rollbedingung angepaßt sind, kann mit den Wellenlagern sowohl der Forderung nach kleinen Lagerspielen als auch der Forderung nach einer Rollbewegung nachgekommen werden.

6.2 Diskussion

Die mit FEM berechneten Antriebsdrehmomente der hier vorgestellten Motoren liegen in derselben Größenordnung wie die von vergleichbaren Mikromotoren aus Polysilizium /15/. Da die Strukturhöhe unmittelbar in das Drehmoment eingeht, hätte man hier jedoch zunächst deutlich größere Drehmomente erwartet, da die LIGA-Strukturen normalerweise deutlich höher sind als solche aus Polysilizium. Der Grund für das relativ geringe Drehmoment ist, daß einerseits die Rotoren der LIGA-Motoren im Gegensatz zu denen der Si-Motoren nicht kontaktiert sind und die angelegte Spannung folglich nicht parallel über jedem Luftspalt abfällt sondern sich entsprechend der zwei Spaltweiten aufteilt. Andererseits sind bei dem bisherigen Entwurf die Luftspaltweiten mit $d = 4 \mu\text{m}$ etwa 3 mal so groß gewählt wie bei den Si-Motoren ($1,5 \mu\text{m}$).

Vergleicht man im weiteren die hier ermittelten Stoppspannungen, die ein Maß für die Reibung darstellen, mit den Stoppspannungen von Motoren aus Polysilizium, so liegen diese ebenfalls in derselben Größenordnung /15, 24/. Dabei ist allerdings zu beachten, daß die Rotormasse der LIGA-Motoren ungefähr um einen Faktor 10^3 größer ist als die der Siliziummotoren. Trotz dieses drastischen Unterschiedes sind die aus der Stoppspannung resultierenden Gesamtreibungskräfte der LIGA-Motoren (bei $U_{\text{stop}} = 70 \text{ V}$ ca. $4,8 \cdot 10^{-8} \text{ N}$) um die Hälfte kleiner als die der Si-Motoren (ca. $1 \cdot 10^{-7} \text{ N}$). Dies liegt sowohl an dem niedrigen Reibungskoeffizienten f_{RS} auf dem Substrat als auch vor allem an der Rollbewegung und dem daraus resultierenden kleinen Reibungskoeffizienten auf der Achse.

Für eine Verwendung der Mikromotoren in einem breiten Anwendungsspektrum erscheinen die gemessenen Betriebs- bzw. Stoppspannungen immer noch sehr hoch. Zur Erniedrigung der Betriebsspannung ist eine weitere Vergrößerung des antreibenden Drehmomentes pro angelegter Spannung bei gleichzeitiger Verringerung der Reibung notwendig. Hierzu bieten sich mehrere Möglichkeiten an, die im Rahmen dieser Arbeit ermittelt wurden. So kann z.B. die Luftspaltweite zwischen den Rotor- und Statorpolen, die bisher noch $4 \mu\text{m}$ betrug auf $1,5$ bis $2 \mu\text{m}$ vermindert werden, da die Reibung auf der Achse, die hier entscheidenden Einfluß hat, durch die Realisierung der Rollbewegung stark herabgesetzt wurde. Außerdem kann das Lagerspiel problemlos auf den mit Wellenlagern möglichen

Wert von $2,5\ \mu\text{m}$ reduziert werden, da die Rollbewegung auch bei den Wellenlager zustande kommt. Bei der Auslegung der Zahnung auf Rotor und Statoren kann die Periode etwas vergrößert und das Verhältnis von Zahnbreite zu Zahnücke an den als optimal ermittelten Wert von 0,36 angepaßt werden. Darüberhinaus sollte die Spannung wie bei den Si-Motoren nicht wie bisher nur an den sich gegenüberstehenden Statorpolen angelegt werden sondern parallel zwischen dem Rotor und den Statoren. Die Kontaktierung des Rotors kann dabei über die Achse erfolgen, auf die entweder direkt gebondet oder zu der ebenfalls eine Leiterbahn von außen geführt werden könnte. Diese Leiterbahn könnte ohne zusätzlichen Platzbedarf auf dem Chip gegen die Statoren isoliert werden, indem die Statoren bei der Durchführung des LIGA-Prozesses von der Opferschicht unterschritten werden. Mit den geschilderten Maßnahmen sollte es möglich sein, das antreibende Drehmoment pro angelegter Spannung um insgesamt einen Faktor 30 zu vergrößern und dadurch die Stoppspannung bei kleinen Drehzahlen von bisher ca. 70 V auf 15-20 V zu verringern.

Zur weiteren Verringerung der Reibung des Rotors auf dem Substrat sollte eine elektrostatische Anhebung der Rotoren durch die Kombination niedriger Rotoren mit hohen Statoren und Achsen konsequent ausgenutzt werden, so daß der Rotor im optimalen Fall immer einen Schwebezustand erreicht. In Anwendungsfällen, bei denen die Leistung von dem Motor abgegriffen wird, ist die Realisierung eines Schwebezustandes sowohl schwierig als auch u.U. störend. In diesem Falle kann die Substratreibung weiter vermindert werden, indem unter dem Rotor kleine Noppen als Auflagepunkte strukturiert werden, die möglichst nahe an der Achse positioniert sind, so daß die Auflagefläche des Rotors und gleichzeitig der Hebelarm der Substratreibung verringert werden. Die Noppen könnten durch Trockenätzen als Vertiefung in die Opferschicht strukturiert werden, die anschließend bei der Nickelgalvanik des LIGA-Prozesses unter dem Rotor abgeformt würden. Außerdem empfiehlt es sich, die Rotormasse zu verringern, so daß die Nettokraft, die auf das Substrat wirkt, geringer ausfällt. Dazu sollte der Rotor möglichst schmal, also nur als dünner Ring, und mit einer durchbrochenen Rotorstruktur hergestellt wird. So könnte der Rotor z.B. in Form einer stabilen Wabenstruktur aufgebaut werden. Bei der Strukturierung eines schmalen Rotorringes, was einen großen Achsdurchmesser bedingt, ist jedoch zu beachten, daß ein schmaler Rotorring nach der Rollbedingung für Zahnperioden größer als $30\ \mu\text{m}$ dem Interesse nach einem kleinen Lagerspiel entgegensteht. Für Anwendungen im hohen Drehzahlbereich bestünde die Möglichkeit, mit dem gleichen Prozeß dünne Strömungskanäle unter dem Rotor zu strukturieren, die eine Luftlagerung gestatten. Durch die diskutierte Verminderung der Reibung

sollte folglich eine weitere Erniedrigung der Stoppspannung erreichbar sein. Mit diesen möglichst kleinen, IC-kompatiblen Betriebsspannungen wäre eine wesentliche Voraussetzung für die Integration der Mikromotoren in mikrotechnische Systeme gegeben.

In der bisher vorliegenden Form könnten die Motoren ohne große Designmodifikationen z.B. als optische Schalter oder Drehspiegel in Verbindung mit der Glasfasertechnologie /47/ oder eventuell als direkt angetriebene Ventilplatten angewendet werden. In anderen Anwendungsfällen stellt sich die Frage nach dem Leistungsabgriff von den Motoren. Hierauf kann im Rahmen dieser Arbeit keine allgemeingültige Antwort gegeben werden, da eine Weiterentwicklung diesbezüglich stark von dem einzelnen Anwendungsfall abhängig ist. Zur Demonstration einer Möglichkeit wurden einzelne Motoren hergestellt, bei denen, wie in Abb. 34 links zu sehen ist, die Zahl der Statorzähne verglichen mit der Zahl der Rotorzähne kleiner ist als bei den bisher diskutierten Motoren. So kann zwischen je zwei Statorn eine breite Lücke entstehen, in die ein Zahnrad, eine Zahnstange o.ä. gesetzt werden kann. Diese für einen Leistungsabgriff geeigneten, offenen Motoren konnten in ersten qualitativen Untersuchungen bei vergleichbaren Spannungen betrieben werden wie die geschlossenen, wobei die Rollbewegung des Rotors erhalten bleibt.

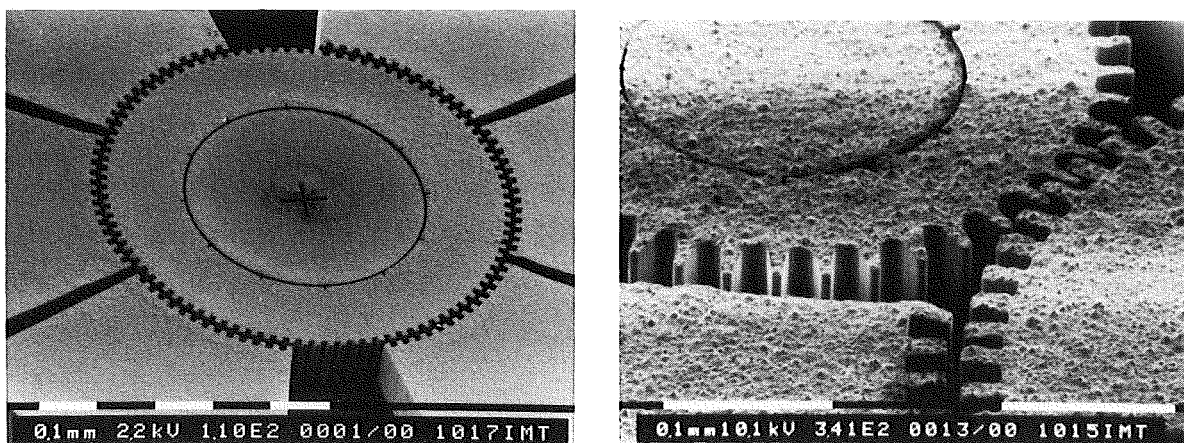


Abb. 34: Links: Offener Motor, der verglichen mit anderen Motoren weniger Statorzähne hat. Rechts: In die breite Lücke zwischen den Statorn wurde ein Zahnrad gesetzt. Rechts im Bild ist der Motor, links das angetriebene Zahnrad.

Ein wesentlicher Vorteil des hier vorgestellten Mikromotors ist, daß die Zahnung auf Rotor und Statorn neben der elektrischen Funktion, die für den Antrieb

ausgenutzt wird und ein hohes Drehmoment durch eine starke Untersetzung garantiert, gleichzeitig eine mechanische Funktion erfüllen, indem die Zähne für einen Abgriff genutzt werden. Abb. 34 rechts zeigt zur Demonstration des Abgriffes einen offenen Motor mit einem angesetzten Zahnrad, das parallel mit dem Motor gefertigt wurde. Hier ist deutlich zu sehen, wie die Motorzähne und die des Zahnrades ineinandergreifen. Die Auslegung der Zähne für einen solchen Abgriff muß jedoch dem Problem angepaßt werden. Da sich die Forderungen nach einerseits hohem Drehmoment durch eckige Zähne und andererseits geringer Reibung durch aufeinander abrollende Zähne widersprechen, muß hierfür erneut optimiert und ein Kompromiß gefunden werden. Eine notwendige Voraussetzung für solch einen Abgriff ist außerdem ein kleines Lagerspiel, d.h. eine geringe Torkelbewegung. Die reibungsarme Lagerung des Motors aufgrund der Rollbewegung in Kombination mit einer schwachen Torkelbewegung ist ebenfalls nur wegen der Zahnung des Motors und der damit verbundenen starken Untersetzung und kleinen Schrittweite möglich. Eine wesentlich größere Schrittweite würde nach der Rollbedingung ein größeres Lagerspiel und somit eine stärkeres Torkeln bedingen.

Neben dem in Abb. 34 gezeigten Leistungsabgriff innerhalb der Motorebene bietet ein Abgriff in einer weiteren Ebene zahlreiche Perspektiven. Um aus der Motorebene heraus zu gelangen, können als einfachste Lösung hohe Rotoren und niedrigere Statoren einzeln hergestellt und anschließend ineinander montiert werden. Eine weitere, attraktive Möglichkeit bietet sich mit der Abformung von gestuften LIGA-Strukturen /48, 49/, mit denen ohne die Montage einzelner Mikrostrukturen eine weitere Ebene erschlossen werden kann. Damit könnte der aus den Statoren herausragende Rotor in andere externe oder auch interne Mikrostrukturen eingreifen.

Mit der Realisierung des Leistungsabgriffes eröffnen sich vielfältige Einsatzmöglichkeiten des Motors zum Stellen und Positionieren vor allem in der Mikrorobotik und in der Medizintechnik.

Literaturverzeichnis

- /1/ R. S. Muller, R. T. Howe, S. D. Senturia, R. L. Smith, R. M. White (eds.):
"Microsensors", IEEE Press, 1991, Section 5.1
- /2/ R. S. Muller, R. T. Howe, S. D. Senturia, R. L. Smith, R. M. White (eds.):
"Microsensors", IEEE Press, 1991, Section 5.2
- /3/ W. Benecke, H. C. Petzold (eds.):
"Micro Electro Mechanical Systems", Travemünde, Germany, Feb. 1992,
IEEE Catalog Number 92CH3093-2, Session B
- /4/ L. S. Fan, Y. C. Tai, R. S. Muller:
"Integrated Movable Micromechanical Structures for Sensors and Actua-
tors", IEEE Transactions on Electron Devices, 35/6, June 1988, pp. 724-730
- /5/ C. J. Kim, A. P. Pisano, R. S. Muller:
"Silicon-Processed Overhanging Microgripper", Journal of Microelectro-
mechanical Systems, 1/1, March 1992, pp. 31-36
- /6/ W. Menz:
"Das Anwendungspotential der Mikrosystemtechnik in der Medizin",
Micro System Technologies 90, Anwenderforum, 1. Internationaler Fach-
kongreß, Berlin, Sep. 1990, VDE-Verlag, 1990, S. 10-23
- /7/ L. H. Germer:
"Electrical Breakdown between Close Electrodes in Air", Jour. Appl. Phys.
30/1, 1959, p. 46-51
- /8/ O. D. Jefimenko:
"Electrostatic Motors", Electrostatics and its Applications, A. D. Moore ed.,
John Wiley & Sons, 1973, pp. 131-147
- /9/ J. D. Bernal:
"Wissenschaft", Bd. 2, Rowohlt Taschenbuch Verlag, 1970, S. 526
- /10/ B. Bollée:
"Elektrostatische Motoren", Philips Technische Rundschau, 30/6,7,
1969/70, S. 175-191
- /11/ C. Kooy:
"Torque on an Resistive Rotor in a Quasi Electrostatic Rotating Field",
Appl. Sci. Res., 20, Feb. 1969, pp. 161-172

- /12/ P. E. Secker, M. R. Belmont:
"A Miniature Multipole Liquid-Immersed Dielectric Motor", Jour. Phys. D: Appl. Phys., 3, 1970, pp. 216-220
- /13/ S. D. Choi, D. A. Dunn:
"A Surface-Charge Induction Motor", Proc. of IEEE, 59/5, May 1971, pp. 737-748
- /14/ L. S. Fan, Y. C. Tai, R. S. Muller:
"IC-Processed Electrostatic Micro-Motors", IEEE Int. Electron Devices Meeting, San Francisco, Ca., Dec. 1988, pp. 666-669
- /15/ M. Mehregany, P. Nagarkar, S. D. Senturia, J. H. Lang:
"Operation of Microfabricated Harmonic and Ordinary Side-Drive Motors", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Napa Valley, Ca. Feb. 1990, IEEE Catalog Number 90CH2832-4, pp. 1-8
- /16/ W. C. Tang, T. C. H. Nguyen, R. T. Howe:
"Laterally Driven Polysilicon Resonant Microstructures", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Salt Lake City, Ut., Feb. 1989, IEEE Catalog Number 89TH0249-3, pp. 53-59
- /17/ Z. L. Zhang, G. A. Porkoláb, N. C. MacDonald:
"Submicron, Movable Gallium Arsenide Mechanical Structures and Actuators", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Travemünde, Germany, Feb. 1992, IEEE Catalog Number 92CH3093-2, pp. 72-77
- /18/ B. Kowanz, W. Ehrfeld:
"Systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils in LIGA-Technik", KfK-Bericht Nr. 4886, 1991
- /19/ R. T. Howe:
"Surface micromachining for microsensors and microactuators", J. Vac. Sci. Technol. B, 6/6, 1988, pp. 1809-1813
- /20/ H. Seidel:
"The Mechanism of Anisotropic Silicon Etching and its Relevance for Micromaching", Transducer '87, Rec. of the 4th Int. Conf. on Solid-State Sensors and Actuators, 1987, pp. 120-125
- /21/ Y. Gianchandani, K. Najafi:
"Micron-Sized, High Aspect Ratio Bulk Silicon Micromechanical Devices", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Travemünde, Germany, Feb. 1992, IEEE Catalog Number 92CH3093-2, pp. 208-213

- /22/ W. Ehrfeld, P. Bley, F. Götz, P. Hagmann, A. Maner, J. Mohr, H. O. Moser, D. Münchmeyer, W. Schelb, D. Schmidt, E. W. Becker:
"Fabrication of Microstructures Using the LIGA Process", Proc. IEEE Micro Robots and Teleoperators Workshop, Hyannis, Ma., Nov. 1987, K. J. Gabriel, W. S. N. Trimmer, eds., IEEE Catalog Number 87THO204-8, pp. 1-11
- /23/ C. Burbaum, J. Mohr, P. Bley, W. Menz:
"Fabrication of Electrostatic Microdevices by the LIGA Technique", Sensors and Materials, 3/2, 1991, pp. 75-85
- /24/ S. F. Bart, M. Mehregany, L. S. Tavrow, J. H. Lang, S. D. Senturia:
"Measurement of Electric Micromotor Dynamics", Proc. Microstructures, Sensors, and Actuators, The Winter Annual Meeting of ASME, Dallas, Texas, Nov. 1990, pp. 19-29
- /25/ C. Burbaum, J. Mohr:
"Herstellung von mikromechanischen Beschleunigungssensoren in LIGA-Technik", KfK-Bericht Nr.4859, 1991
- /26/ W. Schnabel:
"Polymer Degradation", Carl Hanser Verlag, München, 1981
- /27/ W. Glashauser:
Offenlegungsschrift DE 3039 110 A1, Deutsches Patentamt, 13. 5. 1982
- /28/ A. Maner, W. Ehrfeld:
"Electroforming Techniques in the LIGA Process for the Production of Microdevices", Materials and Manufacturing Processes, 4/4, 1989, pp. 527-537
- /29/ W. K. Schomburg, H. J. Baving, P. Bley:
"Ti- and Be-X-Ray Masks with Alignment Windows for the LIGA Process", Microelectronic Engineering 13, 1991, pp. 323-326
- /30/ G. Vogelpohl:
"Betriebssichere Gleitlager", Springer-Verlag, Berlin, 1958
- /31/ O. Gersdorfer:
"Tragkraft und Anwendungsbereich von Mehrflächenlagern", Konstruktion, 14/5, 1962, S. 181-188

- /32/ M. Himmelhaus, J. Mohr:
"Konzeption, Aufbau und Test eines Systems zur Drehzahlmessung an rotierenden LIGA-Mikrostrukturen", Diplomarbeit, Fakultät für Physik, Universität Karlsruhe, 1991
- /33/ U. Wallrabe, M. Himmelhaus, J. Mohr, P. Bley, W. Menz:
"Rotierende Mikrostrukturen als Grundlage für einen mikromechanischen Strömungssensor", VDI-Berichte, 933, VDI-Verlag, 1991, S. 327-337
- /34/ M Mehregany, Y. C. Tai:
"Surface micromachined mechanisms and micromotors", J. Micromech. Microeng., 1, 1991, pp. 73-85
- /35/ K. J. Gabriel, F. Behi, R. Mahadevan, M. Mehregany:
"In situ measurements of friction and wear in integrated polysilicon microstructures", Sensors and Actuators, A 21-23, pp. 184-188
- /36/ M. Mehregany, S. F. Bart, L. S. Tavrow, J. H. Lang, S. D. Senturia:
"Principles in design and microfabrication of variable-capacitance side-drive motors", J. Vac. Sci. Technol. A, 8/4, 1990, pp.3614-3624
- /37/ M. Mehregany, S. F. Bart, L. S. Tavrow, J. H. Lang, S. D. Senturia, M. F. Schlecht:
"A Study of Three Microfabricated Variable-capacitance Motors", Sensors and Actuators, A21-A23, 1990, pp. 173-179
- /38/ G. Müller:
"Elektrische Maschinen", VEB Verlag Technik, Berlin, 1977
- /39/ J. Zierep:
"Grundzüge der Strömungslehre", Verlag G. Braun, Karlsruhe, 1982
- /40/ H. Czichos (Ed.):
"Hütte", Springer-Verlag, Berlin, 1989, E28
- /41/ J. Fischer:
"Elektrodynamik", Springer-Verlag, Berlin, 1976
- /42/ Murray R. Spiegel:
"Komplexe Variablen", Schaum's Outline, McGraw-Hill Book Company GmbH, 1982

- /43/ R. Mahadevan:
"Analytical Modelling of Electrostatic Structures", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Napa Valley, Ca. Feb. 1990, IEEE Catalog Number 90CH2832-4, pp. 120-127
- /44/ O. C. Zienkiewicz:
"Methode der finiten Elemente", Carl Hanser Verlag, 1984
- /45/ Bronstein, Semendjajew:
"Taschenbuch der Mathematik", Verlag Harri Deutsch, 1981
- /46/ Bergmann-Schaefer:
"Lehrbuch der Experimentalphysik, Band 1, Mechanik, Akustik, Wärme", 9. Auflage, Verlag Walter de Gruyter, Berlin, 1974
- /47/ J. Göttert, J. Mohr, C. Müller:
"Examples and Potential Applications of the LIGA Technique in Microoptics", Workshop 'Integrierte Optik und Mikrooptik', Mainz, 1992, to be published
- /48/ P. Bley, J. Göttert, M. Harmening, M. Himmelhaus, W. Menz, J. Mohr, C. Müller, U. Wallrabe:
"The LIGA Process for the Fabrication of Micromechanical and Micro-optical Components", Micro System Technologies 91, 2nd International Conference on Micro Electro, Opto, Mechanic Systems and Components, Berlin, ed. R. Krahn, H. Reichl, VDE-Verlag, 1991, pp. 302-314
- /49/ M. Harmening, W. Bacher, P. Bley, A. El-Kholi, H. Kalb, B. Kowanz, W. Menz, A. Michel, J. Mohr:
"Molding of Threedimensional Microstructures by the LIGA Process", Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Travemünde, Germany, Feb. 1992, IEEE Catalog Number 92CH3093-2, pp. 202-207

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen eines vom Kernforschungszentrum Karlsruhe gewährten Doktorandenstipendiums und wurde am Institut für Mikrostrukturtechnik unter der Leitung von Prof. W. Menz durchgeführt.

Wir danken Herrn Dr. B. Krevet für seine Unterstützung bei der Durchführung der FEM-Rechnungen. Des weiteren gilt unser Dank natürlich allen Mitarbeitern des hiesigen Institutes sowie des Bonner Synchrotrons, die immer hilfsbereit, spontan und freundlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. Hier möchten wir besonders alle technischen Angestellten erwähnen, die vom CAD bis hin zum fertig kontaktierten Motor bei der Probenherstellung geholfen haben.

Außerdem möchten wir uns bei Herrn M. Himmelhaus bedanken, der im Rahmen seiner Diplomarbeit das faseroptische Meßsystem für die Erfassung der Drehzahl der Mikroturbinen aufgebaut hat.