

KfK 4886

Juli 1991

Systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils in LIGA-Technik

**B. Kowanz, W. Ehrfeld
Institut für Mikrostrukturtechnik**

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Institut für Mikrostrukturtechnik

KfK 4886

Systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils in LIGA-Technik

B. Kowanz*, W. Ehrfeld**

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

**) MicroParts GmbH, Karlsruhe

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

Systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils in LIGA-Technik

Zusammenfassung

In der Vergangenheit wurden mikromechanische Fertigungsverfahren in erster Linie zur Herstellung von Sensoren eingesetzt, während Anwendungen aus dem Bereich der Aktuatorik bis jetzt noch keine industrielle Bedeutung erreicht haben. Der Bedarf an derartigen Komponenten, insbesondere an Mikroventilen, wächst jedoch mit der zunehmenden Miniaturisierung und der Integration von elektronischen und mechanischen Komponenten zu Mikrosystemen.

Die vorliegende Arbeit behandelt die systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils mit elektrostatischem Linearantrieb. Dieses Ventil zeichnet sich bei kleinen äußeren Abmessungen durch hohe Durchflußwerte bei minimaler Antriebsleistung aus. Der elektrostatische Linearantrieb konnte durch den Einsatz numerischer Verfahren unter den Randbedingungen der vorgegebenen Fertigungstoleranzen optimiert werden. Im Verlauf der Arbeit wurden weiterhin die notwendigen Fertigungsgrundlagen zur Herstellung von Funktionsmustern bereitgestellt und diese in orientierenden Versuchen untersucht. Die Versuchsergebnisse zeigen, daß die angewandten Berechnungsverfahren zuverlässige Voraussagen der Betriebsdaten ermöglichen.

Systems Engineering Analysis and Development of a Microvalve by the LIGA Process

Abstract

Micromechanical manufacturing techniques have been used in the past primarily to make sensors, while applications in the field of actuators have not yet attained importance on an industrial scale. However, the need for such components, especially microvalves, is growing as a function of the increasing trend towards miniaturization and integration into microsystems of electrical and mechanical components.

This report contains the systems engineering analysis and development of a microvalve with an electrostatic linear drive. The valve has small external dimensions and is characterized by high flows at minimum drive powers. The electrostatic linear drive was optimized by means of numerical procedures under the constraints of existing manufacturing tolerances. In the course of the study also the basic process parameters required to make function specimens were provided. These specimens were examined in orientating tests. The results show that the methods of calculation employed allow reliable predictions of the operating data.

Systemtechnische Analyse und Entwicklung eines Mikroventils in LIGA-Technik

1	Einleitung	3
2	Fluidtechnische Grundlagen	7
3	Grundlagen zur Berechnung eines elektrostatischen Antriebs	12
3.1	Auswahl eines geeigneten Antriebs	12
3.2	Grundlagen zur Berechnung elektrostatischer Felder und Kräfte	15
3.3	Numerische Berechnung der Antriebskondensatoren	17
3.4	Optimierung der Kondensatorgeometrie	22
3.5	Berechnung der Antriebskräfte	28
3.5.1	Stellkräfte und Stellwege	28
3.5.2	Querkräfte	30
3.6	Leistung und Wirkungsgrad	32
4	Fertigungstechnische Grundlagen	33
4.1	Naßchemisches, anisotropes Ätzen von einkristallinen Materialien	33
4.2	Reaktive Trockenätzprozesse.	35
4.3	LIGA-Verfahren	36
5	Design und Berechnung der technischen Daten	40
5.1	Allgemeine Spezifikationen	40
5.2	Grundsätzlicher Aufbau	41
5.3	Anforderungen der Herstellungsprozesse und der verwendeten Materialien	43
5.4	Zusammenstellung der berechneten technischen Daten.	47

6	Fertigungsablauf	51
6.1	Herstellung der Substratplatte	51
6.2	Isolierschicht.	54
6.3	Tiefenlithografie und Galvanik	55
6.4	Montage, Gehäuse	56
7	Analyse der Fertigungsschritte	58
7.1	Fertigungstoleranzen	58
7.1.1	Ursachen von Maßabweichungen	58
7.1.2	Ermittlung der Maßabweichungen	60
7.2	Untersuchung der SiO ₂ - Schichten	63
7.2.1	Meßmethode	64
7.2.2	Ergebnisse der Messungen an den SiO ₂ -Schichten	65
7.3	Eigenschaften der Resist- und Galvanikschichten	66
7.3.1	Bestimmung der Schichteigenschaften	67
7.3.2	Ergebnisse der Messungen an den Resist- und Nickelschichten	68
8	Untersuchungen am Mikroventil	71
8.1	Montage der Funktionsmuster	71
8.2	Bestimmung der Durchflußkennlinie	73
8.3	Bestimmung der Reibungskräfte	75
8.4	Test zur elektrischen Funktionsprüfung	77
9	Diskussion und Ausblick	79
10	Literaturverzeichnis	85

1

Einleitung

Heute beruht das Interesse an mikromechanischen Fertigungsverfahren in erster Linie auf dem steigenden Bedarf an kostengünstigen Sensoren und Aktuatoren. Bis vor kurzem waren die elektronischen Bauteile von Kontroll-, Regel- und Meßsystemen wesentlich teurer als die dazugehörenden Meßfühler und Stelleinrichtungen. Durch die mittlerweile sehr hohe Integrationsdichte in der Elektronik sank jedoch deren Kostenanteil drastisch. Preisbestimmend für ein hochwertiges elektronisches Gerät ist die mechanische Qualität der Peripherie geworden. Daher ist es zur Zeit wirtschaftlich sinnvoll, nach einer Alternative zu teuren handgefertigten Sensoren und Aktuatoren zu suchen, um sie mit der Mikroelektronik zu einem System zu integrieren. In Massenproduktion hergestellte, zur Mikroelektronik kompatible Meß- und Stelleinrichtungen können die bisher verwendeten Bauteile verdrängen - wie der Mikroprozessor die Schaltungen mit diskreten Bauelementen verdrängt hat. Dies gilt insbesondere, wenn ihr Herstellungsprozeß kompatibel zu mikroelektronischen Fertigungsprozessen ist und ihre Abmessungen so klein sind, daß sie auch räumlich hoch integriert werden können. Auf dem Gebiet der Sensorik hat dieser Prozeß schon eingesetzt: Aus Silizium hergestellte Sensoren für Druck, Beschleunigung oder chemische Größen haben schon in vielen Bereichen den konventionell gefertigten Sensor verdrängt.

Im Bereich der Aktuatorik ist dieser Trend zwar zu erkennen, mikromechanische Aktuatoren befinden sich jedoch noch im Stadium der Forschung und Entwicklung und haben sich noch nicht in Anwendungen durchgesetzt, obwohl der Bedarf nach derartigen Systemen hoch ist. Er resultiert aus prinzipiellen Nachteilen konventionell hergestellter Aktuatoren wie zum Beispiel eine hohe Leistungsaufnahme, große Abmessungen und schlechtes dynamisches Verhalten im Vergleich zur Elektronik. Diese Nachteile haben bisher eine Integration von elektronischen Komponenten mit Stelleinrichtungen und Sensoren zu einem Mikrosystem weitgehend verhindert.

Eine besondere Bedeutung in der Aktuatorik haben Ventile. Sie steuern Prozeßmedien und dienen in der Pneumatik und Hydraulik als Verteilungs- und Steuerelemente für Antriebsenergien und stellen somit das Bindeglied zwischen Elektronik und Antrieb dar. Pneumatische Antriebe werden zum Beispiel bei den meisten industriell verwendeten Maschinen in der Handhabungstechnik oder Robotik eingesetzt, da sie einen sehr effizienten Antrieb mit hoher

Leistungsdichte ermöglichen. Durch immer komplexere Anforderungen an die Bewegungsabläufe - zum Beispiel in der Robotik - wächst der Bedarf an Ventilen, die Steuerungsabläufe exakt, mit hoher Geschwindigkeit und gutem Wirkungsgrad umsetzen können. Idealerweise bilden sie mit der Elektronik zur Ansteuerung und den Sensoren zur Regelung ein integriertes System.

Konventionell gefertigte Kleinventile werden heute meist als elektromagnetisch betätigte Hubkerventile hergestellt. Nachteilig bei dieser Ausführung ist die hohe Leistungsaufnahme des elektromagnetischen Antriebs in der Größenordnung von einem Watt. Die Integration einer größeren Anzahl von Ventilen in ein elektromechanisches System wird durch die Wärmeentwicklung des Antriebs und die verhältnismäßig großen, durch mechanische Fertigungsverfahren bedingten Abmessungen begrenzt.

Andererseits existiert eine Reihe von Konzepten zur Herstellung von Mikroventilen mit den Methoden der Halbleiterfertigung /1,2,3/. Hier kommen als Herstellungsprozesse Plasmaätzverfahren oder naßchemische, anisotrope Ätzverfahren, die auf den unterschiedlichen Ätzgeschwindigkeiten der Kristallrichtungen eines Silizium-Einkristalls beruhen, zum Einsatz. Diese Ventile zeichnen sich durch eine extrem kleine Bauweise aus. Als Antriebe kommen die verschiedensten Mechanismen zum Einsatz, beispielsweise thermische Antriebe, die auf Längen oder Volumenänderungen eines Stoffes bei Erwärmung beruhen, ebenso auch piezoelektrische, elektromagnetische oder elektrostatische Antriebe. Da diese Mikroventile in wesentlichen Bestandteilen aus Silizium bestehen, sind sie nicht für alle Medien gleichermaßen geeignet. Die geometrische Auslegung dieser Ventile wird zudem durch den verwendeten Herstellungsprozeß stark eingeschränkt. Die durch Plasmaätzprozesse hergestellten Bauteile können in beliebigen lateralen Geometrien hergestellt werden, zur Zeit weisen sie jedoch nur geringe Strukturhöhen im Bereich weniger Mikrometer auf, was zu großen Strömungswiderständen und geringen Durchflußwerten führt. Die durch anisotropes Ätzen hergestellten Ventile ermöglichen zwar große Strukturierungshöhen - die Geometrie der Bauelemente wird jedoch durch die Kristallebenen des Substrates vorgegeben und kann daher nicht optimal an die fluid- und antriebstechnischen Anforderungen angepaßt werden. Die bisher mit diesen Verfahren hergestellten Ventile weisen daher in der Regel einen sehr kleinen Durchfluß und schaltbaren Druck auf. Insbesondere der geringe Durchfluß wird auf absehbare Zeit den technischen Einsatz dieser Mikroventile erschweren.

Als weiteres Herstellungsverfahren zur Fertigung mikromechanischer Bauelemente bietet sich die Mikrostrukturierung durch Lithographie mit Synchrotronstrahlung, Galvanoformung und Abformung. (LIGA-Technik, /4/) an. Dieses - im Vergleich zu den bisher genannten Herstellungsprozessen - neue Verfahren wird seit einigen Jahren als Basistechnologie zur Mikrostrukturierung am Kernforschungszentrum Karlsruhe in Zusammenarbeit mit verschiedenen Industriepartnern entwickelt. Seit Mai 1989 ist die Steag AG Essen alleiniger Lizenznehmer des Verfahrens. Im Gegensatz zu den genannten Mikrostrukturierungsverfahren bietet die LIGA-Technik die Möglichkeit, Strukturen mit hohem Aspektverhältnis, extrem parallelen Strukturwänden und nahezu beliebiger Geometrie in Massenproduktion aus verschiedenen Metallen und Kunststoffen herzustellen.

Ziel dieser Arbeit ist die Ausarbeitung von Konstruktionsgrundlagen für Mikroventile auf der Grundlage des LIGA-Verfahrens und die Entwicklung der notwendigen Herstellungsprozesse. Dieses Ventil soll zum einen die Anforderungen der Mikroelektronik an ein integrierbares Ventil erfüllen, wie zum Beispiel parallele Massenfertigung und kleine Leistungsaufnahme, zum anderen jedoch an Luft einen Durchfluß von 5 l/Minute bei einem Differenzdruck von $1 \cdot 10^5$ Pa - entsprechend einem konventionell gefertigten Kleinstventil - ermöglichen.

Da die Einzelteile von Mikroventilen wegen der hohen räumlichen Integration in hohem Maße miteinander wechselwirken und sich gegenseitig beeinflussen, muß die Konstruktion Systemaspekte wesentlich stärker berücksichtigen als bei der Fertigung eines gleichartigen Bauteils mit konventionellen Verfahren. Daher bestimmt die Mikromechanik den Aufbau des Produktes im Ganzen. Um Konstruktionsgrundlagen und Fertigungsverfahren für das Ventil zu entwickeln, wurden elektrische und fluidische Anschlüsse, Stelleinrichtung, Antrieb und Herstellungsprozeß in dieser Arbeit als wechselwirkendes System betrachtet und nicht als isolierte Komponenten.

Dabei wird gezeigt, daß das Ventilstellglied als Funktionselement in den Antrieb integriert werden kann und keine zusätzlichen beweglichen Teile benötigt werden. Das Ventilstellglied wurde daher in seinem Funktionsprinzip auf den Antrieb abgestimmt, um eine mechanische Übersetzung oder Umlenkung der Stellkräfte zu vermeiden. Um dies zu ermöglichen, ist als Stellglied ein Ventilschieber vorgesehen, der parallel zur Grundplatte verschoben wird. Der

Durchsatz der Strömungskanäle wird anhand der Grenzschichttheorie berechnet und mit dem Experiment verglichen.

Hauptforderungen an das Mikroventil sind niedriger Energieverbrauch und hoher Wirkungsgrad des Antriebs. Bei sehr kleinen Abmessungen weist in dieser Beziehung ein elektrostatischer Antrieb Vorteile gegenüber einem elektromagnetischen Antrieb auf, da keine Ohmschen Verluste auftreten. Nachteilig wirkt sich die niedrige Energiedichte des elektrischen Feldes bei Luftspalten über 10 μm aus, die bisher die Stellwege elektrostatischer Antriebe auf diese Größenordnung beschränkte. In dieser Arbeit wird ein elektrostatischer Linearantrieb mit variabler Kapazität berechnet, der nach dem Schrittmotor- oder Synchronmotorprinzip arbeitet /46/. Damit werden trotz kleiner Luftspalte, deren Größe nur durch die Fertigungstoleranzen vorgegeben wird, im Prinzip beliebig große Stellwege möglich. Es wird gezeigt, daß die geforderte Stellkraft zur Betätigung des Ventils durch eine Parallelschaltung einer Vielzahl von Arbeitskondensatoren erreicht werden kann. Die theoretisch erreichbaren Stellkräfte des Antriebs werden anhand von Feldberechnungen bestimmt und die Geometrie der Antriebselemente optimiert, um einen kompakten Antrieb mit geringem Flächenbedarf zu ermöglichen. Die Ergebnisse der Feldberechnungen und die Funktionstüchtigkeit des Antriebs werden in einer qualitativen Untersuchung überprüft.

In dieser Arbeit wird weiterhin gezeigt, daß mit dem LIGA-Verfahren elektrisch voneinander isolierte, bewegliche Mikrostrukturen hergestellt werden können. Es wird ebenso demonstriert, daß durch die freie Wahl der Strukturgeometrie bei genauer Einhaltung von vorgegebenen Toleranzen mit diesem Verfahren die Leistungsfähigkeit des Mikroventils wesentlich gegenüber anderen Herstellungsverfahren gesteigert werden kann.

2 Fluidtechnische Grundlagen

Das Steuern oder Absperrn einer Fluidströmung erfolgt durch Verändern des Strömungsquerschnittes oder Unterbrechen des Strömungsweges. Dabei unterliegen die Fluide den Gesetzen der Gas- beziehungsweise Hydrodynamik. Zum Absperrn oder Regeln eines Mediums existieren verschiedene Wirkprinzipien. Die am häufigsten verwendeten Absperrorgane sind Ventile, Schieber und Hähne. Diese werden meist unter dem Oberbegriff Ventil - unabhängig vom eigentlichen Wirkprinzip - zusammengefaßt. Sie unterscheiden sich vor allem in der Bewegungsrichtung des Drosselorgans relativ zum strömenden Medium und damit auch in der Kraft, die zur Betätigung gegen den Druck des Mediums aufzuwenden ist. Da bei Schieber und Hahn die Betätigungsrichtung senkrecht zur Strömungsrichtung verläuft, ist die Betätigungskraft hier nicht nur vom Produkt aus Druckunterschied am Absperrorgan und dessen Fläche abhängig, sondern wird von den Reibungskräften zwischen Absperrorgan und Gehäuse und der Art der Lagerung bestimmt.

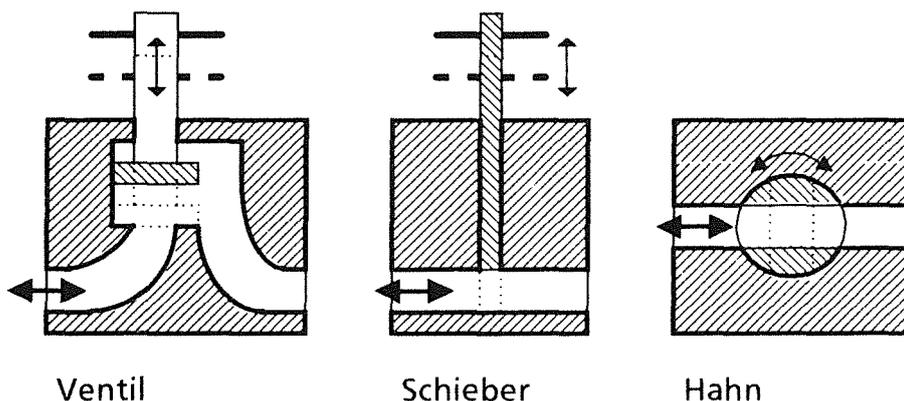


Abb. 2.1 Prinzipielle Darstellung von Ventil, Schieber und Hahn

Der Schieber bietet einige spezifische Vorteile gegenüber den anderen Absperrorganen. So wird vor allem der Antrieb vom strömenden Gas nur senkrecht zu seiner Bewegungsrichtung belastet und somit mechanisch entkoppelt. Zudem muß die Strömung in einem Schieber nicht umgelenkt werden. Daher sind sowohl kurze, gasdynamisch vorteilhafte Strömungswege als auch geringe Baulängen möglich. Da ein Schieber auch konstruktiv einfach

gestaltet werden kann, wurde für das in dieser Arbeit beschriebene Mikroventil die Bauweise eines Schiebers ausgewählt.

Wesentlich für die Berechnung eines Regel- oder Absperrorgans ist die Kenntnis des Strömungszustandes des Mediums. Der minimale Strömungsquerschnitt im Ventil und die bei der Strömung vorliegende Reynoldszahl bestimmen den Volumendurchfluß durch das Ventil. Für den speziellen Fall eines Mikroventils mit kleinen Abmessungen muß daher vor allem die Frage beantwortet werden, wie klein der Strömungsquerschnitt sein darf, um den gewünschten Durchfluß bei dem nach der Spezifikation geforderten Differenzdruck zu ermöglichen. Die Strömungsverhältnisse werden durch Rohreinlaufströmungen in den kapillarartigen Strömungskanälen und das Ausströmen aus kleinen Düsen geprägt. Die Anschlüsse des Ventils können durch große Strömungsquerschnitte so ausgelegt werden, daß in ihnen nur geringe Verluste auftreten. Eine analytische Berechnung des Massendurchflusses in einem Ventil ist wegen der komplizierten Strömungsgeometrien zur Zeit nicht möglich, auch Strömungsberechnungen mit Hilfe von finiten Elementen beschreiben die Strömungsverhältnisse in der Regel nicht exakt. Daher wird bei der Auslegung von Ventilen oft auf empirisch ermittelte Näherungen /5/ zurückgegriffen. Die Gültigkeit dieser Näherungen für die kleinen Dimensionen eines Mikroventils wurde bis heute noch nicht gezeigt. In diesem Abschnitt sollen daher nur die prinzipiellen Eigenschaften von Strömungskanälen im Mikrometerbereich aufgezeigt werden, um eine Abschätzung der Durchflußwerte für die Auslegung des Schiebers zu ermöglichen.

Bei einem Schieber ist der schaltbare Druck durch die mechanische Stabilität der Strukturen gegeben. Bei den geforderten hohen Werten muß daher eine ausreichende Strukturdicke gewählt werden, um die Belastung durch die anliegende Druckdifferenz ohne größere Deformationen zu ermöglichen. Durch diese Randbedingung wird die Länge des Strömungskanals vorgegeben. Eine größere Länge sorgt einerseits für höhere Stabilität des Bauteils, erhöht aber auf der anderen Seite auch den Strömungswiderstand. Bei Strömungslängen im Bereich von 500 µm ist eine ausreichende mechanische Stabilität für Differenzdrücke bis $5 \cdot 10^5$ Pa gewährleistet. Die Strömungszustände und der Volumendurchfluß für Gase können dann in Abhängigkeit vom Strömungsquerschnitt mit Hilfe der Grenzschichtdicke und der allgemeinen Bernoulli-Gleichung abgeschätzt werden.

Für diese Abschätzung wird angenommen, daß durch einen geöffneten Schieber nach Abbildung 2.2 Luft der Viskosität $\eta = 1,82 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ und der Dichte $\rho = 1,27 \text{ kg/m}^3$ mit einem Eingangsdruck p_1 und einem Ausgangsdruck p_2 strömt. Die Strömung erfolgt in einem rechteckigen Strömungskanal mit der Querschnittsfläche $h \cdot b$ und der Strömungslänge l . Nach

$$Re = \frac{V \cdot D_h \cdot \rho}{\eta} \quad (2.1)$$

ergeben sich für Strömungskanäle bis zu einer Höhe $h = 50 \mu\text{m}$ ($D_h = 100 \mu\text{m} / 6$) bei Strömungsgeschwindigkeiten V bis 300 m/s Reynoldszahlen von kleiner 2000.

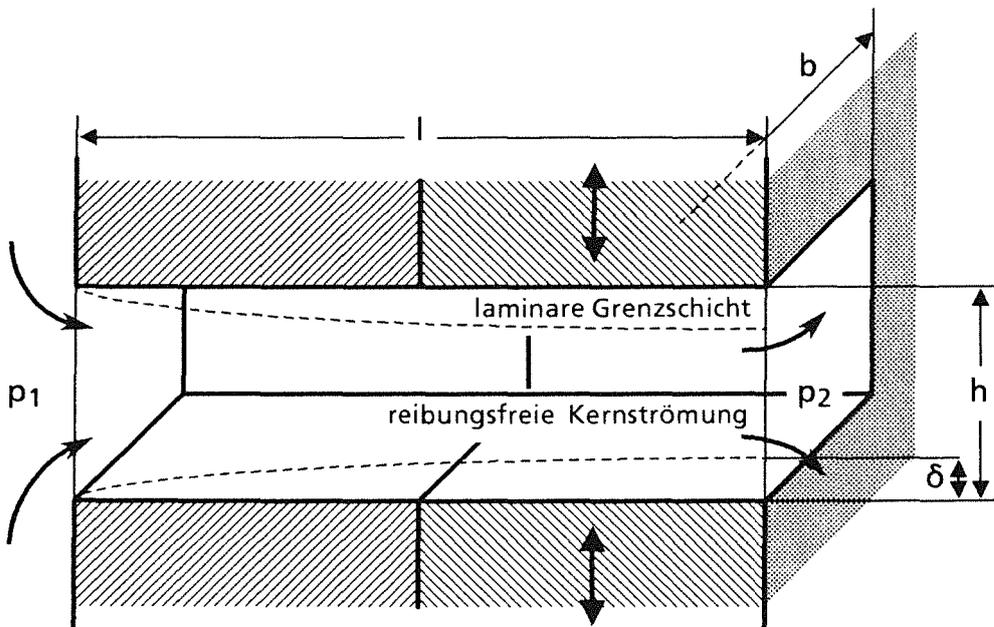


Abb. 2.2 Strömungsverhältnisse in einem Schieber

Bei einer derartigen Strömung überwiegen die Reibungseinflüsse und es besteht keine Tendenz zu Turbulenz. Wegen der kurzen Strömungslänge von nur $500 \mu\text{m}$ sind auch bei wesentlich höheren Reynoldszahlen nichtturbulente Strömungen wahrscheinlich. Die laminare Strömung mit parabelförmigem Geschwindigkeitsprofil kann sich bei den gegebenen Reynoldszahlen nicht über den gesamten Querschnitt ausbilden. Sie herrscht nur in einer laminaren Unterschicht der Dicke δ vor. Um diesen Betrag wird die äußere, als reibungsfrei betrachtete Strömung von der Körperwand abgedrängt.

Die Dicke der Grenzschicht ergibt sich nach Prandtl [7] aus der Strömungsgeschwindigkeit V des ungestörten Mediums in Abhängigkeit der Strömungslänge l als:

$$\delta = 1,72 \cdot \left(\frac{\eta \cdot l}{\rho \cdot V} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.2)$$

In der laminaren Unterschicht ergibt sich aus der Integration über das als parabelförmig angenommene Geschwindigkeitsprofil eine mittlere Strömungsgeschwindigkeit von 0,67 V. Die Dicke der Grenzschicht am Strömungsende des Kanals bestimmt die maximale Einschnürung der reibungsfreien Kernströmung. Die Geschwindigkeit der Kernströmung kann mit Hilfe der allgemeinen Form der Bernoulli-Gleichung für kompressible Medien berechnet werden. Dabei wird bei der Ausdehnung der Luft eine isentrope Zustandsänderung mit dem Isentropenkoeffizienten $\kappa = 1,40$ angenommen. Die Dichte ergibt sich bei einer Druckänderung als:

$$\rho = \rho_0 \cdot \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (2.3)$$

Für die Geschwindigkeit V der reibungsfreien kompressiblen Strömung erhält man nach Bernoulli:

$$V = \left(\frac{2 \cdot \kappa}{\kappa - 1} \cdot \frac{p_1}{\rho_1} \cdot \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right] \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.4)$$

Da der Strömungskanal im Freien endet, können für Druck und Dichte am Ende des Strömungskanals die Werte für Luft unter Normalbedingungen eingesetzt werden ($p_2 = 1 \cdot 10^5$ Pa, $\rho_2 = 1,27$ kg/m³). Damit wird die Geschwindigkeit der Kernströmung für beliebige Drücke p_1 berechenbar. Durch Einsetzen von V in (2.2) erhält man die Dicke der Grenzschicht und kann den Volumenstrom Q für den Fall $h > 2 \cdot \delta$ berechnen:

$$Q = V \cdot \left(h - 2 \cdot \delta \right) \cdot b + 2 \cdot 0,67 V \cdot \delta \cdot b \quad (2.5)$$

In Abbildung 2.3 sind für unterschiedlich hohe Kanäle mit einer Strömungslänge von 500 μ m und einer Querschnittsfläche von 1mm² die entsprechenden Durchflußwerte für Luft angegeben. Bei Kanalbreiten von über 50 μ m ändert sich der Volumenstrom nur noch unwesentlich, da die Dicke der Grenzschicht gegenüber der reibungsfreien Strömung zu vernachlässigen ist. Bei Kanalbreiten unterhalb von 50 μ m wird der Durchfluß durch die anteilmäßig wachsende Grenzschicht stark behindert. Im Fall zusammenwachsender Grenzschichten tritt Poiseuille-Strömung im Spalt auf, die durch einen quadratischen Zusammenhang zwischen Querschnittsfläche und Volumenstrom gekennzeichnet ist.

Die fluidmechanischen Berechnungen führen zu dem Ergebnis, daß die Schlitzbreite eines Schiebers mit 500 μ m Strömungslänge bei Differenzdrücken

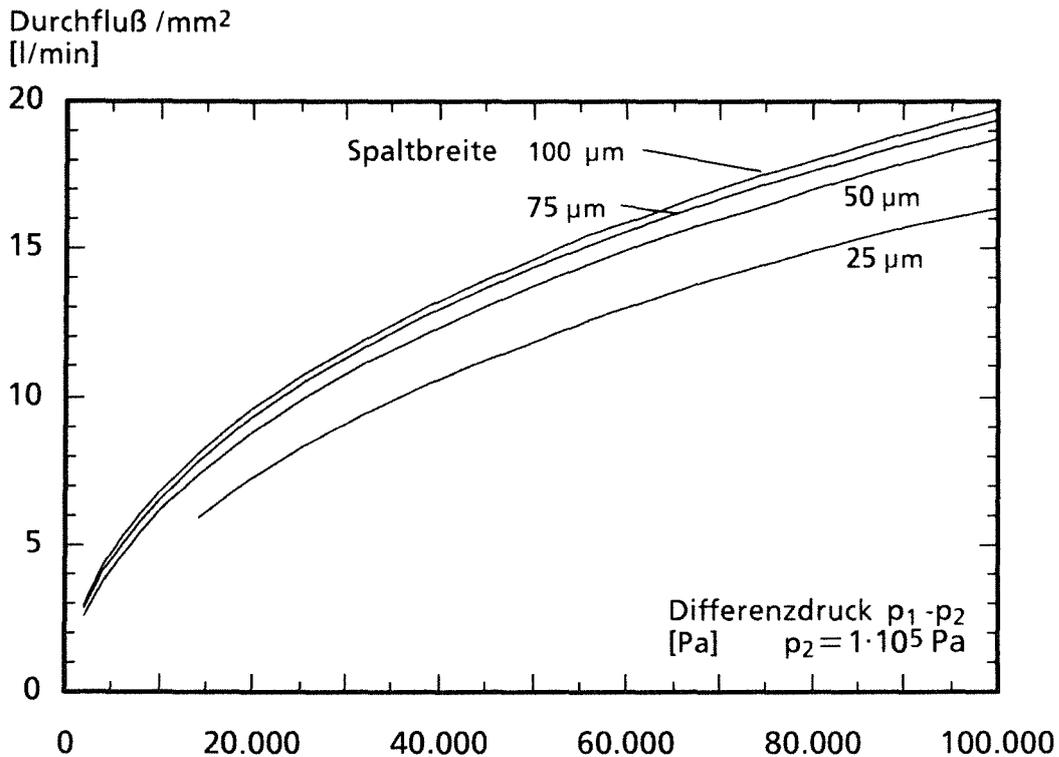


Abb. 2.3 Luftdurchfluß durch rechteckigen Kanal von 500 μm Länge und 1mm^2 Querschnitt bei unterschiedlicher Kanalbreite. Der Bereich der Poiseuille -Strömung bei kleinen Differenzdrücken ist nicht berechnet.

im Bereich bis zu $1 \cdot 10^5$ Pa nicht kleiner als 50 μm sein sollte. Unterhalb dieses Wertes tritt im Spalt Poiseuille-Strömung auf und der Durchfluß wird durch Gasreibung stark vermindert. Ein breiterer Spalt erhöht den auf den Querschnitt bezogenen Durchfluß nur noch unwesentlich. Da der Betätigungsweg für einen Schieber größer als die Spaltbreite sein muß, sollte diese im Hinblick auf eine günstige Auslegung des Antriebs möglichst klein gewählt werden. Für das in dieser Arbeit betrachtete Ventil wurde daher eine Schlitzbreite von 50 μm gewählt. Durch Variation der Schlitzlänge kann der Durchsatz des Ventils an die jeweiligen Anforderungen angepaßt werden.

3 Grundlagen zur Berechnung eines elektrostatischen Antriebs

Im vorangegangenen Kapitel wurde gezeigt, daß die kleinsten Querschnittsbreiten in einem Mikroventil 50 µm nicht unterschreiten sollten. Bei einem Schieber führt diese Spaltbreite zu einem Schaltweg von mindestens 50 µm zwischen voll geöffneter und geschlossener Stellung. Die notwendige Schaltkraft wird bei gegebenem Querschnitt durch Reibungsverluste bei der Lagerung des Schließelements bestimmt. Der Antrieb muß daher auf einen Stellweg zwischen 50 und 100 µm bei ausreichend hohen Stellkräften optimiert sein. In den folgenden Abschnitten wird daher ein geeigneter Antrieb für das Mikroventil ausgewählt und die Grundlagen zu seiner theoretischen Berechnung vorgestellt. Bewertungsgrundlagen zur Auswahl des Antriebs sind dessen äußere Abmessungen, die Leistungsaufnahme und die Möglichkeit einer integrierten Fertigung unter Verwendung bekannter Materialien und mit Hilfe der LIGA-Technik. Daneben werden auch Eigenschaften wie Schaltgeschwindigkeit, Hysterese und die Reaktion auf Störeinflüsse, wie zum Beispiel erhöhte Temperatur, berücksichtigt.

3.1 Auswahl eines geeigneten Antriebs

Gegenwärtig werden die meisten konventionell gefertigten Mikroventile elektromagnetisch angetrieben, das heißt, eine Magnetspule bewegt bei Stromfluß einen weichmagnetischen Kern gegen eine Federkraft und betätigt so das Schließelement. Derartige Antriebe sind heute weitgehend ausgereift, sie weisen für den Einsatz in mikromechanischen Systemen jedoch eine Reihe von prinzipiellen Nachteilen auf. Sie erfordern in der Regel einen ständigen Stromfluß, um den Kern gegen die Federkraft in einer Endlage zu halten. Diese unerwünschte Leistungsaufnahme im statischen Betrieb führt zu erheblichen Temperaturerhöhungen und einem schlechten Gesamtwirkungsgrad. Zieht man zudem die nichtlineare Kennlinie dieses Antriebs, die schlechte mikromechanische Herstellbarkeit und Integrationsfähigkeit von kleinen Spulen mit der erforderlichen hohen Stromtragfähigkeit und Windungszahl /8/ in Betracht, so kommt man zu dem Schluß, daß der elektromagnetische Antrieb für das betrachtete Mikroventil durch eine Alternative ersetzt werden sollte.

In der Literatur werden mehrfach piezoelektrische Antriebe, sowohl für makroskopische /9/ als auch für Mikroventile /1/, genannt. Ein piezoelektrischer Antrieb bietet den Vorteil, im statischen Betrieb keine Leistung aufzunehmen. Dies wird jedoch mit einer großen mechanischen Hysterese erkauft, die eine

Regelung erforderlich macht. Die Abmessungen von Stapelpiezoelementen, die die notwendigen 50 μm Stellweg ermöglichen, bewegen sich zudem im Bereich zwischen 5 und 10 cm Länge. Die geringe relative Längenänderung liegt zudem im Bereich der thermischen Ausdehnung und muß wiederum durch eine Regelung oder eine entsprechende Materialpaarung kompensiert werden. Kleinere äußere Abmessungen können durch eine mechanische Übersetzung des Stellwegs, zum Beispiel mittels Biegeelementen, realisiert werden. Auch bei diesen Elementen führt jedoch die thermische Ausdehnung zu Problemen. Zudem können piezoelektrische Materialien, die wegen der hohen geforderten Stellkräfte relativ große Abmessungen aufweisen würden, zur Zeit noch nicht mikromechanisch strukturiert werden, was zwangsläufig eine Hybridbauweise mit sich bringt.

Magnetostriktive Antriebe weisen gegenüber piezoelektrischen Antrieben den Vorteil einer größeren relativen Längenänderung auf, sie sind jedoch wie diese zur Zeit noch nicht mit den Methoden der Mikrotechnik strukturierbar. Zudem haben sie, wie die elektromagnetischen Antriebe, den Nachteil, daß auch im statischen Betrieb ein Magnetfeld mit einer Spule aufrechterhalten werden muß. Dies führt ebenfalls zu unerwünschten Erwärmungen und läßt sie für die Mikrotechnik zur Zeit nicht attraktiv erscheinen.

Für Mikroventile wurden in der Literatur mehrfach thermische Antriebsprinzipien vorgestellt. Dabei werden im Prinzip zwei verschiedene Richtungen verfolgt. Zum einen wird die unterschiedliche relative Längenänderung zweier Materialien nach dem Bimetallprinzip /3/ genutzt, auf der anderen Seite wird eine Flüssigkeit in einem abgeschlossenen Volumen verdampft und durch die Druckerhöhung eine Membran ausgelenkt /2/. Im Gegensatz zu makroskopischen thermischen Antrieben werden mit diesen Methoden in der Mikrotechnik durchaus Schaltfrequenzen im Bereich von 50 Hz realisiert. Für den praktischen Einsatz in einem Mikroventil erscheint dieser Wert jedoch noch zu niedrig und eine weitere Erhöhung wird mit einem extrem schlechten Wirkungsgrad erkaufte. Wie bei magnetischen Antrieben tritt auch beim thermischen Antrieb das Problem der Leistungsaufnahme im statischen Betrieb auf. Für Spezialfälle, bei denen zum Beispiel eine Temperatur geregelt werden muß, hat ein derartiger Antrieb Vorteile, die Nachteile überwiegen jedoch bei anderen Einsatzzwecken.

In jüngster Zeit wurden als mikromechanische Antriebe mehrfach elektrostatische Aktuatoren genannt, die die Kräfte zwischen unterschiedlich geladenen Kondensatorelementen nutzen. Da bei kleinen Luftspalten die elektrische Durch-

bruchfeldstärke stark ansteigt /10/, können durchaus mit elektromagnetischen Systemen vergleichbare Leistungsdichten und Stellkräfte /11, 12, 13/ erzielt werden. Elektrostatische Antriebe weisen jedoch gegenüber diesen einige prinzipielle Vorteile auf. So kann zum Beispiel das Problem der Erwärmung weitgehend reduziert werden, da bei hohen Spannungen nur geringe Ströme erforderlich sind und somit die Ohmschen Verluste klein bleiben. Um eine einmal erreichte Position zu halten, muß nur eine Spannung angelegt werden, die Leistungsaufnahme im statischen Fall ist daher Null. Auch die Strukturierung derartiger Antriebe mit den Methoden der Mikrotechnik ist relativ einfach, da nur prozeßübliche Materialien strukturiert werden müssen.

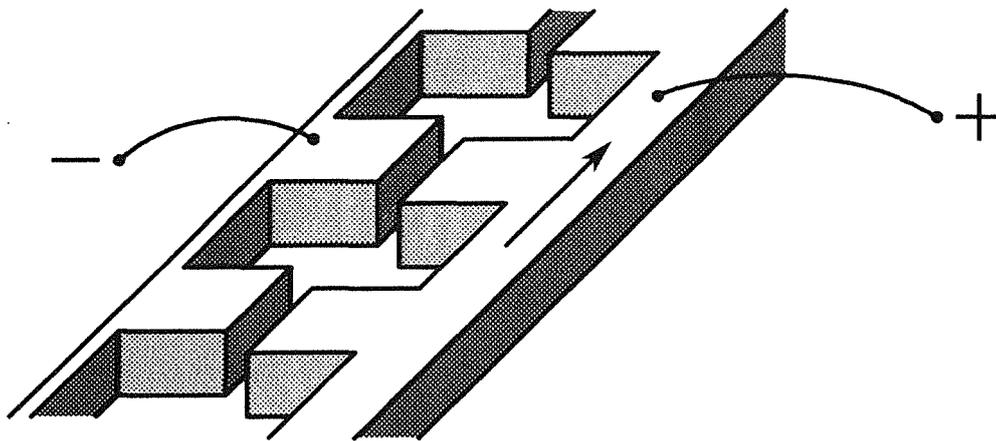


Abb. 3.1 Einfacher elektrostatistischer Linearmotor /11, 12, 13/: Wenn die beiden Kondensatorgruppen an entgegengesetztes Potential gelegt werden, tritt eine Kraft parallel zu ihrer Oberfläche auf

Elektrostatische Antriebe unterscheiden sich vor allem in der Bewegungsrichtung des Läufers relativ zur Kondensatoroberfläche. Da die Luftspalte bei einer hohen Leistungsdichte kleiner als $10\ \mu\text{m}$ sein sollten, sind Antriebe mit Bewegungsrichtungen senkrecht zur Kondensatoroberfläche auf Stellwege in dieser Größenordnung beschränkt. Bei Bewegungen parallel zur Kondensatoroberfläche (Abbildung 3.1), besteht dieser Nachteil nicht, da die Breite der Luftspalte konstant bleibt. Derartige elektrostatische Antriebe mit variabler Kapazität wurden 1988 erstmals mit den Methoden des Surface Micromachining /12/ hergestellt. Es war jedoch bis jetzt noch nicht möglich, Leistung zu entnehmen und die Stellkräfte zu nutzen. Elektrostatische Antriebe mit variabler Kapazität erscheinen unter der Berücksichtigung, daß mit der LIGA-Technik wesentlich größere Kondensatorflächen als durch die bisher angewandten Techniken hergestellt werden können, als vorteilhafte Antriebe für ein Mikroventil.

3.2 Grundlagen zur Berechnung elektrostatischer Felder und Kräfte

Ein elektrostatischer Antrieb mit variabler Kapazität besteht im wesentlichen aus zwei gegenüberliegenden, ebenen Kondensatorplatten. Durch eine Verschiebung einer Kondensatorplatte parallel zu ihrer Oberfläche - wobei der Kondensatorabstand konstant bleibt - ändert sich die wirksame Kondensatorfläche und damit auch die Kapazität der Anordnung. Auf die verschobene Kondensatorplatte wirkt dann eine Rückstellkraft, die sich aus der negativen partiellen Ableitung der im Kondensator gespeicherten Energie nach der Verschiebungsrichtung ergibt. Die im elektrischen Feld eines Kondensators gespeicherte Energie W ist proportional zur Kapazität C und beträgt:

$$W = \frac{1}{2} C U^2 \quad (3.1)$$

Daraus berechnet sich die Rückstellkraft als:

$$F_x = - \frac{\partial W}{\partial x} = - \frac{1}{2} U^2 \frac{\partial C}{\partial x} \quad (3.2)$$

Für den vereinfachten Fall eines idealen Plattenkondensators läßt sich die Kraft unter Vernachlässigung von Randfeldern analytisch berechnen. Die Kapazität eines Plattenkondensators nach Abbildung 3.2 beträgt:

$$C = \frac{\epsilon_0 \epsilon_r b (x_0 - \delta x)}{d} = \frac{\epsilon_0 \epsilon_r b x}{d} \quad (3.3)$$

Die Kapazität ist proportional zur Länge x und die Rückstellkraft F_x folgt nach Gleichung 3.2 als:

$$F_x = - \frac{\epsilon_0 \epsilon_r U^2 b}{2 d} \quad (3.4)$$

In dieser einfachen Näherung ist die Kraft F_x - wie in Abbildung 3.3 gezeigt - konstant und unabhängig von der Größe der Verschiebung δx . Sie ist proportional zur Länge der Kondensatorplatte b und umgekehrt proportional zum Abstand der Kondensatorplatten. Die Betriebsspannung U geht quadratisch in die Kraft ein.

Um den Antrieb effizient zu gestalten und um möglichst hohe Kräfte zu erzielen, ist es wünschenswert, den Abstand der Kondensatorplatten so klein wie möglich, die Länge b und die Betriebsspannung so hoch wie möglich zu wählen. Die Breite x_0 der Kondensatorplatte hat dagegen auf die erzeugte Kraft keinen Einfluß. Sie sollte daher so klein wie möglich sein, um eine hohe Anzahl von Kondensatoren auf dem verfügbaren Raum anzuordnen. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, daß diese einfache Näherung die Felder am Rand des Kondensators vernachlässigt.

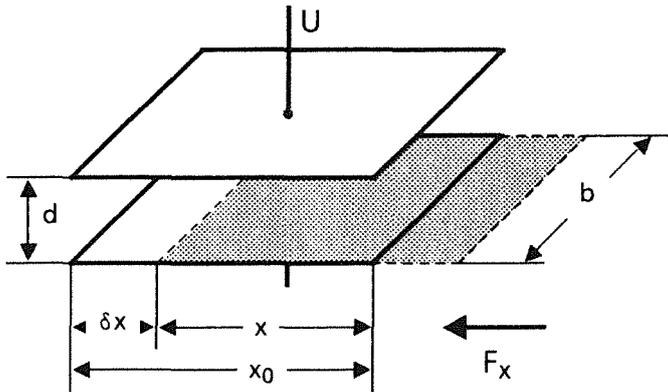


Abb. 3.2 Kraftwirkung parallel zur Oberfläche eines Plattenkondensators

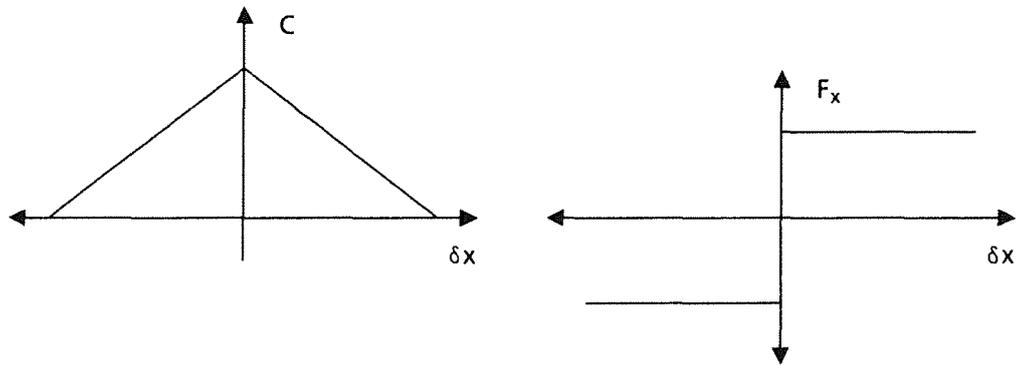


Abb. 3.3 Kapazität und Rückstellkraft in Abhängigkeit des Stellwegs für den idealen Plattenkondensator

Mit kleiner werdender Fläche herrscht in einem Kondensator kein homogenes Feld mehr vor. Für eine genaue Berechnung der Antriebskräfte bei kleinen Kondensatorbreiten ist daher dieses in der Literatur /11/ mehrfach angegebene Verfahren nicht zulässig, es kann nur zu einer ersten Abschätzung der Stellkräfte verwendet werden.

In diesem Kapitel wurde demonstriert, daß der Fehler, der durch die Annahme eines homogenen Feldes im Kondensator und das Vernachlässigen von Randfeldern entsteht, immer größer wird, wenn die Spaltbreite im Verhältnis zur Länge x_0 eines Kondensators zunimmt. Zur Berechnung von Kapazität und Stellkraft eines realen Kondensators muß daher ein anderes Verfahren gefunden werden.

3.3 Numerische Berechnung der Antriebskondensatoren

Im folgenden Abschnitt wird ein Verfahren vorgestellt, bei dem der Einfluß der Randfelder eines Kondensators rechnerisch berücksichtigt wird. Mit diesem Verfahren ist es möglich, die Stellkräfte exakt zu berechnen und eine auf hohe Kräfte optimierte Kondensatorgeometrie zu erstellen.

Die Kapazität eines Kondensators ist die Proportionalitätskonstante zwischen angelegter Spannung und auf dem Kondensator aufgebrachtener Ladung Q :

$$Q = C \cdot U \quad (3.5)$$

Nach dem Gaußschen Satz der Elektrodynamik kann man die innerhalb eines geschlossenen Volumens befindliche Ladung Q berechnen, indem man die Normalkomponente des elektrischen Feldvektors $E_n = \mathbf{E} \cdot \mathbf{n}$ über die Oberfläche A dieses Volumens integriert:

$$\oint \mathbf{E} \cdot \mathbf{n} \, dA = Q \quad (3.6)$$

Das elektrische Feld \mathbf{E} wiederum ist gleich dem negativen Gradienten des Potentialfeldes Φ :

$$\mathbf{E} = - \operatorname{grad} \Phi = - \nabla \cdot \Phi \quad (3.7)$$

Die an den Kondensator angelegte Spannung ist gleich der Potentialdifferenz an der Oberfläche der elektrisch leitfähigen Kondensatorplatten. Damit sind ausreichende Informationen gegeben, um die Potentialverteilung auch im Innern des Kondensatorspaltes mit Hilfe der Laplacegleichung für ladungsfreie Gebiete

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = - \nabla^2 \Phi = 0 \quad (3.8)$$

zu berechnen. Zur Lösung dieser Gleichung existiert eine Reihe von numerischen Verfahren, die es ermöglichen, das Potentialfeld Φ bei vorgegebenen Randbedingungen auf den Kondensatoren zu bestimmen. Um daraus die Kapazität einer Elektrodenanordnung zu gewinnen, muß Φ differenziert werden, um zunächst das elektrische Feld \mathbf{E} zu bestimmen. C kann schließlich durch numerische Integration der Normalkomponente von \mathbf{E} gewonnen werden.

Eine einfache Lösung dieser Differentialgleichung beruht auf der Methode der finiten Differenzen. Hierzu wird das Gebiet, auf dem die Laplacegleichung gelöst werden soll, mit einem Gitter abgedeckt und das Problem auf den Gitterpunkten gelöst. Die in der Laplacegleichung vorhandenen Ableitungen werden durch Differenzenquotienten, in denen die Potentiale benachbarter Gitterpunkte auftreten, angenähert. Durch die Methode der finiten Differenzen wird die Lösung einer Differentialgleichung in einem Gebiet auf die Lösung einer großen Anzahl gekoppelter linearer Gleichungen reduziert. Zur Lösung des

Gleichungssysteme müssen Randbedingungen gegeben sein: entweder muß das Potential auf der Umrandung oder dessen Ableitung senkrecht zum Rand bekannt sein. Bei der Berechnung von Kondensatoranordnungen ist das Potential auf den Kondensatoroberflächen durch die angelegte Spannung gegeben.

Da zur Lösung des Problems bei einem $n \cdot n$ Gitter pro Gitterpunkt n^2 Operationen notwendig sind, um das lineare Gleichungssystem zu lösen, wächst die Rechenzeit mit der Größe des Problems erheblich. In der Regel ist daher eine direkte Lösung nicht möglich, man verwendet statt dessen iterative Methoden. Darüber hinaus ist es notwendig, das vorhandene Problem zum Beispiel durch Symmetrieüberlegungen so weit wie möglich zu reduzieren, um zu praktikablen Rechenzeiten zu gelangen.

In dieser Arbeit wurden die Berechnungen zur Kondensatoroptimierung vorwiegend mit dem Programm EPDE1 /14/ zur Lösung elliptischer partieller Differentialgleichungen durchgeführt. Die Lösung der Differenzgleichungsmatrix erfolgt dabei durch sukzessive Überrelaxation. Das Programm wurde auf dem vorhandenen VAX8250 Rechner implementiert und zur Lösung der vorgegebenen Probleme modifiziert, um neben dem Potentialverlauf auch die Kapazität einer Kondensatoranordnung bestimmen zu können.

Zur Behandlung von einigen Detailproblemen wurde darüber hinaus das ebenfalls modifizierte Programm POISCR /15/ verwendet.

Eine Abschätzung der Größenordnung des Fehlers bei der Kapazitätsberechnung mit den Näherungen aus Abschnitt 3.2 zeigt, daß der größte Fehler durch die Vernachlässigung des Feldes außerhalb des Kondensators entsteht. Dieser Fehler bewirkt, daß die Kapazität in Abschnitt 3.2 um einen im wesentlichen konstanten Betrag zu klein berechnet wird. Der relative Fehler wächst daher in dem Maße an, in dem Kondensatorabstand und Plattenlänge x_0 in die gleiche Größenordnung kommen, wie in Abbildung 3.4 gezeigt wird.

Es zeigt sich also, daß bei kleinen Kondensatorbreiten auf jeden Fall mit einer numerischen Berechnung gearbeitet werden muß, um eine ausreichende Genauigkeit sicherzustellen. Wenn das Verhältnis Kondensatorlänge zu Kondensatorabstand größer als 30 ist, darf auch die einfache Näherung aus Abschnitt 3.2 verwendet werden, wenn ein Fehler von kleiner als 10% toleriert wird. Bei einem Design nach Abbildung 3.1 ist es daher zulässig, das Feld nur zweidimensional in einer Ebene parallel zur Substratoberfläche zu berechnen, wenn der Kondensatorabstand und die Breite x_0 der Kondensatoren im Mikrometerbereich liegt, die Höhe der Strukturen jedoch mehrere hundert Mikrometer beträgt.

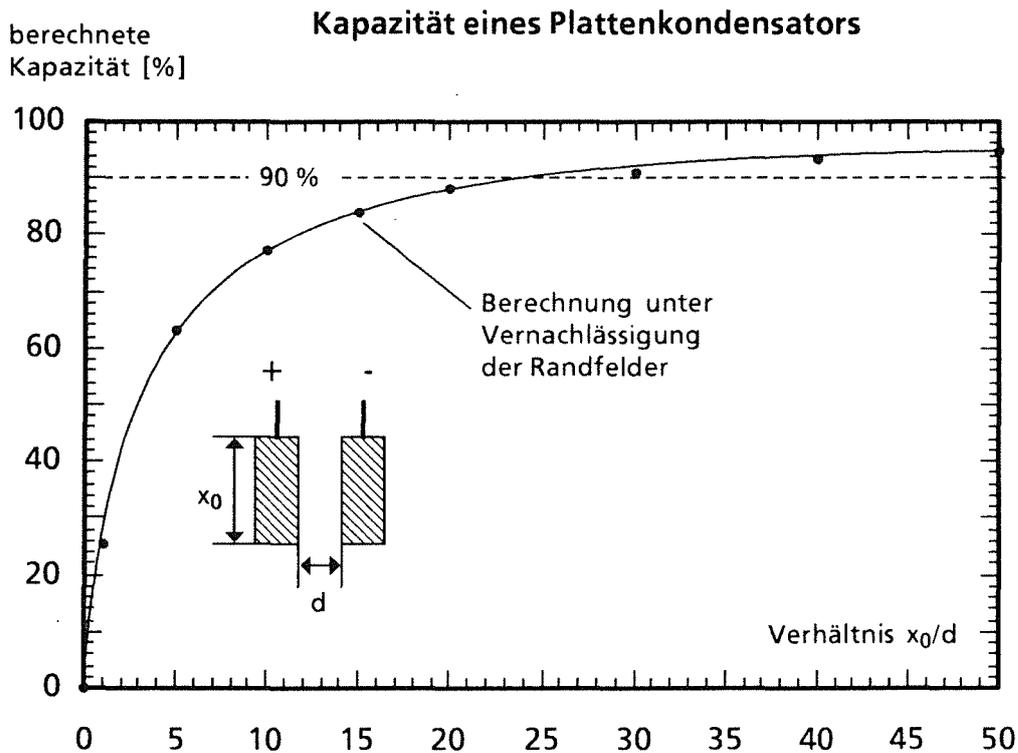


Abb. 3.4 Vergleich der Näherung zur Kapazitätsberechnung mit der exakten Berechnung durch finite Differenzen. Die exakte Berechnung ergibt unabhängig vom Verhältnis x_0/d den Wert von 100%

Zur Berechnung der Kraft zwischen den Kondensatorplatten muß die Kapazität der Kondensatoranordnung nach dem Verschiebungsweg abgeleitet werden. Einen Ausdruck für eine mittlere Kraft erhält man, wenn die minimale und maximale Kapazität der Anordnung bekannt sind. Die Kraft ergibt sich bis auf einen konstanten Faktor aus der Differenz der Kapazitäten geteilt durch den Verschiebungsweg Δx . Die Elektrodenanordnung des in der Literatur gezeigten Designs nach Abbildung 3.1 hat maximale und minimale Kapazität - wie in Abbildung 3.5 gezeigt - wenn die Kondensatorelemente genau gegenüberliegen, beziehungsweise ein Kondensatorelement der entsprechenden Lücke gegenüberliegt. Der Verschiebungsweg Δx entspricht dann dem halben Abstand der Kondensatoren. Da die Kondensatoranordnung periodisch fortgesetzt wird, ist es ausreichend, den Potentialverlauf in den gekennzeichneten Bereichen zu berechnen. Auf dem Rand dieses Bereiches sind alle Randbedingungen bekannt: Das Potential auf der Oberfläche des Kondensators ist durch die angelegte Spannung gegeben und konstant, auf dem übrigen Rand muß wegen der Symmetrie der Anordnung die Normalkomponente des elektrischen Feldes verschwinden, das heißt, die Potentiallinien stoßen im rechten Winkel auf den Rand.

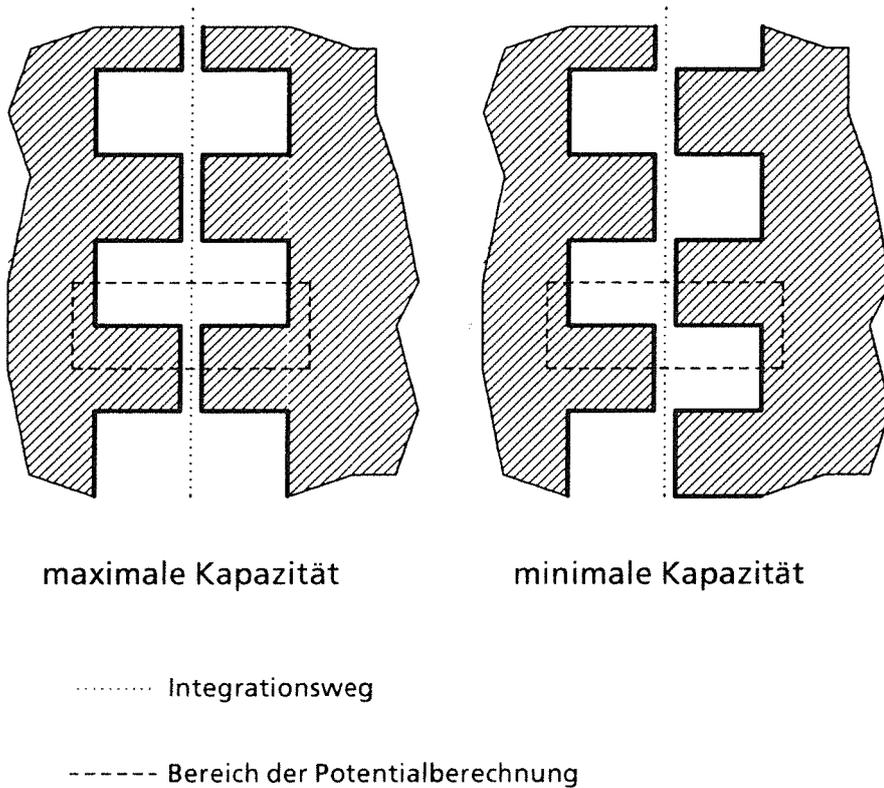


Abb. 3.5 Gebiete zur Berechnung der Kondensatoren mit finiten Differenzen

Der Integrationsweg zur Bestimmung der Ladung auf einer Kondensatorplatte verläuft entlang der Mittellinie der Kondensatoranordnung und wird weit außerhalb der geladenen Bereiche geschlossen. Die Ladung wird daher nur innerhalb des Berechnungsgebietes durch Summation über die Feldkomponenten berechnet, die Gesamtladung einer Kondensatorenreihe ergibt sich als Vielfaches der im Berechnungsgebiet berechneten Ladung. Da die Länge der Kondensatorenreihe im Bereich von Millimetern, die Breite der Kondensatorspalte jedoch in der Größenordnung einiger Mikrometer liegt, ist der durch Vernachlässigung der Felder am Rand und im Außenraum der Kondensatorreihe entstehende Fehler gering und kann, wie schon in Abbildung 3.4 gezeigt, vernachlässigt werden.

Bei den Berechnungen zur Kapazitätsbestimmung werden Maße in Einheiten der Spaltbreite angegeben, da bei einer maßstäblichen Vergrößerung oder Verkleinerung der Anordnung die auf gleiche Strukturhöhe normierte Kapazität erhalten bleibt. Dies erlaubt einen direkten Vergleich der berechneten dimensionslosen Kapazitäten aus verschiedenen Kondensatorgeometrien. Um eine absolute Größe für die berechneten Kapazitäten zu erhalten, wurden ideale Plattenkondensatoren ohne Randfelder berechnet. Aus der analytischen Berech-

nung dieser Kondensatoren kann ein Proportionalitätsfaktor zur Bestimmung der wahren Kapazität gewonnen werden. Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen beträgt dieser Faktor $F_{\text{korr}} = 1,10625 \text{ pF}\cdot\text{m}^{-1}$ und die Kapazität der Anordnung ergibt sich als:

$$C = C_{\text{berechnet}} \cdot \text{Höhe} \cdot 1,10625 \frac{\text{pF}}{\text{m}} \quad (3.9)$$

Ein Beispiel für die Berechnung von Potentialwerten bei gegenüberliegenden und gegeneinander verschobenen Kondensatoren ist in Abbildung 3.6 dargestellt.

In diesem Abschnitt wurde eine Methode erarbeitet, mit deren Hilfe die exakte Berechnung von Stellkräften möglich ist, auch wenn der Einfluß von Randfeldern bei der Kondensatorgeometrie erheblich ist. Mit Hilfe dieser Methode kann, wie im nächsten Abschnitt demonstriert wird, die Geometrie einer Kondensatoranordnung optimiert werden, um bei gegebener Substratfläche maximale Stellkräfte zu erzeugen.

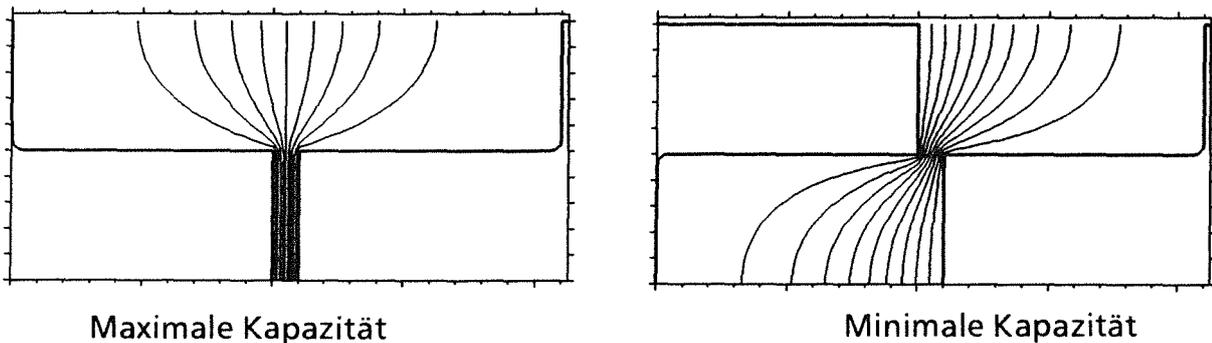


Abb. 3.6 Ergebnisse der Berechnung von Potentiallinien mit dem Programm EPDE1

3.4 Optimierung der Kondensatorgeometrie

Mit den in Abschnitt 3.3 vorgestellten Methoden wird es möglich, die Geometrie der Antriebskondensatoren zu optimieren. Die Berechnung der Stellkräfte erfolgt bei bekannter Kapazität der Anordnung nach Gleichung 3.2. Da jedoch nur diskrete Werte für Kapazität und Stellweg berechnet werden können, muß die partielle Ableitung durch den Differenzenquotienten ersetzt werden:

$$F_x = \frac{U^2 \cdot \Delta C}{2 \cdot \Delta x} \quad (3.10)$$

Das Kondensatordesign muß auf eine hohe Kapazitätsdifferenz ΔC bei kleinem Stellweg Δx ausgelegt werden. Hier wird Δx als Strecke zwischen minimaler und maximaler Kapazität gewählt, um eine gemittelte Kraft entlang des gesamten Stellweges zu bestimmen. Damit wird vermieden, daß nur in einer bestimmten Kondensatorposition hohe Kräfte auftreten. Die Optimierung erfolgt auf eine hohe mittlere Kraft hin.

Bei der Optimierung werden die wesentlichen Konstruktionsparameter der Kondensatoren variiert. Mit diesen Parametern wird die minimale und maximale Kapazität der Anordnung berechnet. Die Gesamtberechnung wird dimensionslos durchgeführt - die Längen- und Radienmaße werden nur auf die Längeneinheit Spaltbreite $d = 1$ bezogen. Die Kraft wird, um einen direkten Vergleich zweier Geometrien zu ermöglichen, nach dem Längenbedarf auf dem Substrat normiert. Zu diesem Zweck wird die berechnete Kapazitätsdifferenz durch die Baulänge des Kondensatorelements geteilt, um die mittlere Kraft zu erhalten. Diese Kraft muß wiederum durch die Länge der Kondensatoranordnung geteilt werden, um die Kraft pro Kondensatorlänge zu ermitteln. Die Kondensatoranordnung kann dann entsprechend der Genauigkeit des Herstellungsprozesses maßstäblich angepaßt werden. Die Parameter und der untersuchte Variationsbereich sind in Abbildung 3.7 und Tabelle 3.1 dargestellt. Bei der Berechnung wird ein Gitternetz von 0,25 Einheiten verwendet, die Radien werden als Polygone approximiert. Die

Untersuchte Parameter	Breite	Abstand	Tiefe	Radius	Radius
Bezeichnung	b	a	c	r₁	r₂
Variationsbereich	0,5 - 10,0	0,5 - 10,0	1,0 - 15,0	0,0 - 2,0	0,0 - 2,0

Tabelle 3.1 Variationsbereiche der Designparameter

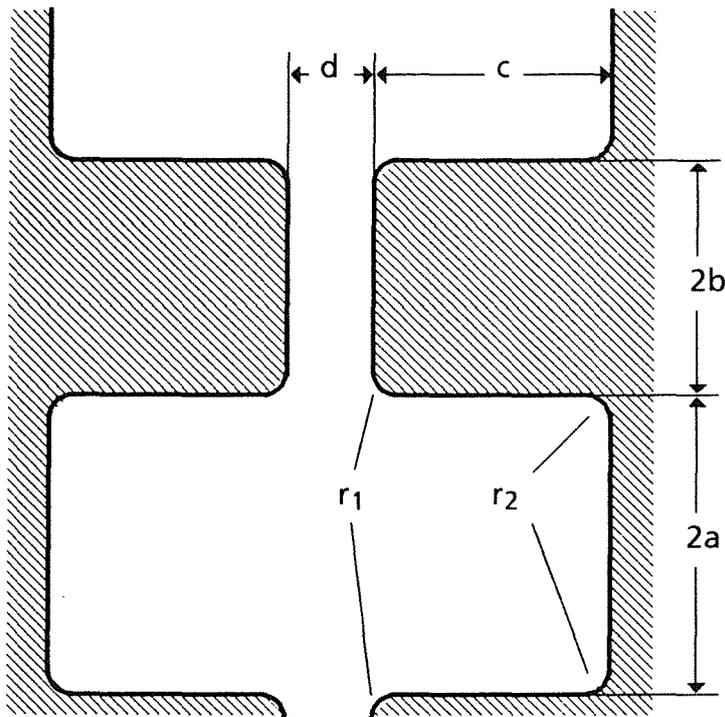


Abb. 3.7 Modifizierte Designparameter

Approximation jeder Geometrie ist genauer als eine halbe Gittereinheit. Die Wahl der Maschenweite des Gitters und die Approximation der Verrundungsradien durch Polygonzüge ermöglichen einerseits kurze Rechenzeiten, andererseits ist eine hohe Genauigkeit bei der Feldberechnung möglich, wie Kontrollrechnungen mit kleinerer Maschenweite zeigen.

Zunächst wird in Variationsreihen untersucht, welche Designparameter die Kapazität der Kondensatoranordnung relevant beeinflussen. Die Ergebnisse dieser quantitativen Analyse sind im folgenden dargestellt.

Den geringsten Einfluß besitzt der vom Kondensatorspalt abgewandte Verrundungsradius r_2 . Bei Variation zwischen null und zwei Längeneinheiten änderte sich die Differenz zwischen Minimal- und Maximalkapazität um weniger als $2 \cdot 10^{-4}$. Diese Differenz liegt im Bereich der Rechengenauigkeit und erlaubt es, den Parameter r_2 für die weitere Optimierung außer Betracht zu lassen. Um die Zahl der Variationsparameter zu reduzieren, wurde bei den folgenden Rechnungen $r_2 = r_1$ gesetzt.

Die Tiefe c der Kondensatorteilung beeinflußt die Differenz zwischen Minimal- und Maximalkapazität - wie zum Beispiel in /13/ qualitativ beschrieben - nur dann wesentlich, wenn c klein im Verhältnis zum Abstand zweier

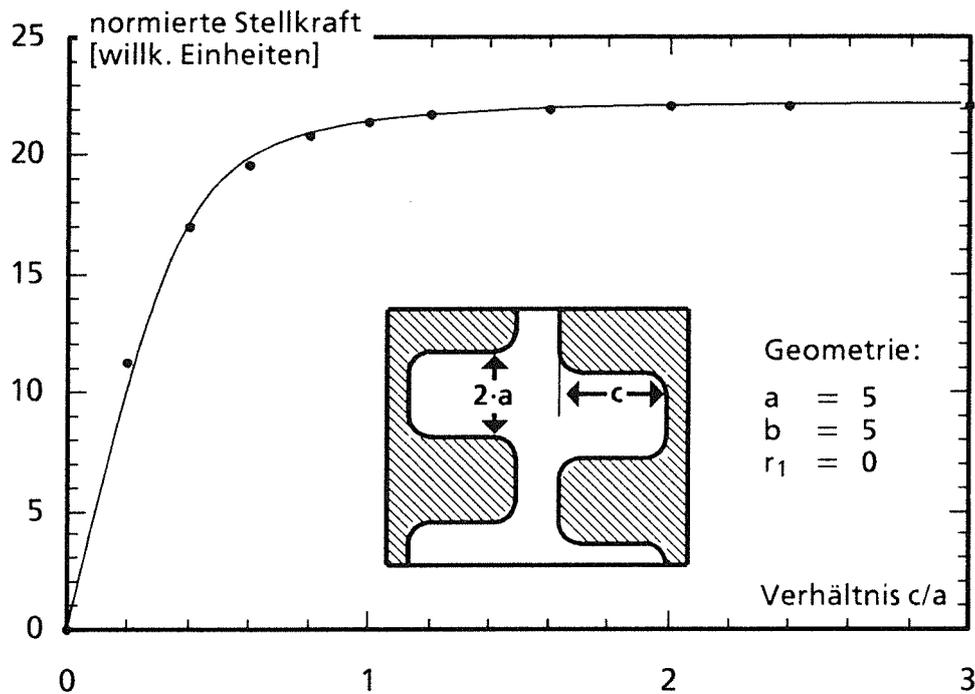


Abb. 3.8 Änderung der Kapazitätsdifferenzen bei Variation von c für eine beispielhafte Kondensatoranordnung

Kondensatorelemente a ist. In Abbildung 3.8 ist die berechnete Stellkraft über dem Verhältnis c/a aufgetragen. Man erkennt deutlich, daß die Kapazitätsdifferenz für große Werte von c gegen einen Grenzwert strebt. Die weitere Vergrößerung des Verhältnisses c/a von 1,0 auf 2,0 bewirkt nur noch eine Steigerung der Kapazitätsdifferenz um $2 \cdot 10^{-2}$. Da bei einer Vergrößerung von c der Platzbedarf auf dem Substrat proportional anwächst, die erzeugbare Kraft jedoch nahezu konstant bleibt, ist es nicht sinnvoll, c über einen Grenzwert anwachsen zu lassen. Aus den durchgeführten Berechnungen folgt, daß c mindestens genauso groß wie a sein sollte. Da eine zu starke Vergrößerung von c keine Vorteile bietet, wurde bei den weiteren Optimierungsschritten $c = a + b$ gesetzt.

Wird der Parameter b bei festgehaltenem Wert a variiert, so ist offensichtlich, daß sowohl für $b=0$ als auch für $b=\infty$ die erzeugte und auf Baulänge des Kondensators normierte Kraft gegen Null gehen muß. Dazwischen existiert ein Maximum, welches numerisch bestimmt wird. Aus der graphischen Darstellung dieser Berechnungen in Abbildung 3.9 ist ersichtlich, daß es bestimmte Werte für b gibt, bei denen die Stellkraft des Kondensators ein Maximum annimmt. Der Verrundungsradius r_1 bestimmt offensichtlich bei ansonsten konstant gehaltenen

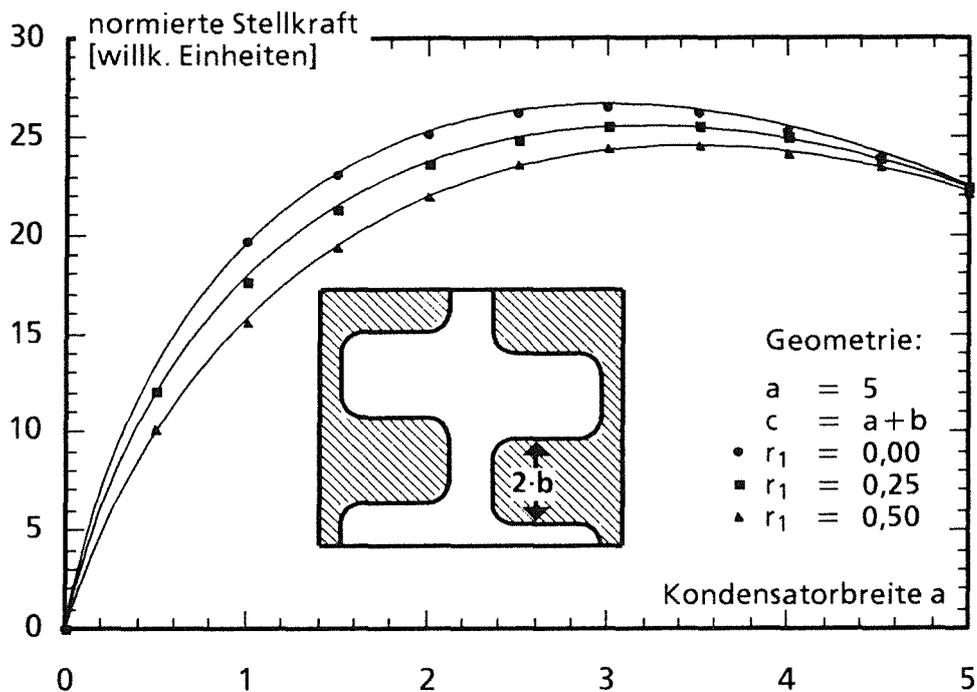


Abb. 3.9 Änderung der auf Baulänge normierten Stellkraft bei Variation der Kondensatorbreite b

Parametern die Lage und Breite dieses Maximums. Mit wachsendem Verrundungsradius r_1 nimmt offenbar auch die absolute Höhe der normierten Stellkraft ab.

Um den Einfluß des Elektrodenabstands a auf die Stellkraft zu bestimmen, wird die auf Baulänge normierte Kraft sinnvollerweise gegen das Verhältnis von Elektrodenbreite $2 \cdot b$ zu Elektrodenabstand $2 \cdot a$ wie in Abbildung 3.10 aufgetragen. Für Berechnungen mit unterschiedlichem Kondensatorabstand a ergibt sich dann eine Kurvenschar mit ausgeprägten Stellkraftmaxima bei Verhältnissen zwischen 1,4 und 1,6. Bei kleinen Werten für den Kondensatorabstand ist hierbei die erzeugte Kraft am höchsten. Da bei dieser Betrachtung der Einfluß der Verrundungsradien vernachlässigt wurde, kann hier kein absolutes Maximum für die Stellkraft angegeben werden.

Bei den Optimierungen der Parameter a , b und r_1 zeigt sich, daß diese in hohem Maße voneinander abhängig sind und nicht voneinander isoliert betrachtet werden dürfen. Die einzelnen Parameter müssen daher iterativ optimiert werden, um diejenige Kondensatorgeometrie zu bestimmen, die bei gegebener Grundfläche maximale Kräfte liefert.

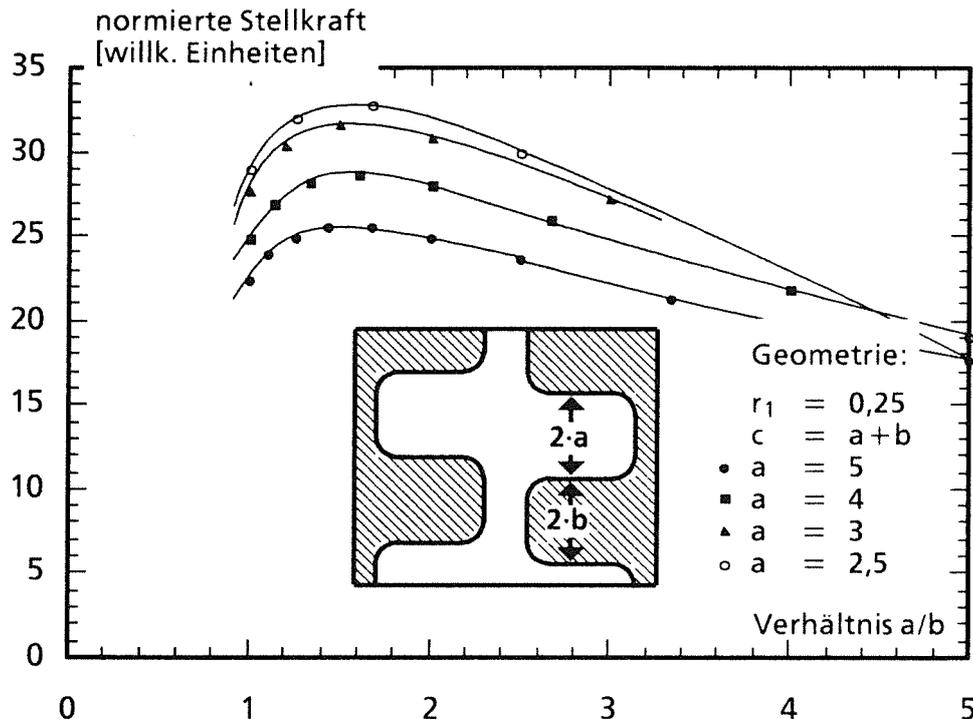


Abb. 3.10 Änderung der auf Baulänge normierten Stellkraft für unterschiedliche Verhältnisse von Kondensatorbreite zu Kondensatorabstand

Die Ergebnisse dieser Optimierung sind in der Abbildung 3.11 zusammengefaßt. Sie zeigt ein deutliches Maximum der erzeugbaren Kraft für bestimmte Verhältnisse von Kondensatorbreite und Kondensatorabstand in Abhängigkeit des Verrundungsradius. Der Verrundungsradius bestimmt dabei die Lage und Höhe des Maximums. Kleine Radien bewirken höhere mittlere Kräfte, bei Vergrößerung der Radien werden die Bereiche hoher Kraft geringer. Ein Kondensator mit größerem Verrundungsradius verhält sich jedoch bei Abweichungen von der Sollgeometrie geringfügig unkritischer.

Die Verrundungsradien sind neben dem Kondensatorabstand d aufgrund ihrer kleinen Abmessungen die kritischen Strukturdetails bei der Herstellung eines elektrostatischen Linearantriebs. Die Dimensionierung der Kondensatoren muß daher so erfolgen, daß die Verrundungsradien r_1 durch das Fertigungsverfahren mit ausreichender Toleranz übertragen werden können. Das in Abbildung 3.11 markierte Gebiet ist für den Ventiltrieb vorgesehen, da es hohe Antriebskräfte ermöglicht und keine unerfüllbaren Forderungen an den Verrundungsradius stellt.

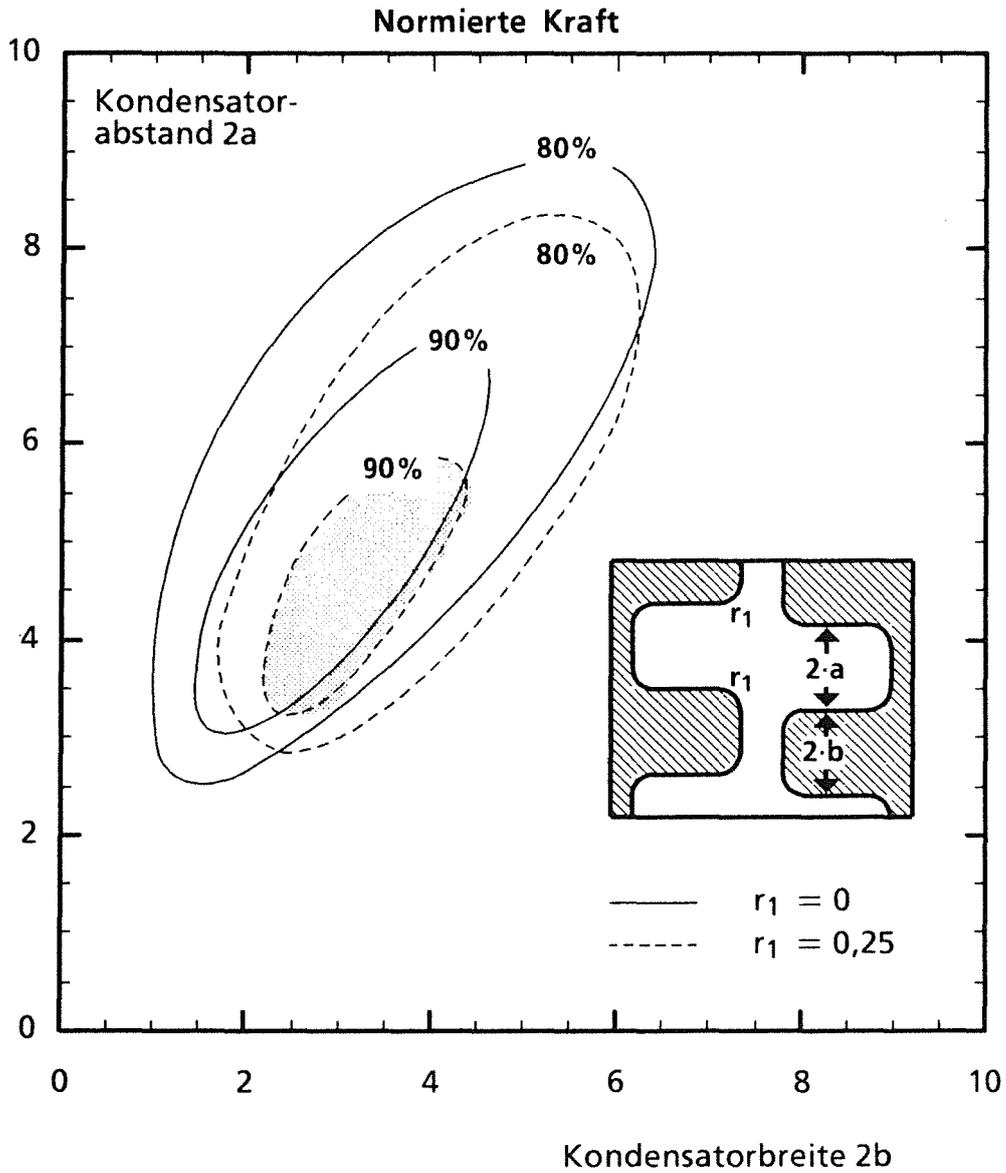


Abb. 3.11 Auf den Platzbedarf normierte Kraft pro Kondensatorelement in Abhängigkeit der Geometrie. Die für einen Linearantrieb besonders günstigen Bereiche sind markiert. Die optimale Kondensatoranordnung erzeugt eine mittlere Kraft von 100%.

3.5 Berechnung der Antriebskräfte

Mit den in den vorhergehenden Abschnitten vorgestellten Methoden ist es möglich, die elektromechanischen Eigenschaften einer Kondensatoranordnung zu berechnen. In diesem Kapitel wird aus der Kapazitätsvariation bei einer kleinen Verschiebung die Kraft-Weg Kennlinie des Aktors berechnet. Mit den berechneten Kapazitäten erfolgt eine Abschätzung der Querkräfte, der mechanischen Ausgangsleistung und des Wirkungsgrades.

3.5.1 Stellkräfte und Stellwege

Da sich die für einen realen Kondensator berechneten Kapazitäten erheblich von den am idealen Plattenkondensator ermittelten Werten unterscheiden, ist es wahrscheinlich, daß auch die Weg-Kraft Kennlinie von der in Abbildung 3.3 dargestellten idealisierten Form abweicht. Um eine Aussage über den Kraftverlauf zu gewinnen, muß nach Gleichung 3.10 die Kapazitätsänderung ΔC der Kondensatoren bei einer Verschiebung Δx berechnet werden. Mit den bereits beschriebenen FEM-Programmen können bei geeigneter Wahl der Randbedingungen die erforderlichen Berechnungen durchgeführt werden.

Zur numerischen Berechnung der Kraft-Weg Kennlinien wird der Potentialverlauf in einem vollständigen Kondensatorpaar bestimmt.

Die normierte Kapazität ergibt sich wie in Kapitel 3.4 durch Summation über die Potentialgradienten entlang der Mittellinie der Anordnung. Die Geometrie der Kondensatoren wird dabei so gewählt, daß die mittlere Kraft gemäß der in Abbildung 3.11 dargestellten Optimierung möglichst hoch ist. Die Kapazität der Anordnung wird dann in Schritten von $12,9^\circ$ für Phasenverschiebungen von 0° bis 180° bestimmt. Für die Position mit der höchsten Kapazität wird der Phasenwinkel gleich Null gesetzt, bei minimaler Kapazität beträgt er 180° .

In Abbildung 3.12 ist der Verlauf der Kapazität bei Verrundungsradien r_1 zwischen 0 und 0,50 Längeneinheiten über der Verschiebung aufgetragen. Da die Kapazität eines verrundeten Kondensatorelements geringer als die eines nicht verrundeten Elements ist, erkennt man, daß die Kapazität bei allen Verrundungsradien ähnlich verläuft, jedoch mit sinkenden Verrundungsradien höhere Gesamtkapazitäten erreicht werden.

Durch Differenzieren des Verlaufs der Kapazität über der Phasenverschiebung wird daraus die Kraft-Phasenverschiebungs Kennlinie im unteren Teil der Abbildung 3.12 gewonnen.

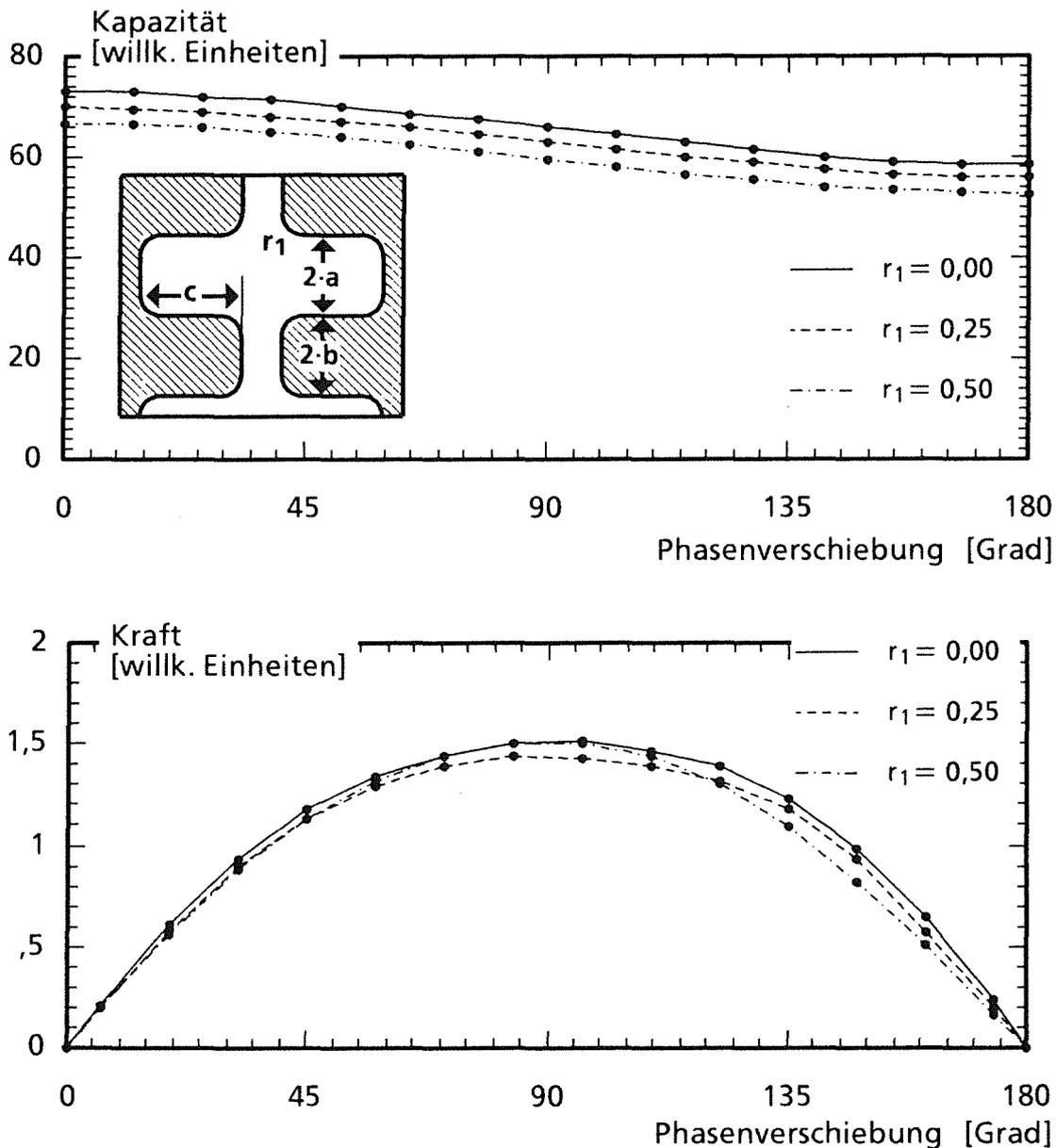


Abb. 3.12 Verlauf von Kapazität und Stellkräften bei identischer Kondensatorgeometrie ($a=2,0$; $b=1,5$; $c=3,5$), jedoch unterschiedlichen Verrundungsradien. Die anhand der FEM-Berechnungen gewonnenen Datenpunkte sind eingezeichnet.

Man erkennt, daß die Kraft jeweils für die Positionen mit minimaler und maximaler Kapazität verschwindet, das Maximum der Kraft wird etwa in der Mitte einer Verschiebung erreicht. Weiterhin hängt der Verlauf der Kraft entlang des Stellweges offensichtlich nur wenig vom Verrundungsradius r_1 ab. In guter Näherung ergibt sich für alle Verrundungsradien ein sinusförmiger Kraftverlauf über den Stellweg, der jedoch eine leichte Asymmetrie aufweist. Aus der Analyse der Fourierkoeffizienten des Kraftverlaufs wird deutlich, daß bei verschwindendem Radius r_1 die Anteile der höheren Harmonischen 6% betragen.

Für $r_1=0,25$ wächst dieser Anteil auf über 9% an, wobei besonders die 3. Harmonische deutlich höher ausfällt. Die Maximalkraft wird etwas früher erreicht. Mit weiter wachsendem Radius fällt dann die Maximalkraft in einem enger werdenden Gebiet an und verschiebt sich weiter an den Anfang der Bewegung. Bei $r_1=0,50$ betragen die Anteile der höheren Harmonischen nur noch 4%. Noch größere Radien bewirken einen dreiecksähnlichen Kraftverlauf. Durch geeignete Wahl des Verrundungsradius kann daher der Kraftverlauf über dem Stellweg so modifiziert werden, daß entweder hohe Maximalkräfte oder ein gleichmäßiger Kraftverlauf erreicht wird.

3.5.2 Querkräfte

Neben den Kräften parallel zur Oberfläche der Kondensatoren treten natürlich auch anziehende Kräfte senkrecht zur Kondensatoroberfläche auf. Diese Kräfte können je nach Design des Kondensators um mehrere Größenordnungen über den Verschiebungskräften liegen. Sie müssen daher durch geeignete Konstruktionsmaßnahmen weitgehend kompensiert werden, um die Lagerbelastung und die Reibungskräfte klein zu halten und enge Toleranzen bei der Spaltbreite zu gewährleisten. Dies kann zum Beispiel durch eine symmetrische Anordnung der beweglichen Kondensatorplatten zwischen den feststehenden Kondensatorplatten erreicht werden. In der Mittellage kompensieren sich die Querkräfte dann vollständig, die bei einer Auslenkung aus der Mittellage auftretenden Kräfte können durch eine geeignete Lagerung aufgefangen werden.

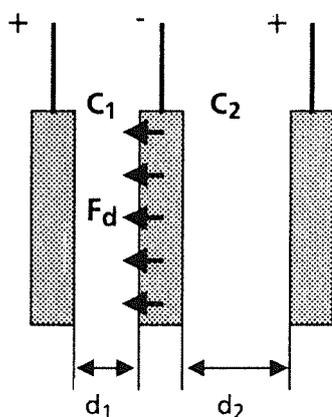


Abb. 3.13

Auf die bewegliche Kondensatorplatte wirkt eine Kraft F_d senkrecht zu ihrer Oberfläche, wenn die Kondensatorspalte der Kondensatoren C_1 und C_2 unterschiedlich groß werden

Die Höhe der Querkraft F_d senkrecht zur Kondensatoroberfläche bei einer symmetrischen Kondensatoranordnung nach Abbildung 3.13 wird mit Hilfe der Spaltbreiten d_1 und d_2 und den Kapazitäten C_1 und C_2 , die wiederum abhängig von den Spaltbreiten sind, nach Gleichung 3.11 berechnet:

$$F_d = \frac{1}{2} U^2 \left(\frac{C_1}{d_1} - \frac{C_2}{d_2} \right) \quad (3.11)$$

Für $d_1 = d_2$ ist dieser Ausdruck gleich Null, er divergiert für $d_1 = 0$ und $d_2 = 0$. Für die in Abschnitt 3.4 optimierte Kondensatorgeometrie ($a=2,0$; $b=1,5$; $c=3,5$; $r_1=r_2=0,25$) wurden die maximalen Querkräfte für die Antriebsposition mit maximaler Kapazität in Abhängigkeit der Abweichung aus der Mittellage berechnet.

Die Höhe der Kräfte ist in Abbildung 3.14 dargestellt. Bei kleinen Auslenkungen um die Mittellage ist die Querkraft auf die Kondensatorplatten noch klein. Daher ist bei der Herstellung eines derartigen Antriebs die Einhaltung von extrem engen Toleranzen bei der Spaltbreite und bei der Lagerung der beweglichen Kondensatorplatte essentiell für ein funktionsfähiges Design. Bei dem angegebenen Beispiel wird die maximale Querkraft schon bei einer Abweichung von weniger als 0,2 Spaltbreiten aus der Mittellage größer als die mittlere Längskraft.

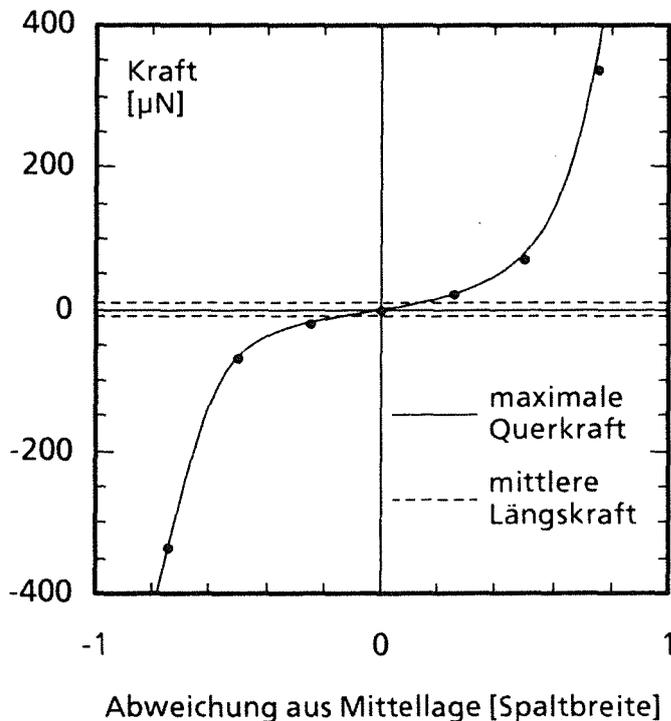


Abb. 3.14:

Abhängigkeit der Quer-
kraft für einen Doppelkon-
densator mit 4 µm Spalt-
breite bei der nach Abbil-
dung 3.11 optimierten Kon-
densatorgeometrie. Die
eingezeichneten Punkte
sind Ergebnisse von FEM-
Rechnungen. Der Bereich
der mittleren Längskraft ist
als unterbrochene Linie ein-
getragen.

Strukturhöhe: 300µm
Betriebsspannung: 220 V

3.6 Leistung und Wirkungsgrad

Der Wirkungsgrad η eines Elektromotors ist als das Verhältnis von mechanischer Abgabeleistung P_{mech} zur elektrischen Eingangsleistung P_{elektr} definiert. Diese Leistungen lassen sich aus den im System vorhandenen Energien und den Antriebskräften berechnen. Die Leistung ergibt sich aus dem Quotienten von Arbeit pro Zeiteinheit. Ein Kondensatorpaar leistet während eines Hubes Δx bei einer konstanten Betriebsspannung U die mechanische Arbeit:

$$W_{\text{mech}} = F_x \cdot x = \frac{U^2 \cdot \Delta C \cdot \Delta x}{2 \cdot \Delta x} = \frac{U^2 \cdot \Delta C}{2} \quad (3.12)$$

Am Ende des Arbeitshubes beträgt die Summe der im elektrischen Feld gespeicherten Energie und der geleisteten mechanischen Arbeit:

$$W_{\text{elektr}} = \frac{U^2 \cdot (C_{\text{max}} + \Delta C)}{2} \quad (3.13)$$

Diese Arbeit muß als elektrische Arbeit am System aufgewendet werden, um die mechanische Arbeitsleistung zu erbringen. Da die angegebene Energie bei jedem Arbeitshub aufgewandt werden muß, können die abgegebenen und aufgenommenen Leistungen bei der Arbeitsfrequenz f des Motors berechnet werden:

$$P_{\text{mech}} = W_{\text{mech}} \cdot f \quad (3.14)$$

$$P_{\text{elektr}} = W_{\text{elektr}} \cdot f \quad (3.15)$$

Der mittlere theoretische Wirkungsgrad η kann aus dem Quotienten von mechanischer Leistung und elektrischer Eingangsleistung berechnet werden. Mit der Identität $C_{\text{max}} - C_{\text{min}} = \Delta C$ erhält man nach dem Umformen:

$$\eta = \left(1 + \frac{C_{\text{max}}}{C_{\text{max}} - C_{\text{min}}} \right)^{-1} \quad (3.16)$$

Wie man sieht, wird der Wirkungsgrad durch das Verhältnis $C_{\text{max}}/C_{\text{min}}$ bestimmt. Da C_{min} zwischen Null und C_{max} liegt, beträgt der maximale Wirkungsgrad 0,5, wenn die am Ende eines Arbeitshubes im elektrischen Feld gespeicherte Energie in Wärme umgesetzt wird. Für wachsendes C_{min} geht er dann gegen Null. Kann die im elektrischen Feld gespeicherte Energie wieder genutzt werden, zum Beispiel durch Beschaltung mit einer Induktivität als Schwingkreis, so liegt der theoretische Wirkungsgrad bei $\eta = 1$. Der in der Praxis realisierbare Wirkungsgrad wird jedoch wegen Ohmscher Verluste in den Zuleitungen und vor allem wegen der Reibung zwischen Läufer und Substrat wesentlich geringer ausfallen. Da diese Einflüsse rechnerisch nicht exakt zu ermitteln sind, wurde hier auf eine derartige Betrachtung verzichtet.

4 Fertigungstechnische Grundlagen

Bei der Herstellung eines Mikroventils mit integriertem elektrostatischen Antrieb ist die Genauigkeit konventioneller Fertigungsverfahren nicht mehr ausreichend. Um mechanische Bauelemente zu miniaturisieren und die Grenzen der konventionellen Feinwerktechnik zu überwinden, werden seit etwa 20 Jahren Fertigungsmethoden aus der Halbleiterfabrikation, erweitert durch einige neuartige Prozeßschritte, genutzt. Gegenüber konventionellen Fertigungsverfahren, die eine serielle Bearbeitung von Bauelementen erfordern, wird bei diesen Verfahren eine große Anzahl von Bauelementen zur gleichen Zeit dem selben Verfahrensschritt unterzogen. Diese Parallelfertigung in größeren Fertigungslosen (Batchfabrication) kann in hohem Maße automatisiert werden und führt zu niedrigen Stückkosten. Bisher werden mikromechanisch hergestellte Bauelemente vorwiegend im Bereich der Sensorik zur Messung von Druck, Durchfluß oder Beschleunigung eingesetzt.

In den folgenden Abschnitten wird erläutert, welche mikromechanischen Fertigungsverfahren bei der Herstellung eines Mikroventils eingesetzt werden können, welche speziellen Vorteile sie bieten und wo ihre Grenzen liegen. Da das naßchemische, anisotrope Ätzen von einkristallinem Silizium in einem Teilschritt des Herstellprozesses für das Mikroventil eingesetzt wird und zudem das weitaus ausgereifteste Mikrostrukturierungsverfahren ist, werden dessen Grundlagen in Abschnitt 4.1 erläutert. In Abschnitt 4.2 befindet sich ein kurzer Überblick über Strukturierungsprozesse auf der Basis plasmaunterstützter Trockenätzprozesse, mit denen in jüngster Zeit erste elektrostatische Motoren hergestellt werden konnten. In Kapitel 4.3 werden schließlich die Grundlagen des LIGA-Prozesses erläutert, der bei der Strukturierung der Kondensatorelemente verwendet wird.

4.1 Naßchemisches, anisotropes Ätzen von einkristallinen Materialien

Die Technik des anisotropen, naßchemischen Ätzens von einkristallinem Silizium und anderen einkristallinen Materialien (Ge, SiO₂, GaAs...) ist seit den sechziger Jahren /16, 17/ bekannt und ist im Bereich der Mikromechanik die am genauesten untersuchte Technik. Sie beruht zum einen auf der Tatsache, daß die Aktivierungsenergien beim Ätzen eines Einkristalls in bestimmten Ätzmedien von der Orientierung der angegriffenen Kristallebenen abhängig sind. Die (111) Ebenen eines Siliziumkristalls weisen die höchste Aktivierungsenergie auf und werden daher zum Beispiel in KOH-Lösungen am langsamsten angegriffen. Durch geeignete Maskierung der Oberfläche können daher Bauelemente mit (111) Ebenen als Berandung hergestellt werden. Zum anderen kann eine Ätzrate von

nahezu Null durch die künstliche Erzeugung von Ätzstoppschichten erzielt werden. Eine Möglichkeit, eine Ätzstoppschicht zu erzeugen, besteht darin, bestimmte Bereiche des Einkristalls mit hohen Borkonzentrationen zu dotieren. Diese Bereiche werden in den üblichen anisotropen Ätzmedien nur unmerklich angegriffen. Eine umfassende Darstellung der beim anisotropen Ätzen ablaufenden physikalischen und chemischen Prozesse findet sich in /18, 19/.

Durch anisotropes Ätzen von Siliziumeinkristallen können Gräben und Löcher mit (111) Wänden hergestellt werden. Durch Einbeziehung von Ätzstoppschichten ist es auch möglich, Membranen, Brücken oder Biegeungen zu erzeugen. Komplexere Bauteile können hergestellt werden, wenn mehrere Ätzschritte kombiniert oder geätzte Siliziumscheiben durch Bonden verbunden werden. Kommerziell werden zur Zeit vor allem Sensoren zur Messung von Druck /20, 21, 22/, aber auch von Durchfluß /21/ oder Beschleunigung /22/ vertrieben. Im Forschungsstadium befinden sich derzeit noch mikromechanische Antriebe, zum Beispiel nach dem thermopneumatischen Prinzip /2/.

Vorteilhaft an der Technik des anisotropen Ätzens ist vor allem die Bekanntheit des Prozesses, der mehr als 20 Jahre intensiv in Forschung und Industrie untersucht und verbessert wurde. Die zugrundeliegenden physikalischen Prinzipien sind daher weitgehend verstanden. Zudem wird ein Teil der Maskierungsverfahren als Standardprozeß in der Halbleiterfertigung verwendet. Da das naßchemische Ätzen ein technisch einfacher Prozeß ist, wird keine teure Ausrüstung erforderlich, abgesehen von der lithografischen Strukturierung der Maskierungsschichten.

Silizium ist ein sehr guter mechanischer Werkstoff mit hohem Elastizitätsmodul und geringer Dichte. Als einkristallines Material weist es keine Ermüdungserscheinungen auf, und beim Ätzen entstehen in den Bauteilen keine inneren Spannungen. Das Material Silizium ermöglicht es zudem prinzipiell, mechanische und elektronische Bauelemente zu einem System zu integrieren.

Die Nachteile dieses Verfahrens resultieren vor allem aus den möglichen Geometrien der Bauteile, die durch die Lage der (111) Kristallebenen stark eingeschränkt sind. Zum Beispiel ist schon die Herstellung einer runden Säule durch anisotropes, naßchemisches Ätzen unmöglich. Auch die Beschränkung auf Silizium als Material kann je nach Einsatz des Bauelements nachteilig sein.

4.2 Reaktive Trockenätzprozesse

Bei reaktiven Trockenätzprozessen werden dreidimensionale Strukturen durch Beschuß eines Substrates mit Atomen, Ionen oder Radikalen in einer Plasmaentladung erzeugt. Die entstehenden Bruchstücke können durch Beimischung einer reaktiven Komponente in die Gasphase überführt und somit entfernt werden. Die Art und Menge der reaktiven Komponente bestimmt dabei sowohl die Anisotropie als auch die Selektivität des Ätzprozesses. Die Kombination dieser trockenen Ätzprozesse mit naßchemischen Verfahren wird oft als Surface Micromachining bezeichnet.

Mit den Methoden des Surface Micromachining können flache Mikrostrukturen aus unterschiedlichen Materialien in nahezu beliebigen Geometrien hergestellt werden. Als Materialien kommen hier vorwiegend aus der Gasphase mittels PVD oder CVD-Prozessen abgeschiedene Substanzen, wie zum Beispiel SiO_2 , Si_3N_4 , Gläser, polykristallines Silizium oder Metalle zum Einsatz. Diese Schichten können mit photolithografisch erzeugten Maskierungen versehen werden. Durch geeignete Ätzmittel werden dann selektiv bestimmte Materialien entfernt, wobei durch wiederholte Anwendung dieser Prozesse komplexe mechanische Strukturen erzeugt werden können. Bei Anwendung von Plasmaätzprozessen können näherungsweise senkrechte Strukturkanten erzielt werden, naßchemische, isotrope Ätzverfahren dienen vor allem zum Auflösen von Opferschichten, um freitragende Brücken oder Membranen zu erzeugen. Die meisten bei dieser Technik verwendeten Prozeßschritte sind aus der industriellen Halbleiterfertigung bekannt.

Durch die Techniken des Surface-Micromachining können Membranen, Brücken oder Biegebalken /23/ hergestellt werden. Diese werden zum Teil schon kommerziell als Sensoren für Druck /21/ eingesetzt. Andere Produkte bis hin zum elektrostatischen Mikromotor /11, 12/ befinden sich derzeit noch im Entwicklungsstadium.

Vorteilhaft beim Surface Micromachining ist vor allem die Möglichkeit, Strukturen mit beliebiger lateraler Geometrie herzustellen. Auch die zur Verfügung stehende Materialpalette ist größer als bei rein anisotropen Ätzverfahren. Da vorwiegend Prozesse verwendet werden, die standardmäßig in der Halbleiterindustrie Einsatz finden, fällt hier auch die Integration mit elektronischen Komponenten auf einem gemeinsamen Substrat leichter.

Nachteilig beim Surface Micromachining wirkt sich die geringe Strukturhöhe im Bereich von zur Zeit nur $10\ \mu\text{m}$ aus, die zum einen aus der Abscheidung der

verwendeten Materialien aus der Gasphase, zum anderen aus der mangelnden Selektivität der verwendeten Plasmaätzprozesse resultiert. Die Abscheidung der verwendeten Materialien durch chemische oder physikalische Gasphasenabscheidung führt zu hohen inneren Spannungen in den Bauteilen, die sich in Verzerrungen äußern. Zudem sind die Kanten der mittels Plasmaätzverfahren hergestellten Bauelemente nur näherungsweise senkrecht, was die Verwendung bei Anwendungen, die ein hohes Aspektverhältnis erfordern, erschwert. Vor allem auf dem Gebiet der Aktuatorik besteht bei Anwendung der beschriebenen Prozesse ein großes Entwicklungspotential, da die laterale Geometrie frei gewählt werden kann. Die geringe Strukturhöhe der durch reaktive Trockenätzprozesse erzeugten Strukturen bewirkt jedoch auf der anderen Seite geringe nutzbare Kräfte. Mit dem im nächsten Abschnitt beschriebenen LIGA-Verfahren kann insbesondere der Nachteil der geringen Strukturhöhe vermieden werden.

4.3 LIGA-Verfahren

Ein neues Verfahren zur Herstellung mikromechanischer Bauelemente mit großer Strukturhöhe und hohem Aspektverhältnis ist die Tiefenlithografie mit Synchrotronstrahlung /24, 25/ und die Galvanoformung /26, 27/. Die Massenfertigung dieser Bauelemente kann durch Abformung mit Kunststoffen erfolgen /28, 29/. Diese Verfahren sind Fertigungsschritte einer am Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelten Basistechnologie zur Herstellung mikromechanischer Bauelemente /4/. Das Prinzip der Herstellung von Mikrostrukturen nach den Verfahrensschritten der LIGA-Technik ist in den Abbildungen 4.1 und 4.2 schematisch dargestellt.

Bei der Röntgentiefenlithografie wird nach Abbildung 4.1 ein röntgenempfindlicher Resist auf einer Grundplatte mit einer aufgetragenen Galvanikstart- oder Opferschicht durch eine Maske mit extrem paralleler und intensiver Synchrotronstrahlung belichtet. Bei den üblicherweise verwendeten Resists auf PMMA-Basis kann mit einem Absorptionsmuster aus Gold bei charakteristischen Wellenlängen von einigen Zehntel Nanometern eine Schicht bis zu einigen hundert Mikrometern Dicke belichtet werden. In den bestrahlten Bereichen wird die Kettenlänge der Polymermoleküle verkürzt, so daß diese Gebiete durch einen geeigneten Entwickler entfernt werden können. So kann eine Kunststoffmatrize erzeugt werden, die sich durch Strukturhöhen von einigen hundert Mikrometern, laterale Strukturgenauigkeit im Submikrometerbereich und extrem parallele Seitenwände in Bestrahlungsrichtung auszeichnet,

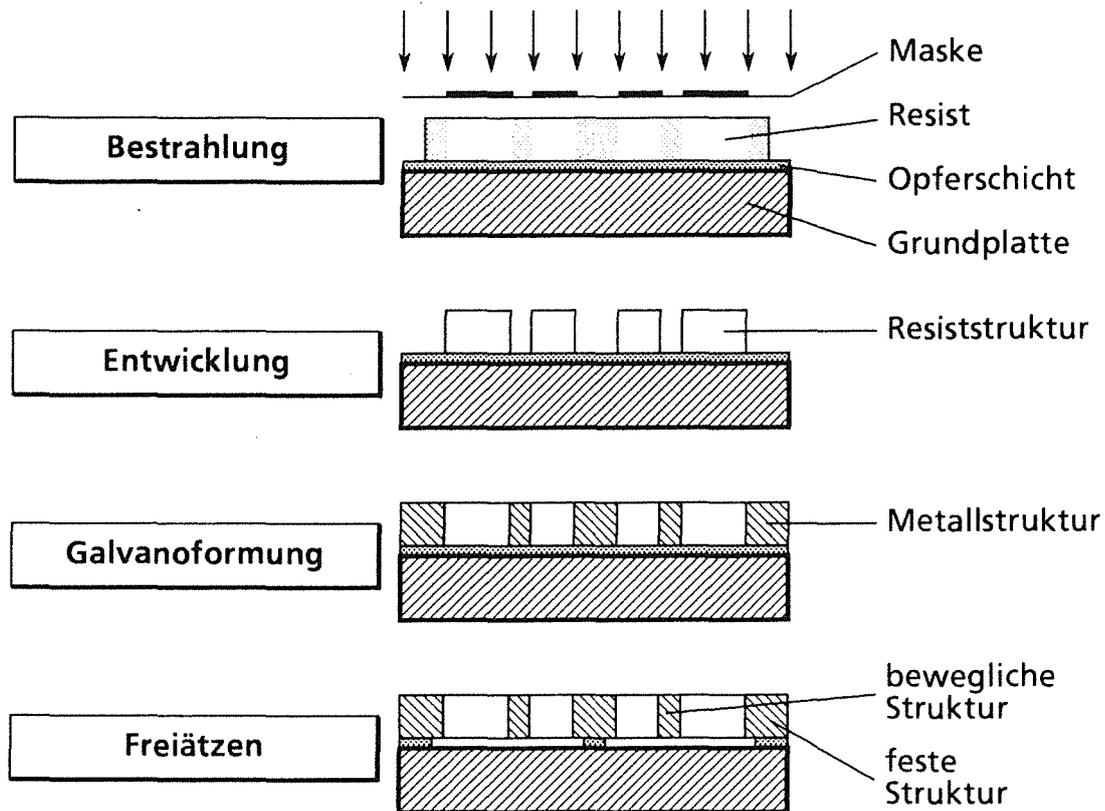


Abb. 4.1 Schematische Darstellung der primären Strukturerzeugung bei der LIGA-Technik

wobei dennoch nahezu jede beliebige laterale Geometrie hergestellt werden kann.

Die Zwischenräume zwischen den unbestrahlten Resiststrukturen können galvanisch mit verschiedenen Metallen, wie zum Beispiel Nickel, Gold oder Kupfer aufgefüllt werden, um metallische Mikrostrukturen zu erzeugen. Um bewegliche Mikrostrukturen herzustellen, kann die verwendete Galvanikstartschicht oder eine zusätzlich aufgebraute Opferschicht selektiv gegenüber der Mikrostruktur aufgelöst werden.

Diese Strukturen können bereits das Endprodukt des Fertigungsprozesses darstellen, über die Strukturhöhe des Resists hinaus galvanisierte Nickelstrukturen können jedoch wie in Abbildung 4.2 als Formeinsatz bei der preisgünstigen Massenfertigung von Mikrostrukturen aus Kunststoff mittels Reaktions- oder Spritzguß verwendet werden. Diese Kunststoffstrukturen können wiederum durch eine Galvanikstartschicht vom Grund der Abformplatte aus galvanisch mit Metallen aufgefüllt werden. Auch bei der Replikation der

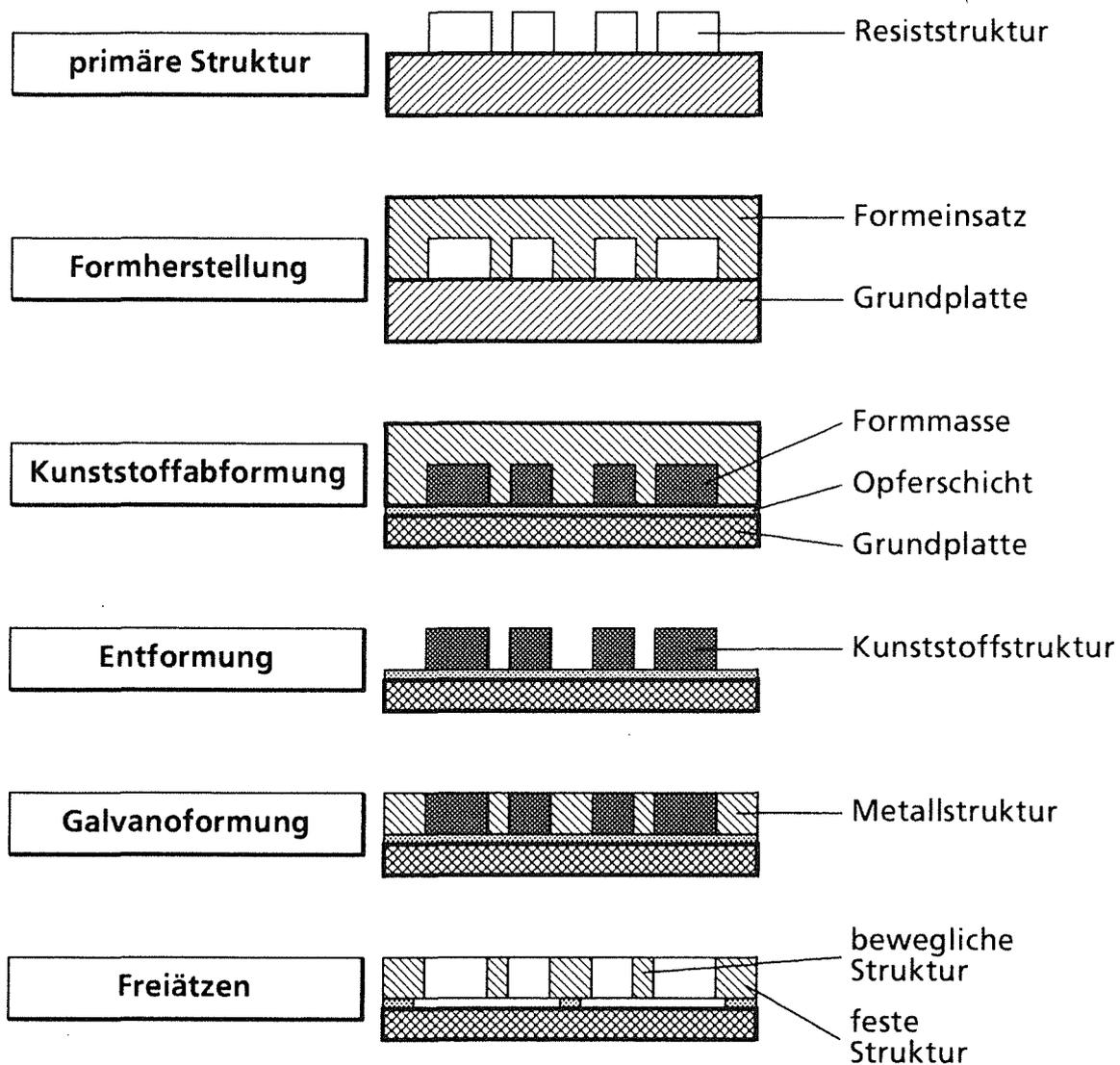


Abb. 4.2 Verfahrensschritte bei der Strukturreplikation durch Kunststoffabformung und Galvanoformung mit der LIGA-Technik

Mikrostrukturen ist es möglich, durch selektive Ätzprozesse bestimmte Teile der Struktur vom Substrat zu lösen und somit bewegliche Bauelemente zu erzeugen.

Erste Anwendungen für Produkte /30/, die mit dem LIGA-Verfahren hergestellt wurden, zeichnen sich derzeit ab. Im Bereich Mikrooptik konnten zum Beispiel Bandpaßfilter für das ferne Infrarot /31/ und Wellenlängendemultiplexer /32/ erfolgreich demonstriert werden. Mikrosteckverbinder, Zahnräder oder Faserkoppler könnten konventionell hergestellte Produkte ersetzen. Ebenso wurde ein Beschleunigungssensor /33/ nach den Methoden der LIGA-Technik vorgestellt.

Vorteile der LIGA-Technik sind insbesondere dann zu erwarten, wenn an die Mikrostrukturen hohe Anforderungen bezüglich der Strukturhöhe und des

Aspektverhältnisses bei engen Toleranzen im Submikrometerbereich gestellt werden. Da die laterale Geometrie der Strukturen frei gewählt werden kann und zudem eine Reihe von Materialien wie zum Beispiel Kupfer, Nickel, Gold, PMMA, POM, Nylon oder Keramik zur Verfügung stehen, ist das Verfahren sehr flexibel und kann an die Anforderungen der Bauelemente optimal angepaßt werden. Die LIGA-Technik ist ein additives Strukturierungsverfahren, daher können die Mikrostrukturen auf einem beliebigen Substrat aufgebaut werden und somit gut in bestehende Mikrosysteme integriert werden. Besondere Vorteile bietet die Mikrostrukturierung nach dem LIGA-Verfahren bei der Herstellung von elektrostatischen Antrieben, da mit diesem Verfahren wesentlich größere Kondensatorflächen als zum Beispiel durch die Methoden des Surface Micromachining hergestellt werden können.

Nachteilig am LIGA-Verfahren ist die fehlende Fertigungserfahrung beim Herstellungsprozeß, der sich derzeit noch im Labormaßstab und nicht auf industriellem Niveau befindet. Daher sind zum Teil umfangreiche Prozeßoptimierungen und Entwicklungsarbeiten für einzelne Verfahrensschritte erforderlich, um mit hoher Ausbeute zu reproduzierbaren Ergebnissen zu gelangen. Weiterhin sind die Herstellung der Masken für die Röntgentiefenlithografie und die Bestrahlung am Synchrotron bei den derzeit zur Verfügung stehenden Resists und Strahlungsquellen sehr zeit- und kostenintensive Prozeßschritte. Dies führt nicht nur zu langen Durchlaufzeiten sondern erfordert auch den Einsatz von spezieller Ausrüstung.

Die Grenzen der Strukturierung und der erzielbaren Genauigkeit wurden in /34/ theoretisch untersucht und in /24/ experimentell bestätigt. Es konnte nachgewiesen werden, daß die Genauigkeit der röntgenlithografischen Strukturübertragung bei Strukturhöhen bis zu einigen hundert Mikrometern im Bereich einiger Zehntel Mikrometer liegt. Aspektverhältnisse größer als 100 konnten ebenso realisiert werden. Mit dem derzeit zur Bestrahlung verfügbaren Synchrotron in Bonn können Strukturhöhen bis etwa 300 µm mit einer einzelnen Bestrahlung realisiert werden, bei einer Verkürzung der Wellenlänge sind jedoch größere Höhen möglich.

5 Design und Berechnung der technischen Daten

In den vorangegangenen Kapiteln wurden die physikalischen und fertigungstechnischen Grundlagen, die beim Aufbau eines Mikroventils zu beachten sind, ausgearbeitet. In diesem Kapitel wird beschrieben, wie anhand dieser Grundlagen ein Design für das Ventil erstellt werden kann. Weiterhin wird gezeigt, wie die Eigenschaften der Einzelkomponenten in das Gesamtsystem eingehen und wie dieses durch richtige Wahl der Komponenten und des Fertigungsprozesses optimiert werden kann.

5.1 Allgemeine Spezifikationen

Ein in Systeme integrierbares Mikroventil muß neben seiner eigentlichen Funktion eine Reihe weiterer Anforderungen erfüllen. Neben kleinen Außenabmessungen sollte es vor allem eine geringe Leistungsaufnahme bei hohen Durchflußwerten und hohen schaltbaren Drücken aufweisen. Grundsätzlich sollte eine einfache Konstruktion mit möglichst wenigen Bauelementen gewählt werden, um Fertigung und Montage zu erleichtern. Wesentliche Funktionselemente des Ventils sind dabei einerseits die fluidischen Durchtrittsstellen, andererseits der Antrieb.

In Kapitel 2 wurde gezeigt, daß die Durchtrittsstellen eine Schlitzbreite von $50\ \mu\text{m}$ aufweisen sollten. Um die geforderten Durchflußwerte von $5\ \text{l Luft pro Minute}$ bei einem Differenzdruck von $1 \cdot 10^5\ \text{Pa}$ zu gewährleisten, ist eine Querschnittsfläche von $0,25\ \text{mm}^2$ erforderlich. Bei der Schlitzbreite von $50\ \mu\text{m}$ muß daher eine Schlitzlänge von $5\ \text{mm}$ realisiert werden.

Um die Dichtigkeit des Ventils im geschlossenen Zustand zu gewährleisten, muß der Steuerschlitz die zweite Schieberplatte ausreichend weit überdecken und eben auf dieser aufliegen. Im vorliegenden Fall wird ein Verhältnis der Volumenströme bei geschlossenem und offenem Schieber von besser $1:1000$ gefordert. Daher wird eine Überdeckung der Schieberplatten von mindestens $50\ \mu\text{m}$ angestrebt, dies führt zu einem Stellweg von $100\ \mu\text{m}$.

Die vom Antrieb zu erbringende Schaltkraft wird vor allem durch die Reibungskräfte zwischen den Schieberplatten und durch die Lagerung bestimmt. Bei einem Differenzdruck von $1 \cdot 10^5\ \text{Pa}$ und einer wirksamen Fläche von $0,25\ \text{mm}^2$, die im wesentlichen durch die Fläche des Strömungsquerschnitts bestimmt wird, werden die Schieberplatten mit einer Kraft von $25\ \text{mN}$ aneinandergedreht. Bei

einem Reibungskoeffizienten von 0,5 zwischen diesen Platten ergibt sich daraus eine Betätigungskraft von 12,5 mN. Die Stellelemente müssen geometrisch so ausgelegt werden, daß sie diesen Kräften ohne wesentliche Verformung widerstehen können. Dies ist bei einer Höhe von mehr als 50 µm mit den in der Mikrotechnik üblichen Materialien möglich.

In Kapitel 3 wurde berechnet, daß ein elektrostatischer Antrieb bei gegebener Substratfläche und Höhe der Kondensatorelemente nur eine bestimmte maximale Kraft erzeugen kann. Legt man die Strukturierungsgenauigkeiten des LIGA-Verfahrens und die erreichbaren Strukturhöhen von einigen hundert Mikrometern zugrunde, ergeben sich damit Kräfte in der Größenordnung von 0,1N pro cm² genutzter Substratfläche.

Sowohl fluidisches Stellelement als auch der Antrieb weisen die Form flacher, strukturierter Platten auf. Vergleicht man die für den Antrieb benötigte Substratfläche mit dem Flächenbedarf des Absperrteiles, so erkennt man, daß der Antrieb weitaus mehr Fläche als das eigentliche Stellelement benötigt. Daher kann das fluidische Stellelement in die bewegliche Antriebsplatte integriert werden, ohne deren Abmessungen wesentlich zu vergrößern.

Mit dieser Maßnahme kann der Aufbau des Ventils wesentlich vereinfacht werden. /35/

5.2

Grundsätzlicher Aufbau

Im vorangegangenen Abschnitt wurde erläutert, daß das Ventilstellglied mit dem Antrieb integriert werden sollte. Wie dies möglich ist, wird in Abbildung 5.1 dargestellt und im folgenden beschrieben.

Um die mechanische Stabilität des Ventils unter der Belastung durch die anliegende Druckdifferenz zu gewährleisten, wird es auf einer massiven Substratplatte aufgebaut, die nach Abbildung 5.1 in einem Gehäuse mit den fluidischen und elektrischen Anschlüssen montiert ist. Die feststehenden Kondensatorplatten werden direkt auf dieser Substratplatte aufgebaut, die Strömungskanäle für das durchströmende Gas sind als Öffnungen in der Substratplatte vorhanden. Sie werden durch eine bewegliche Platte mit ebenfalls eingebrachten Durchströmöffnungen je nach Stellung dieser Platte verschlossen oder freigegeben.

Der Läufer mit den beweglichen Kondensatorplatten und den verschiebbaren Ventilöffnungen ist in Form eines Doppelkammes ausgebildet. Jede "Zinke" dieses Kammes ist an beiden Längsseiten mit Kondensatorelementen versehen. Diese symmetrische Anordnung sorgt für eine weitgehende Kompensation der

senkrecht zur Kondensatorplatte auftretenden Kräfte. Der Läufer greift an den Enden in entsprechend ausgebildete Lagerblöcke, in denen er linear verschiebbar ist. Bei einer Verschiebung des Läufers werden die Ventilöffnungen in der Grundplatte mehr oder weniger durch die Öffnungen im Läufer verschlossen und sperren so ein durchströmendes Medium ab.

Wenn die feststehenden Kondensatorelemente in mehreren elektrisch voneinander isolierten Gruppen, die um kleine Beträge gegeneinander verschoben sind, angeordnet werden, kann der Läufer nach Art eines Synchron- oder Schrittmotors jeweils um diesen Betrag bewegt werden. Dadurch können Stellwege, die größer als die Länge eines Kondensatorelements sind, erreicht werden. Ebenso ist es möglich, durch die Reihenfolge der angelegten Steuerspannungen die Bewegungsrichtung des Läufers zu bestimmen.

Die Auslegung des Gehäuses sowie der fluidischen und elektrischen Anschlüsse werden im folgenden nicht weiter behandelt, da sie bei Abmessungen im Bereich von 10 mm mit konventionellen Methoden der Feinwerktechnik hergestellt werden können.

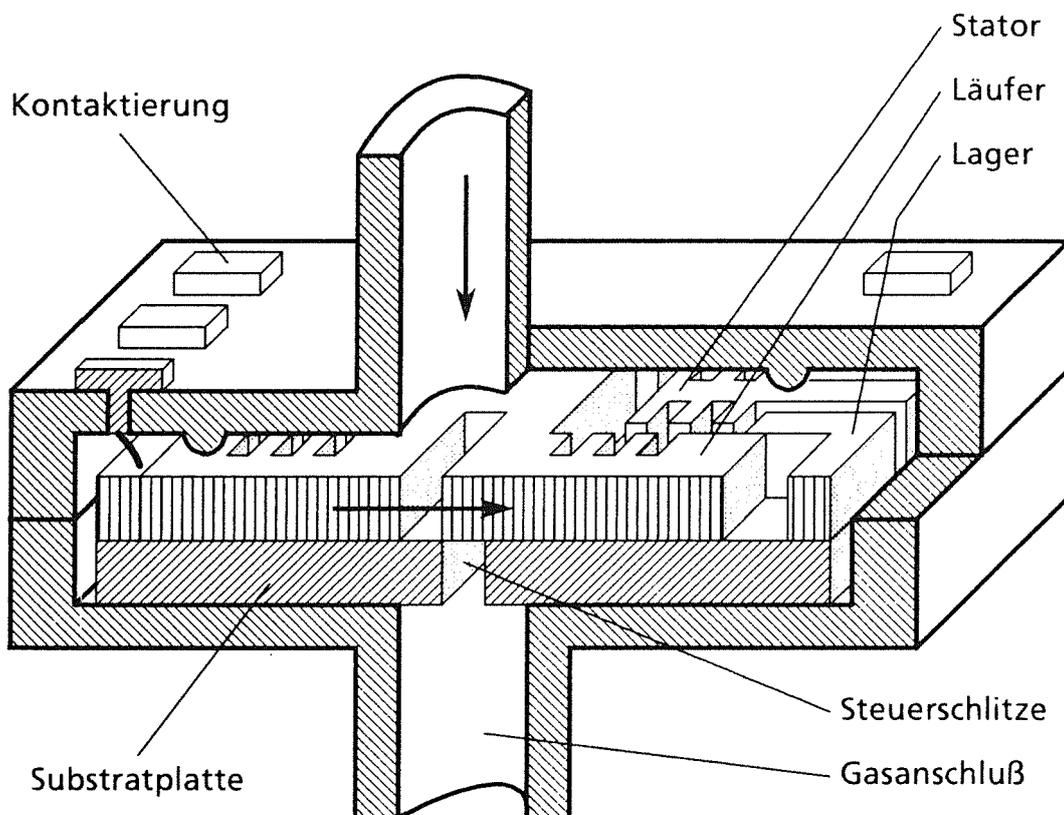


Abb. 5.1 Grundsätzliches Design für ein elektrostatisch angetriebenes Ventil

5.3 Anforderungen der Herstellungsprozesse und der verwendeten Materialien

Bei der Auslegung des Antriebs sind neben den in den vorangegangenen Abschnitten erarbeiteten Designregeln die physikalischen Eigenschaften der eingesetzten Materialien und die Grenzen der Herstellungsprozesse in Betracht zu ziehen.

Der fluidische Teil des Ventils stellt in dieser Hinsicht keine besonderen Anforderungen. Die Durchtrittsstellen des Schiebers sind mit kleinsten Abmessungen von 50 μm mit den Mitteln der Mikromechanik einfach strukturierbar. Um jedoch die geforderte Dichtheit zu gewährleisten und Strömungen zwischen Substrat und Ventilplatte zu vermeiden, müssen diese mit ebenen Flächen aufeinander aufliegen. Eine Ebenheit von besser 1 μm wird hier als erforderlich angesehen, diese Toleranz kann jedoch mit den in der Mikrotechnik üblichen Substraten ohne weiteres erfüllt werden. Diese Substrate sind ebenso gegenüber den zu schaltenden Gasen stabil und weisen ausreichende Festigkeitswerte auf.

Die Lagetoleranz zwischen Schieber und Grundplatte ist unkritisch. Bei einer Lageabweichung von $\pm 5 \mu\text{m}$ ergeben sich in der Schlitzbreite und beim Durchfluß Abweichungen in der Größenordnung von 10%. Diese Abweichung kann zudem durch Verschieben der Nullposition des Schiebers korrigiert werden.

Die Öffnungen für das strömende Medium weisen nach Kapitel 2 eine Fläche von 0,25 mm^2 bei einer Schlitzbreite von 50 μm auf. Da ein einzelner Schlitz dieser Fläche mit der Länge von 5 mm zu einer strukturellen Schwächung des Läufers führen würde, wird der Steuerschlitz in fünf gleichgroße Öffnungen von jeweils 1 mm Länge unterteilt. Diese Öffnungen können zudem wesentlich flexibler als ein einzelner Steuerschlitz auf dem Substrat angeordnet werden.

Im Gegensatz zum fluidischen Teil stellt der Antrieb sehr hohe Anforderungen an die verwendeten Materialien und die Genauigkeit der Herstellung.

Die Betriebsspannung wird durch die Durchschlagsspannung des verwendeten Isoliermaterials limitiert. In Kapitel 3 wurde gezeigt, daß ein elektrostatischer Antrieb Luftspalte unterhalb von 10 μm aufweisen sollte, da bei derartig kleinen Spalten die maximal erreichbare Energiedichte des elektrischen Feldes wesentlich ansteigt. Bei Luft liegt die Durchschlagsspannung bei Spaltbreiten zwischen 1 und 10 μm im Bereich von 300V /10/. Wegen der höheren möglichen Feldstärken bei kleineren Spaltbreiten sollten diese so klein wie möglich gewählt werden.

In Kapitel 4 wurde gezeigt, daß mit mikromechanischen Fertigungsverfahren minimale Dimensionen im Bereich von 1 μm erzielt werden können. Daher ist das Herstellungsverfahren limitierend bei der Miniaturisierung des Antriebs.

Mit den in Kapitel 3 durchgeführten Berechnungen wurde demonstriert, daß die charakteristischen Dimensionen optimierter Antriebskondensatoren im Bereich zwischen 0,2 und 4 Kondensatorspalten liegen. Die engste Toleranz wurde in diesem Kapitel für die Abweichung von Kondensatorelementen aus der Mittellage mit maximal $\pm 0,2$ Spaltbreiten vorgegeben. Diese Toleranz muß vom Herstellungsverfahren garantiert werden.

Die Einhaltung der Spaltbreite ist ein äußerst wichtiges Kriterium für einen gut funktionierenden Antrieb. Ungleich große Luftspalte führen zu unerwünschten Querkräften, die ein Blockieren des Läufers bewirken können. Daraus resultiert zum einen die Forderung nach parallelen Strukturwänden, und zum anderen - da die erzeugbaren Kräfte proportional zur Höhe der Kondensatorstrukturen sind - nach einer möglichst großen Strukturhöhe.

Die Lagerelemente müssen so hergestellt werden, daß sie eine einwandfreie Einhaltung der Spaltbreite und vor allem der Mittellage des Läufers zwischen den Kondensatorpaaren gewährleisten, dabei jedoch den Läufer reibungsarm führen. Wie beim Kondensatorspalt sind $\pm 0,2$ Längeneinheiten die maximal tolerierbare Abweichung beim Lagerspiel.

Die geometrisch kleinsten Strukturen sind laut der in Kapitel 3 durchgeführten Optimierung die Verrundungsradien r_1 mit 0,25 Längeneinheiten. Für $r_1 = 0$ wird zwar eine geringfügig höhere Kraft erreicht, eine scharfkantige Ecke kann jedoch aufgrund der zu erwartenden Fertigungstoleranzen nicht realisiert werden. Die Berechnung der Kraft-Weg Kennlinien zeigt zudem, daß eine Abweichung um $\pm 0,25$ Längeneinheiten zu vernachlässigbaren Effekten bei der erzeugbaren Kraft führt und eine weitere Verkleinerung des Verrundungsradius keine nennenswerten Vorteile bietet.

Die Einhaltung der Kondensatorbreite b , des Kondensatorabstandes a , der Kondensatortiefe c und des hinteren Verrundungsradius r_2 ist bei der Herstellung der Antriebskondensatoren nicht von derart hoher Priorität. Hier können durchaus Abweichungen im Bereich von $\pm 10\%$ - in den Bereichen hoher Kraft nach Abbildung 3.11 also $\pm 0,5$ Längeneinheiten - toleriert werden, ohne daß sich wesentliche Einbußen bei den Stellkräften ergeben.

Die Forderungen nach hoher Kraft und hohem Wirkungsgrad können bei platzsparender Auslegung nicht gleichzeitig erfüllt werden, da bei der Optimierung in Richtung auf eine hohe Kraft bei kleinem Raumbedarf nur die Kapazitätsdifferenz $C_{\max} - C_{\min}$, nicht jedoch das Verhältnis der beiden Kapazitäten berücksichtigt wird. Dieses Verhältnis ist bei Optimierung auf geringen Platzbedarf und

somit auf kleine Kondensatorelemente wesentlich ungünstiger als bei größeren Kondensatorgeometrien. Beim vorliegenden Fall eines Ventilantriebs ist die Erzeugung von hohen Kräften jedoch wichtiger als ein hoher Wirkungsgrad.

Die geforderten kleinsten Toleranzen und Strukturgrößen liegen allgemein im Bereich von 0,25 Längeneinheiten, nur die Spaltbreite bei Kondensator und Lager muß mit einer Genauigkeit von besser $\pm 0,2$ Längeneinheiten eingehalten werden. Wenn die Längeneinheit zu 4 μm gewählt wird, ergeben sich kleinste Strukturdetails von 1 μm und maximal zulässige Abweichungen von der Mittel-lage in der Größenordnung von 0,8 μm . Bei einem Prototyp erscheint diese Dimensionierung realisierbar. Die sich aus der Dimensionierung und aus der Optimierung der Geometrie ergebenden Abmessungen für die Antriebskondensatoren sind in Tabelle 5.1 zusammengefaßt und in Abbildung 5.2 dargestellt.

		LE	Abmessung μm	Toleranz $\pm \mu\text{m}$
Spaltbreite	d	1	4	0,8
Kondensatorbreite	2b	3	12	2
Kondensatorabstand	2a	4	16	2
Kondensatortiefe	c	3,5	14	2
Verrundungsradius	r_1	0,25	1	1
Verrundungsradius	r_2	0,25	1	2

Tab. 5.1 Geometrie der optimierten Antriebskondensatoren

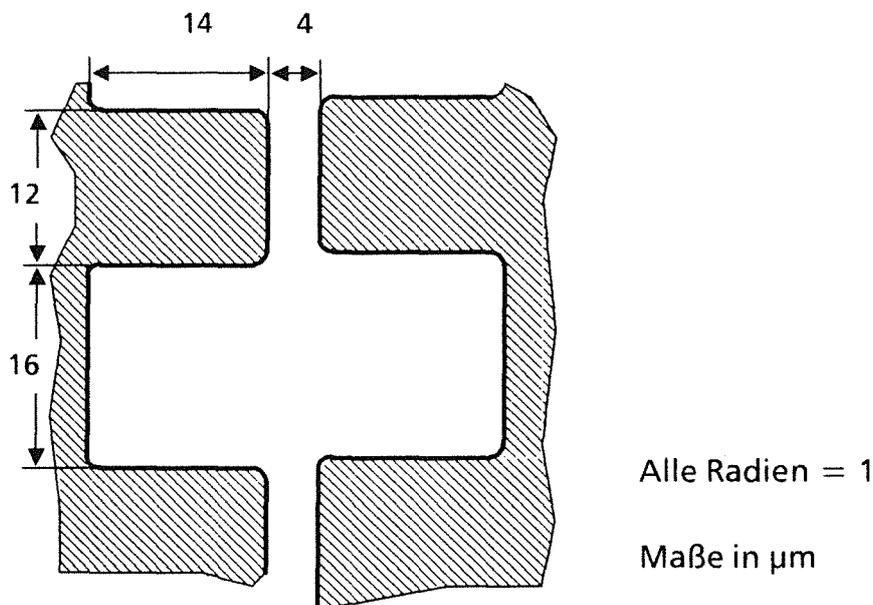


Abb. 5.2 Optimierte Kondensatorgeometrie

Da die Betätigungskräfte und Stellwege eines einzelnen Kondensatorpaares nicht die geforderten Vorgaben erfüllen, werden die Kondensatoren, wie in Abbildung 5.1 gezeigt wurde, in mehreren parallelen Reihen angeordnet. Bei einer Betriebsspannung von 220 V und einer Strukturhöhe von 300 μm sind für den Antrieb mindestens 3000 Kondensatorpaare nach Abbildung 5.2 erforderlich, wenn als erforderliche Schaltkraft 12,5 mN angenommen werden. Um den vorgesehenen Stellweg von 100 μm zu erreichen, sind im CAD-Design drei gegeneinander in Bewegungsrichtung verschobene Kondensatorgruppen mit jeweils 3360 Kondensatorpaaren vorgesehen, die nacheinander elektrisch erregt werden. Durch die Überlagerung der Kräfte der einzelnen Phasen wird so die erforderliche Minimalkraft erreicht und der Läufer kann nach Art eines

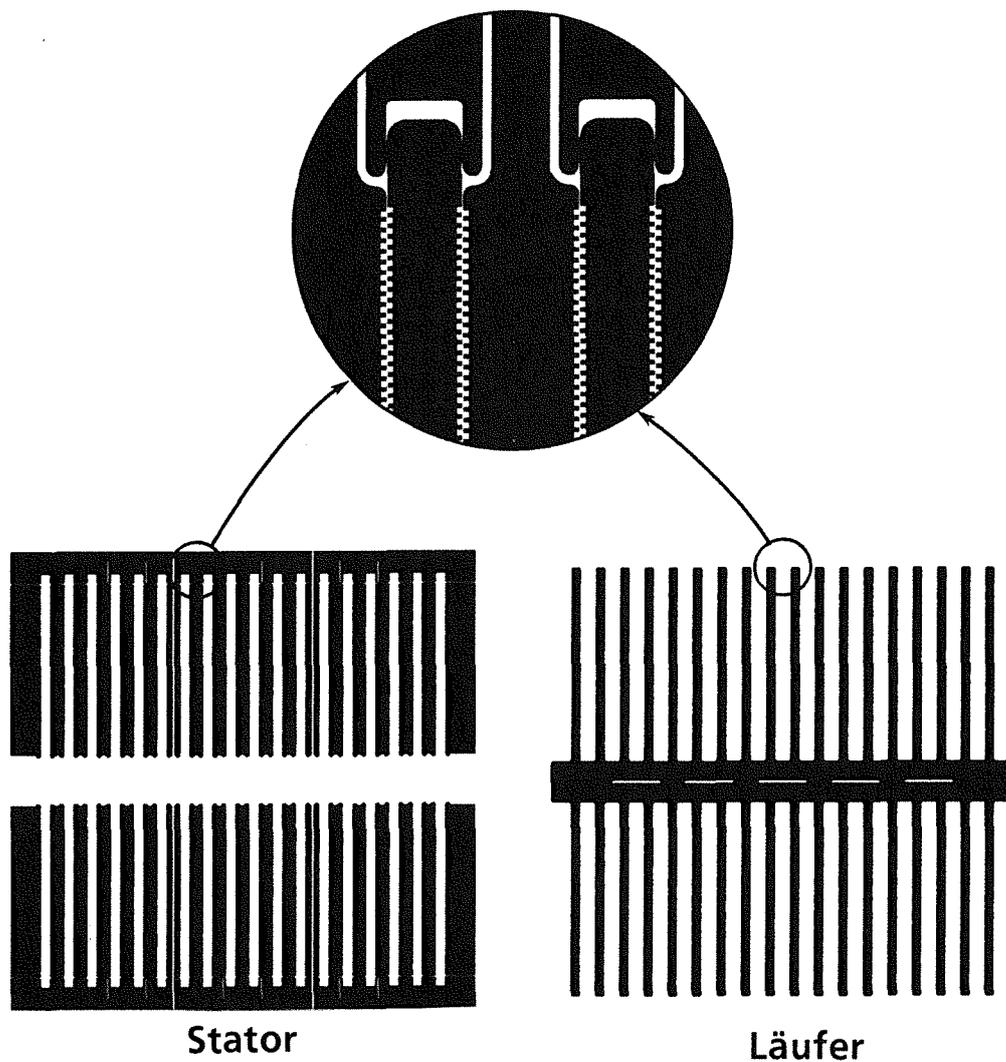


Abb. 5.3 CAD-Layout eines kompletten Mikroventils

Dreiphasen-Synchronmotors über den gesamten Stellweg weiterbewegt werden. Durch die Reihenfolge der Ansteuerimpulse wird die Bewegungsrichtung bestimmt. Das aus den oben angeführten Forderungen folgende CAD-Layout eines Ventils ist in Abbildung 5.3 dargestellt.

Das Design in Abbildung 5.3 erfüllt die vorgegebenen Anforderungen an das Mikroventil. Es ist jedoch eine ganze Reihe von Konstruktionen denkbar, die diese Anforderungen ebensogut erfüllen können. So können zum Beispiel die Strömungskanäle und Antriebskondensatoren beliebig angeordnet werden oder der Läufer kann mittels Biegefedern gelagert werden.

5.4 Zusammenstellung der berechneten technischen Daten

Mit den in den Kapiteln 2 und 3 vorgestellten Methoden ist es möglich, die technischen Daten des Mikroventils anhand des genauen Designs abzuschätzen. Die Berechnung der einzelnen Werte wird hier nur kurz beschrieben, eine Übersicht befindet sich in Tabelle 5.2 am Ende des Abschnittes.

Die Berechnung des Volumenstroms durch das Ventil erfolgt mit den in Kapitel 2 erarbeiteten Grundlagen. Der Volumendurchfluß kann in Abhängigkeit von Vor- und Nachdruck mit den Gleichungen 2.2 bis 2.5 berechnet werden. Die Durchflußkurve wird in Abbildung 5.4 dargestellt. Mit den in Abschnitt 5.3 angegebenen Maßen ist bei einem Differenzdruck Δp von $1 \cdot 10^5$ Pa ein Durchfluß von 4,7 l/min realisierbar.

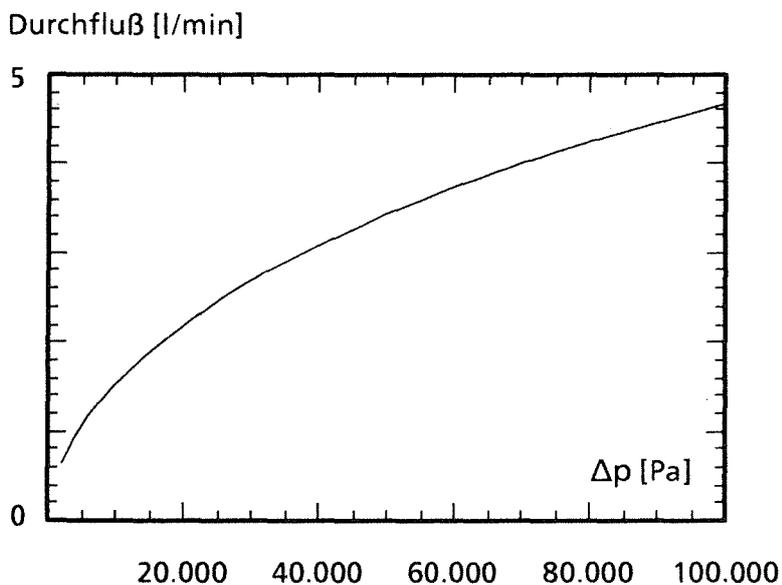


Abb. 5.4

Bei einer Querschnittsfläche von $0,25 \text{ mm}^2$ kann bei einem Nachdruck von $1 \cdot 10^5$ Pa und einem Differenzdruck von $1 \cdot 10^5$ Pa ein Durchfluß von 4,7 Litern (unter Normalbedingungen) Luft pro Minute erzielt werden.

Die Kräfte, die ein Antriebskondensator erzeugt, können nach Kapitel 3 berechnet werden. Für die in Abbildung 5.2 dargestellte Kondensatoranordnung mit $300\ \mu\text{m}$ Höhe ergibt sich pro Kondensator bei der Verschiebung um $14\ \mu\text{m}$ eine Kapazitätsdifferenz ΔC von $2,32 \cdot 10^{-15}\ \text{F}$. Bei einer Betriebsspannung U_b von $220\ \text{V}$ folgt nach Gleichung 3.10 eine mittlere Kraft von $4,01 \cdot 10^{-6}\ \text{N}$ pro Kondensator. Die erforderliche Gesamtkraft von $12,5\ \text{mN}$ wird durch eine Parallelschaltung von 3360 Kondensatoren realisiert, der Gesamtstellweg von $100\ \mu\text{m}$ ergibt sich durch die Anordnung von drei phasenverschobenen Kondensatorgruppen.

Die Berechnung diskreter Zwischenwerte während der Verschiebung ergibt die in Abbildung 5.5 dargestellte Weg-Kraft Kennlinie für den Einzelkondensator und für die Überlagerung aller Kondensatorpaare des Mikroventils. Die so erzielbare

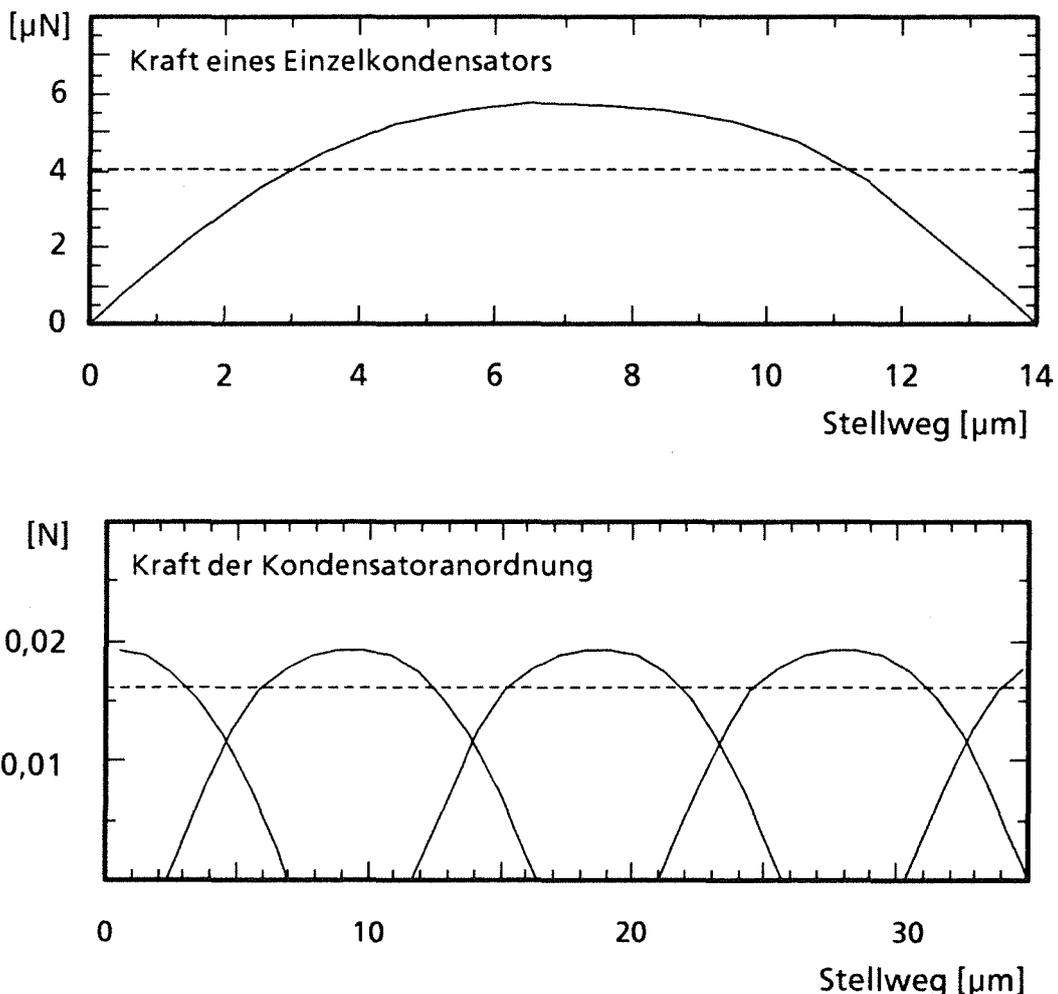


Abb. 5.5 Weg-Kraft Kennlinien bei einer Betriebsspannung von $220\ \text{V}$ und einer Strukturhöhe von $300\ \mu\text{m}$ für einen Einzelkondensators im oberen Bildteil und drei Antriebsphasen mit jeweils 3360 Kondensatorpaaren im unteren Teil. Die mittlere Kraft ist als durchbrochene Linie eingezeichnet.

Minimalkraft liegt mit überlappender Ansteuerung der Antriebsphasen bei 17 mN, bei diskreter Ansteuerung bei 11 mN.

Die Leistungsaufnahme des Ventils ergibt sich nach Gleichung 3.14 aus den Minimal- und Maximalkapazitäten und aus der Schaltfrequenz des Antriebs. Bei den Kapazitäten sind hier insbesondere die störenden Blindkapazitäten zwischen den Kondensatorelementen und der Grundplatte zu berücksichtigen. Nach Gleichung 3.3 betragen sie - beispielsweise bei einer Isolierschicht von 1 μm Dicke und einer Dielektrizitätskonstante von 3,5 - etwa $5 \cdot 10^{-10}$ F pro Antriebsphase, sind also um mehrere Größenordnungen höher als die nutzbaren Kapazitäten. Sie bestimmen im wesentlichen die Leistungsaufnahme des Antriebs von 12 mW bei einer Schaltfrequenz von 1 kHz und den Wirkungsgrad η von 1,5% bei einer einfachen Ansteuerung ohne Nutzung der am Ende des Arbeitshubes im elektrischen Feld gespeicherten Energie. Die Leistungsaufnahme kann gesenkt und der Wirkungsgrad erhöht werden, indem die Dicke der Isolationschicht erhöht wird.

Parameter	berechneter Wert	Randbedingungen
Volumendurchfluß	4,7 l/min	$\Delta p = 1 \cdot 10^5 \text{ Pa}$
Schaltweg	100 μm	
erforderliche Schaltkraft	$> 1,25 \cdot 10^{-2} \text{ N}$	$\mu_h = 0,5$
C_{\min} pro Kondensator	$9,27 \cdot 10^{-15} \text{ F}$	Höhe = 300 μm
C_{\max} pro Kondensator	$11,60 \cdot 10^{-15} \text{ F}$	Höhe = 300 μm
ΔC pro Kondensator	$2,32 \cdot 10^{-15} \text{ F}$	Höhe = 300 μm
mittlere Kraft pro Kondensator	$4,01 \cdot 10^{-6} \text{ N}$	Höhe = 300 μm $U_b = 220 \text{ V}$
Mittlere Querkraft pro Doppelkondensator	$19,1 \cdot 10^{-6} \text{ N}$	Höhe = 300 μm $U_b = 220 \text{ V}$ Abweichung 1 μm
Phasen	3	
Kondensatoren pro Phase	3360	
Mittlere Gesamtkraft	$> 1,55 \cdot 10^{-2} \text{ N}$	Höhe = 300 μm $U_b = 220 \text{ V}$
Streukapazität	$5 \cdot 10^{-10} \text{ F}$ pro Phase	Isolationsschicht 1 μm $\epsilon_r = 3,5$
Leistungsaufnahme	12 mW	Isolationsschicht 1 μm $\epsilon_r = 3,5$ Taktfrequenz = 1kHz
Wirkungsgrad	1,5%	Isolationsschicht 1 μm $\epsilon_r = 3,5$
Masse des Läufers	100 mg	Höhe 300 μm , Material Nickel
maximale Beschleunigung	$155 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$	$U_b = 220 \text{ V}$

Tabelle 5.2 Zusammenfassung der berechneten technischen Daten

6 Fertigungsablauf

In diesem Kapitel wird die Realisierung des Mikroventils unter den Bedingungen des Labormaßstabes nach dem im vorhergehenden Kapitel erarbeiteten Design beschrieben. Anhand der mit diesem Verfahren hergestellten Prototypen sollen die durchgeführten Berechnungen verifiziert und ein Funktionsnachweis durchgeführt werden. Aus diesem Grund wurde der Fertigungsprozeß nicht auf kostengünstige Massenfertigung ausgelegt, diese kann jedoch prinzipiell mit den Abformtechniken des LIGA-Verfahrens erfolgen. Auf ein Gehäuse wurde bei den hergestellten Prototypen ebenfalls verzichtet, da dieses mit konventionellen feinerwerktechnischen Verfahren herstellbar ist und beim Funktionsnachweis nicht erforderlich ist.

In den folgenden Abschnitten werden die einzelnen Fertigungsschritte zur Herstellung des Ventils genauer ausgeführt. Eine Zusammenfassung des Fertigungsablaufs befindet sich in Abbildung 6.1.

6.1 Herstellung der Substratplatte

Die Substratplatte für das Mikroventil besteht aus einem Siliziumwafer, in den die Strömungskanäle für das Medium anisotrop geätzt werden. Da die Geometrie der Kanäle durch die Kristallrichtungen im Wafer vorgegeben wird, müssen sie an die Vorzugsrichtungen beim Ätzen angepaßt werden. Bei den Strömungskanälen ist diese Anpassung möglich, ohne daß Nachteile bezüglich ihrer Funktion zu erwarten sind.

Um Strömungsöffnungen in einen Siliziumwafer zu ätzen, existieren verschiedene Möglichkeiten. In Anlehnung an die Schlitzgeometrie wurde dies mit einer Erweiterung des in /36/ zur elektrischen Isolierung von Halbleiterbauelementen beschriebenen Verfahrens an einem Wafer mit (110) Oberfläche durchgeführt, da bei (100) Orientierung keine senkrechten Ätzkanten erzielt werden können. In Wafern mit (110) Orientierung verlaufen die (111) Ebenen senkrecht zur Oberfläche des Wafers und schneiden sich unter einem Winkel von $70,52^\circ$ beziehungsweise $109,48^\circ$. Daher können mit dieser Technik keine rechtwinkligen Strömungskanäle hergestellt werden. Im vorliegenden Fall ist diese Einschränkung jedoch von untergeordneter Bedeutung. Problematisch ist dagegen eine weitere Schar von (111) Ebenen, die die Oberfläche des Wafers in einem Winkel von $35,26^\circ$ schneidet und daher mit zunehmender Ätztiefe zu einer Verjüngung des Strömungsquerschnittes führt. Bei gleichzeitiger Ätzung von Vorder- und Rückseite des Wafers kann diese Einschnürung, wie in Abbildung 6.2

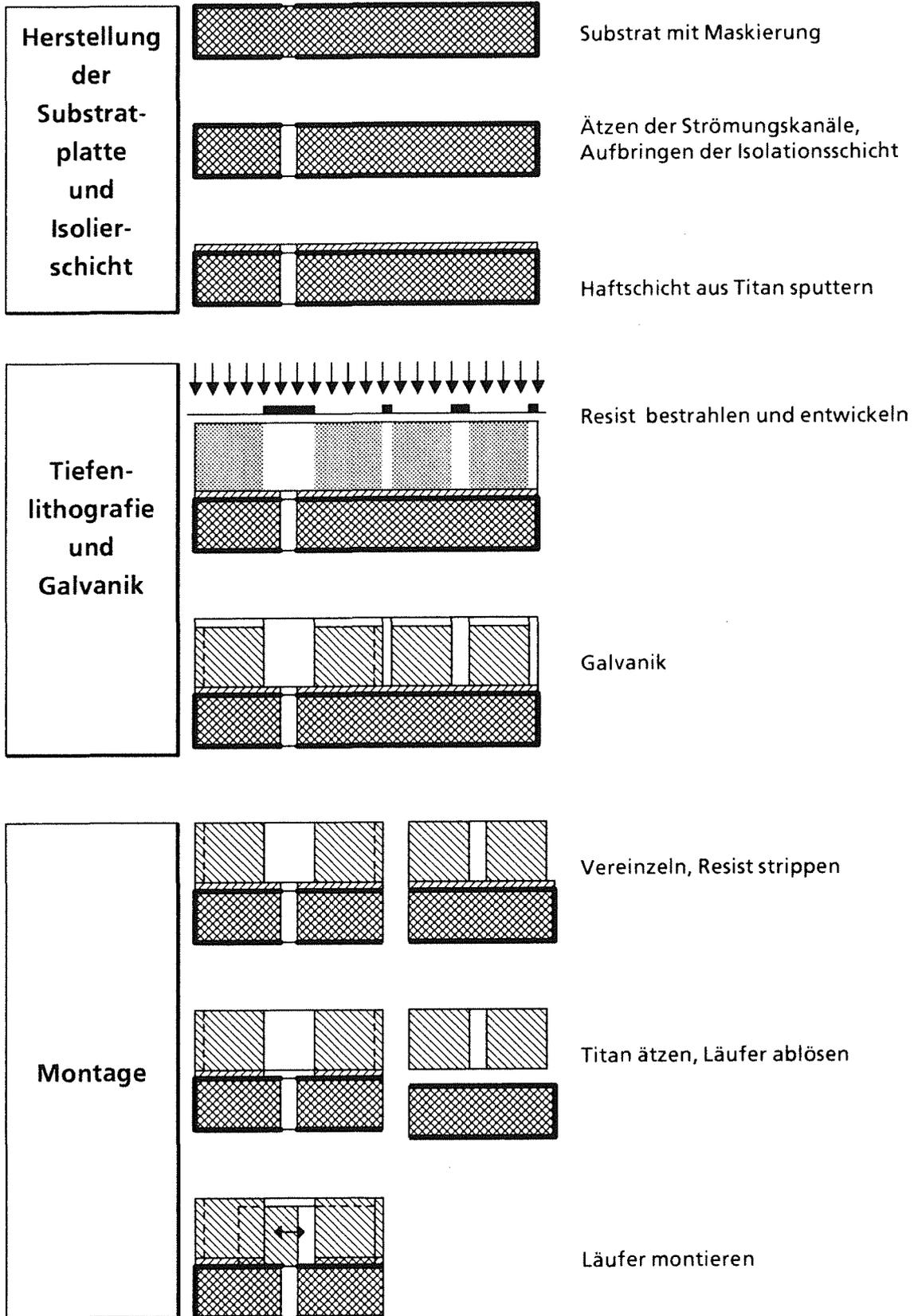


Abb. 6.1 Vereinfachtes Herstellungsverfahren zur Herstellung eines Mikroventils

dargestellt, vermindert werden und die einschnürenden Ebenen von der Spitze aus entfernt werden. Durch ausreichend lange Ätzzeiten entsteht so ein parallelogrammförmiger Strömungskanal mit Kantenwinkeln von 71° und 109° . Um die Unterätzung der Maske gering zu halten, ist eine Justierung der Maske relativ zu den (111) Ebenen von besser $\pm 1^\circ$ notwendig.

Für das anisotrope Ätzen von Silizium sind Maskierungen aus Photolack nicht tauglich, insbesondere wenn als Ätzmittel KOH bei höheren Temperaturen verwendet wird. Als Maskierung zum Ätzen der Siliziumscheibe wird eine SiO_2 -Schicht verwendet, die mit einer Maskierung aus Photolack im CF_4/O_2 Plasma strukturiert wird. Die SiO_2 -Schicht wird thermisch bei 1040°C im Wasserdampf erzeugt. Dies ist ein in der Halbleiterindustrie bei der Herstellung von MOS Halbleitern häufig verwendeter und gut bekannter Prozeß /37/, er wird im folgenden Abschnitt bei der Herstellung der Isolierschicht ausführlich behandelt. Da SiO_2 in KOH ebenfalls angegriffen wird, ist eine Mindestschichtdicke erforderlich. Bei Oxiddicken von 600 nm und einer Selektivität von besser 1:1000,

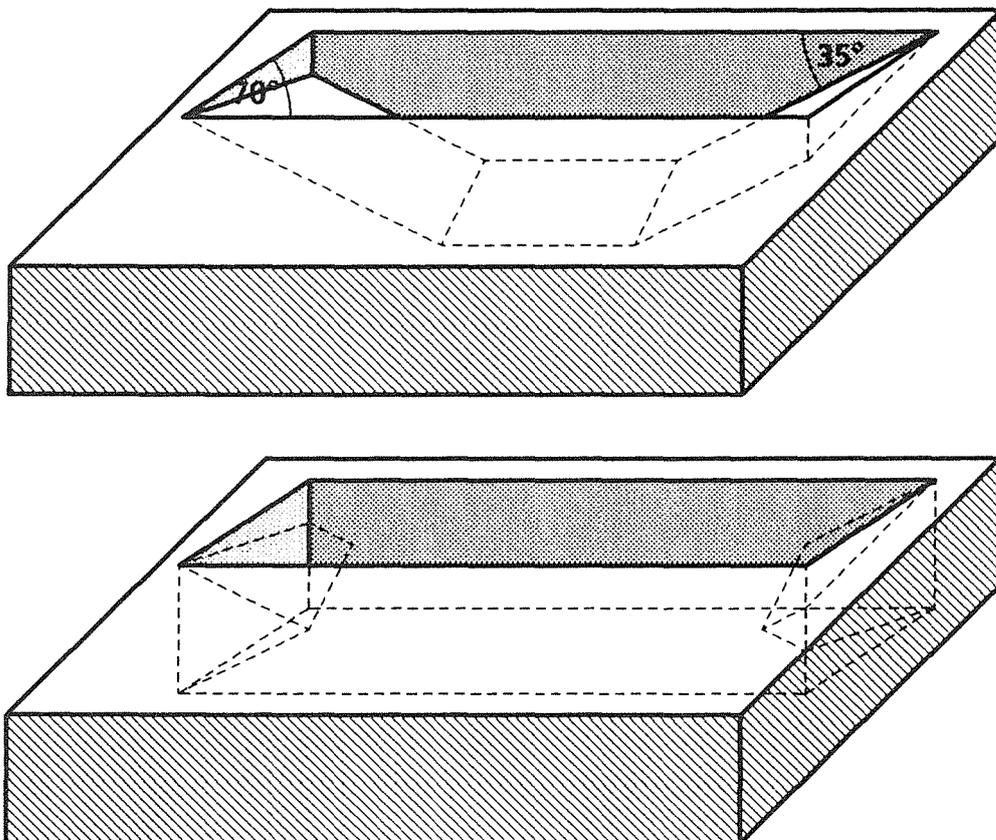


Abb. 6.2 Ätzen des Anschlußkanals in (110) Wafer. Oben ist die Ätzung nur von der Vorderseite dargestellt, unten der weitaus größere Querschnitt bei beidseitiger Ätzung. Bei kurzer Ätzzeit bleiben die unterbrochen gezeichneten Bereiche in den Ecken stehen

die durch die Wahl der KOH-Konzentration und der Ätztemperatur leicht eingestellt werden kann /18, 19/, ist die Oxidschicht dick genug, um auch die in Abbildung 6.2 dargestellte Überätzung zur Erzielung senkrechter Wände durchzuführen. Bei den hergestellten Prototypen wurden überwiegend KOH-Konzentrationen im Bereich von 10 Gewichtsprozent KOH in deionisiertem Wasser bei Temperaturen zwischen 70°C und 90°C zum Ätzen verwendet. In Abbildung 6.3 befindet sich eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme eines mit der vorgestellten Methode geätzten Strömungskanals.



Abb. 6.3

Aufnahme eines in einen (110) Wafer geätzten Strömungskanals. Die beginnende Überätzung der schrägen (111) Wände an den Enden des Strömungskanals ist deutlich zu erkennen.

6.2

Isolierschicht

Nach dem Ätzen wird das Substrat mit einer Isolationsschicht aus thermisch erzeugtem SiO_2 versehen. Diese Schicht sorgt für die elektrische Isolation zwischen Läufer und den einzelnen Kondensatorgruppen des Stators. Thermisch erzeugtes SiO_2 weist bei einfacher Herstellung hohe Werte für Durchschlagsspannung von maximal 1,4 kV/ μm bei Schichtdicken unter 1 μm /37, 38/ auf. Zudem hat es niedrige Defektraten und gute mechanische Eigenschaften. SiO_2 -Schichten mit Durchschlagsspannungen von 400 V, wie sie für den Antrieb gefordert werden, lassen sich problemlos durch thermische Oxidation erzeugen.

Die Oxidation findet bei Temperaturen zwischen 1000° und 1100° C an Luft unter Zusatz von Wasserdampf statt. Der Zusatz von Wasserdampf ermöglicht die Herstellung von dicken Oxidschichten in kurzer Zeit und verringert so die Gefahr einer Verschmutzung der Wafer durch Staubpartikel. Bei der thermischen Oxidation wächst die Oxiddicke aufgrund der Diffusion des Sauerstoffes durch den Wafer mit der Wurzel aus der Zeit. Schichtdicken von 600 nm konnten mit der vorhandenen Apparatur bei 1040° C innerhalb einer Stunde erzeugt werden. Als Prozeßgas wurde synthetische, kohlenwasserstofffreie Luft gewählt, die bei

100°C mit Wasserdampf gesättigt war. Eine schematische Darstellung der Oxidationsapparatur befindet sich in Abbildung 6.4. Die Oxiddicke wurde mit einem interferometrischen Schichtdickenmeßgerät (Leitz Wetzlar, MPV-SP) ermittelt. Die elektrischen Eigenschaften der SiO₂ - Schicht, wie Durchschlagsspannung, Defektrate und Schichtwiderstand, wurden mit einem Ohmmeter mit variabler Prüfspannung (Kurt Hillerkus, Krefeld, Megohmmeter Typ IM6 a) bestimmt.

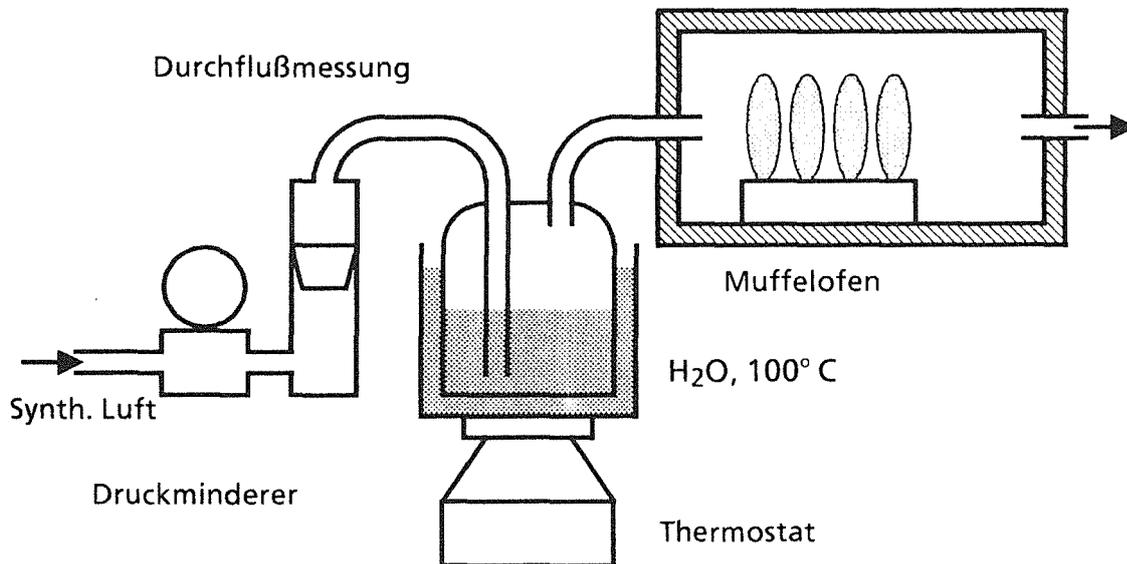


Abb. 6.4 Schematische Darstellung der Apparatur zur Waferoxidation

6.3 Tiefenlithografie und Galvanik

Auf die Isolationsschicht wird eine 2,2 µm dicke Schicht aus Titan aufgesputtert, die mehrere Funktionen erfüllt. Sie gewährleistet nach einer naßchemischen Oberflächenoxidation nicht nur die gute Haftung des Resists /24/ und der metallischen Kondensatorstrukturen, sondern kann auch als Opferschicht durch Flußsäure selektiv gegenüber Nickel, Kupfer oder Silizium entfernt werden /33/.

Anschließend wird ein röntgenempfindlicher Resist auf PMMA-Basis in einer Dicke, die der späteren Höhe der Kondensatoren entspricht, auf dem Substrat polymerisiert. Wegen der geforderten engen Toleranzen bei der Herstellung der Kondensatorstrukturen ist es wichtig, die Polymerisations- und Temperaturbedingungen so zu wählen, daß die im Resist entstehenden Spannungen minimiert werden. Diese inneren Spannungen resultieren vor allem aus der Dichteänderung des Resists bei der Polymerisation und den unterschiedlichen

thermischen Ausdehnungskoeffizienten zwischen Resist und Substrat. Zu hohe innere Spannungen äußern sich in Strukturverzügen und im Extremfall in Spannungsrissen, die die Antriebselemente unbrauchbar werden lassen.

Der Resist wird anschließend durch eine Röntgenmaske mit aufgetragenen Absorberstrukturen aus Gold mit extrem paralleler Synchrotronstrahlung belichtet.

Nach dem Entwickeln der bestrahlten Bereiche des Resists werden die erzeugten Zwischenräume galvanisch mit Nickel aufgefüllt. Nickel besitzt ausreichende elektrische Leitfähigkeit und sehr gute mechanische Eigenschaften. Die beim Entwickeln freigelegte Titanschicht dient als Startschicht und gewährleistet eine gute Haftung des galvanisch abgeschiedenen Metalls auf der Grundplatte. Beim galvanischen Auffüllen der Resiststrukturen muß auf einen spannungsarmen Galvanikprozeß geachtet werden, um die Maßhaltigkeit der Strukturen zu gewährleisten. Spannungsarme Nickelschichten können zum Beispiel aus einem Nickelsulfamatelektrolyten /27/ bei geeigneten Abscheidebedingungen erhalten werden.

6.4 Montage, Gehäuse

Nach der Metallabscheidung wird das Substrat in die einzelnen Funktionselemente zerlegt. Das Vereinzeln der Strukturen erfolgt im Labormaßstab mit einer schnellaufenden Diamantkreissäge. Die Strukturen bleiben, da sie während des Sägens noch in den verbleibenden Resist eingebettet sind, vor dem entstehenden Staub geschützt. Der zwischen den metallischen Strukturen verbleibende Resist wird nach einer Flutbestrahlung mit Röntgenstrahlung in Ethylacetat entfernt. So ergeben sich auf der Substratplatte verankerte metallische Strukturen, die je nach ihrer Funktion als Stator oder Läufer getrennt weiterverarbeitet werden.

Die Statorelemente sind durch die Titanschicht noch elektrisch leitend miteinander verbunden. Durch zeitkontrolliertes Ätzen in Flußsäure kann diese Schicht entfernt werden. Das als Isolator dienende SiO_2 wird von 1%iger Flußsäure wesentlich langsamer als Titan angegriffen und verbleibt auf dem Substrat. Durch die Oxidschicht werden die einzelnen Kondensatorgruppen elektrisch voneinander isoliert. Der Läufer wird durch vollständiges Entfernen der Titanschicht von der Substratplatte gelöst.

Abschließend werden Stator und Läufer unter Zuhilfenahme eines Mikromanipulators montiert. Der Substratblock wird für die Funktionstests in ein

Kunststoffgehäuse geklebt, in das Bohrungen zum Anschluß des zu steuernden Gases eingebracht wurden. Die elektrischen Anschlüsse werden bei dem Prototyp durch direktes Bonden von Anschlußdrähten auf die metallischen Mikrostrukturen realisiert, durch weitere Masken können diese Anschlüsse jedoch auch direkt auf dem Substrat realisiert werden.

7 Analyse der Fertigungsschritte

Im vorangegangenen Kapitel wurde ein Fertigungsprozeß für das Mikroventil ausgearbeitet. In diesem Kapitel wird erläutert, welche Untersuchungen bei den einzelnen Fertigungsschritten durchgeführt wurden. In den beiden ersten Abschnitten wird anhand einer Maßverfolgung gezeigt, welche Maßabweichungen bei der Herstellung einer Mikrostruktur nach dem LIGA-Verfahren zwischen Entwurf und fertigem Produkt auftreten. In den folgenden Abschnitten werden die Eigenschaften der als Maskierung und Isolation verwendeten SiO_2 Schichten, des Resists und der Nickelgalvanikschichten untersucht.

7.1 Fertigungstoleranzen

Wie wichtig die genaue Einhaltung der im Design vorgegebenen Abmessungen für ein einwandfreies Funktionieren von Ventil und Antrieb ist, wurde in den vorangegangenen Kapiteln erläutert. Daher wurde während des gesamten Herstellungsprozesses die Einhaltung wesentlicher Maße überprüft, um für spätere Anwendungen die Abmessungen des Produktes anhand der Maßabweichungen, die für die einzelnen Prozeßschritte ermittelt werden müssen, berechnen und falls notwendig korrigieren zu können.

7.1.1 Ursachen von Maßabweichungen

Beim LIGA-Verfahren ist eine Reihe von Prozeßschritten notwendig, um zum Endprodukt zu gelangen. Insbesondere kann die Maske, mit der der Resist bestrahlt wird, nicht in einem Arbeitsgang hergestellt werden. Dies liegt vor allem an dem hohen Kontrast, der bei der Bestrahlung mehrerer hundert Mikrometer hoher Strukturen mit Synchrotronstrahlung benötigt wird. Beim üblicherweise verwendeten Fertigungsprozeß wird von einer mit dem Elektronenstrahl-schreiber erstellten Chrommaske ausgegangen, wie sie auch in der optischen Lithographie verwendet wird. Sie muß, wie in Abbildung 7.1 dargestellt, zweimal umkopiert werden, um zu einer Röntgenmaske zu gelangen.

Beim ersten, optischen Kopierschritt wird eine Zwischenmaske mit Absorberstrukturen aus Gold erzeugt, die eine Höhe von 2 bis 3 μm aufweisen. Im zweiten Kopierschritt wird mit Synchrotronstrahlung eine Arbeitsmaske mit Absorberstrukturen aus Gold in einer typischen Höhe von 15 bis 20 μm hergestellt. Mit dieser Maske kann erst der notwendige Kontrast zur Belichtung

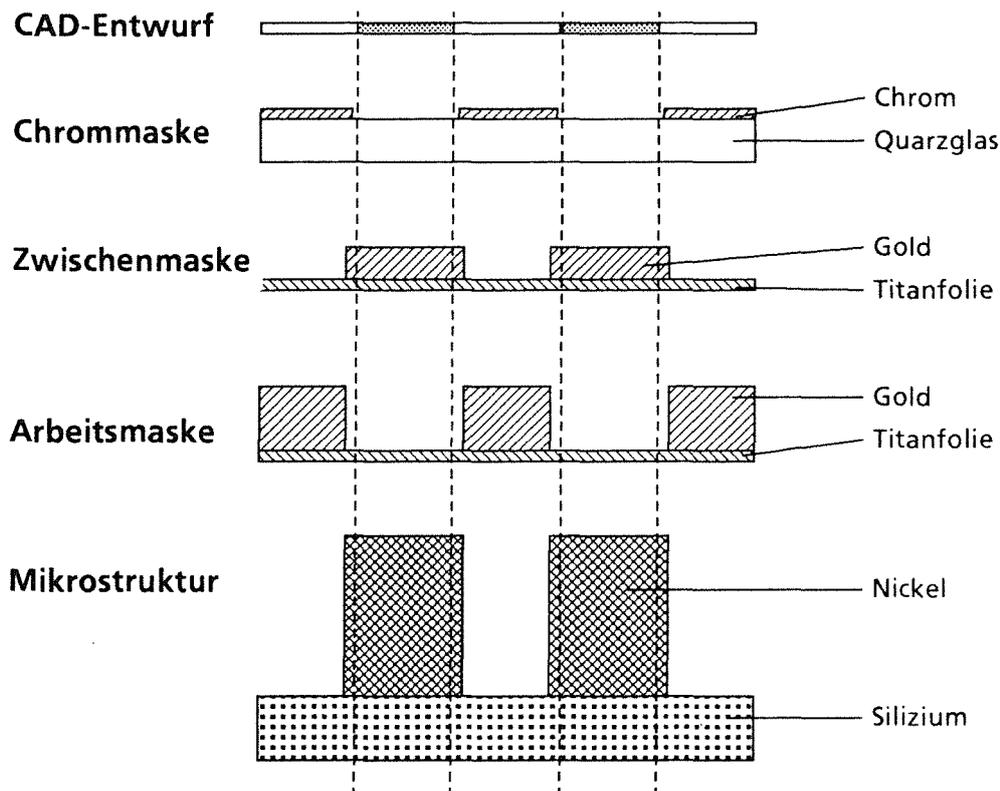


Abb. 7.1 Untersuchung der Maßabweichungen von der Herstellung der verschiedenen Masken bis zur Mikrostruktur

von mehreren hundert Mikrometer hohen Strukturen erzielt werden. Bei jedem dieser Prozessschritte treten typische Abweichungen auf.

Die Abweichung zu den Sollmaßen wird im wesentlichen durch zwei Faktoren bestimmt. Makroskopische Abweichungen, die die relative Lage der Mikrostrukturen zueinander verändern, treten vor allem bei der Herstellung der Zwischenmasken auf. Für diese Abweichungen sind Verzüge der Maskenmembran, auf der die Absorber aufgebracht sind, verantwortlich. Trotz der relativ hohen Abweichungen von bis zu 6 μm über die gesamte Nutzfläche der Maske sind sie tolerierbar, da sie hauptsächlich die Lage der Strukturen relativ zueinander und den Abbildungsmaßstab verändern und sich auf dem einzelnen Nutzen nur mit etwa 600 nm auswirken. Da zudem die makroskopischen Verzüge eine Vorzugsrichtung aufweisen, wirken sie sich auf Stator und Läufer ähnlich aus und die realen Abweichungen dürften wesentlich geringer sein. Diese Verzüge wurden in /39/ genauer ermittelt und in ihren Ursachen beschrieben.

Mikroskopische Abweichungen betreffen dagegen nur einzelne Strukturbereiche und führen zum Beispiel dazu, daß Einzelkondensatoren in ihrer Tiefe nicht mehr mit dem Entwurf übereinstimmen oder daß Ecken einer Struktur durch

Beugungserscheinungen beim Belichten verrundet werden. In dieser Arbeit wurden vor allem Abweichungen ermittelt, die sich in der Mikrostruktur äußern, da hierdurch die engen Toleranzen beim Lagerspiel und beim Kondensatorspalt beeinflusst werden.

7.1.2 Ermittlung der Maßabweichungen

Bei der durchgeführten Maßverfolgung wurden anhand der Kondensatorelemente und spezieller Teststrukturen, deren Abmessungen sich einfach bestimmen lassen, die Strukturabweichungen während des gesamten Fertigungsablaufes untersucht. Das Layout der Teststrukturen ist in Abbildung 7.2 dargestellt. Vorteilhaft bei den Strukturen ist, daß sowohl Vergrößerungen als auch Verkleinerungen der Strukturen anhand der Überschneidungen an den Kanten mit hoher Auflösung erkannt und anhand der Gesamtabmessungen der Strukturen quantitativ angegeben werden können. Die Abmessungen der Absorberstrukturen bei Chrommaske, Zwischenmaske, Arbeitsmaske und der metallischen Mikrostruktur wurden nach den einzelnen Prozeßschritten mittels rasterelektronenmikroskopischer Aufnahmen ermittelt und mit dem CAD-Entwurf verglichen. Die Messungen erfolgten mit dem Längenmeßsystem des Rasterelektronenmikroskops (Philips, NL, Typ SEM 525 M) in Aufsicht auf die Strukturen. Sie wurden anhand der grafischen Auswertung der entsprechenden fotografischen Aufnahmen der Strukturen bestätigt. Im folgenden werden die Messergebnisse an den Metallstrukturen dargestellt. Messungen an Resiststrukturen lieferten ähnliche Ergebnisse, die Messgenauigkeit ist bei diesen jedoch geringer.

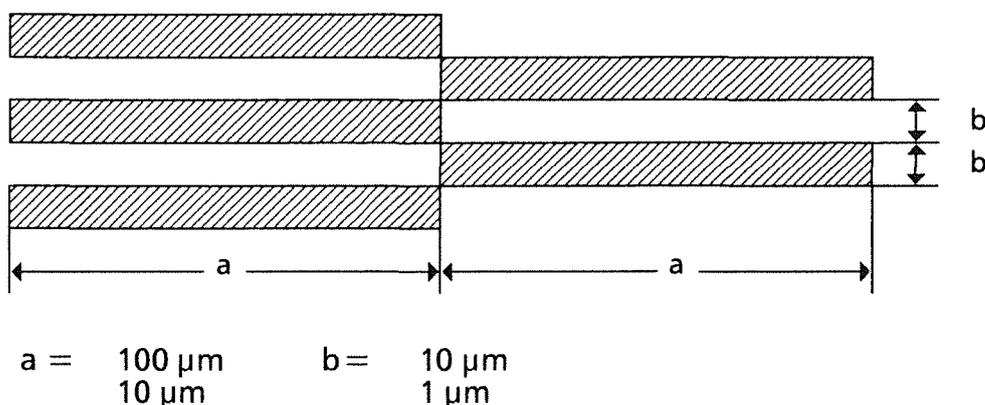


Abb. 7.2 Teststrukturen zur Bestimmung von Abbildungsfehlern während der einzelnen Prozeßschritte

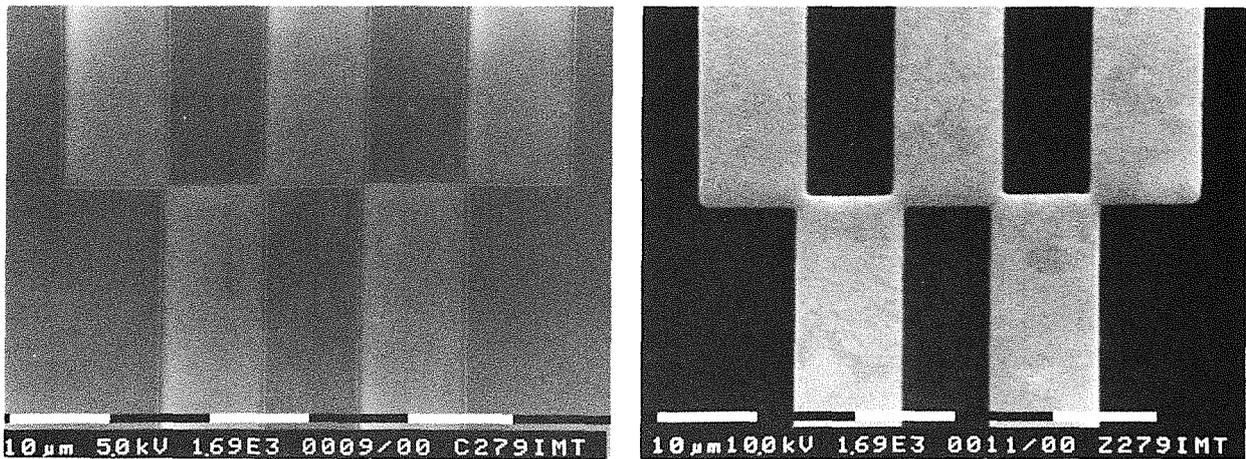


Abb. 7.3 Strukturübertragung bei der in Abbildung 7.2 dargestellten Teststruktur für Chrommaske (links) und Zwischenmaske (rechts)

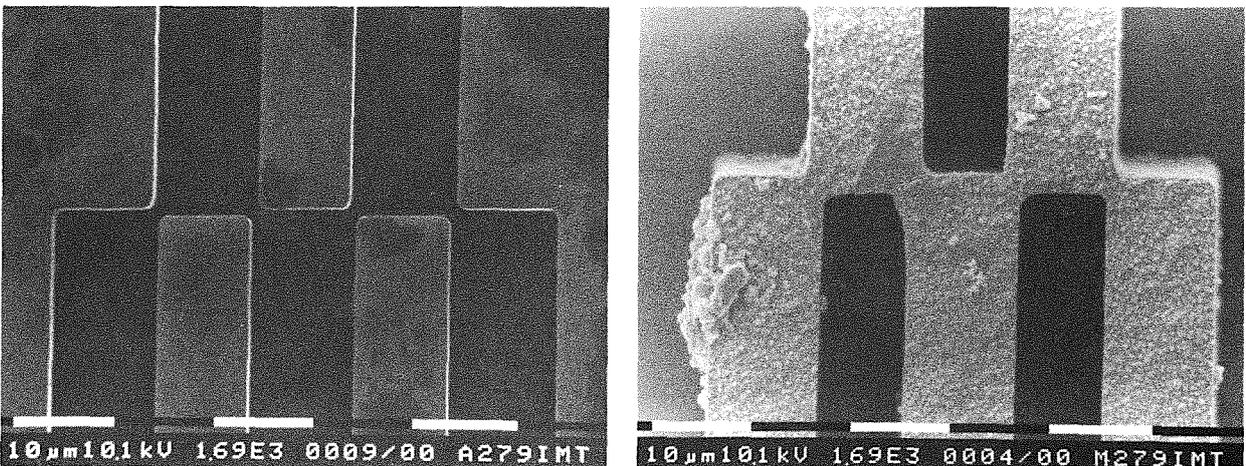


Abb. 7.4 Strukturübertragung bei Arbeitsmaske (links) und Nickelstruktur (rechts). Die Nickelstruktur wurde nach dem Zerteilen des Substrates nicht mehr gereinigt.

Bei der Herstellung von Versuchsmustern wurde die Abweichung der Strukturgeometrie bei den einzelnen Bearbeitungsschritten überprüft. Die Abweichungen sind beispielhaft anhand der rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen der Teststrukturen in den Abbildungen 7.3 und 7.4 dargestellt. In Abbildung 7.5 sind die bei den einzelnen Prozeßschritten ermittelten Minimal- und Maximalabweichungen zum CAD-Design aufgetragen. Es ist sinnvoll, die ermittelten Abweichungen an einer Strukturkante anzugeben, da hieraus ohne weiteres ein Prozeßvorhalt für zukünftige Arbeiten ermittelt werden kann.

Anhand der Messungen wurden die bekannten Maßabweichungen, die beim Schreiben einer Chrommaske mit dem Elektronenstrahlschreiber entstehen, bestätigt. Die mit Chrom bedeckten Bereiche der Maske werden wegen der

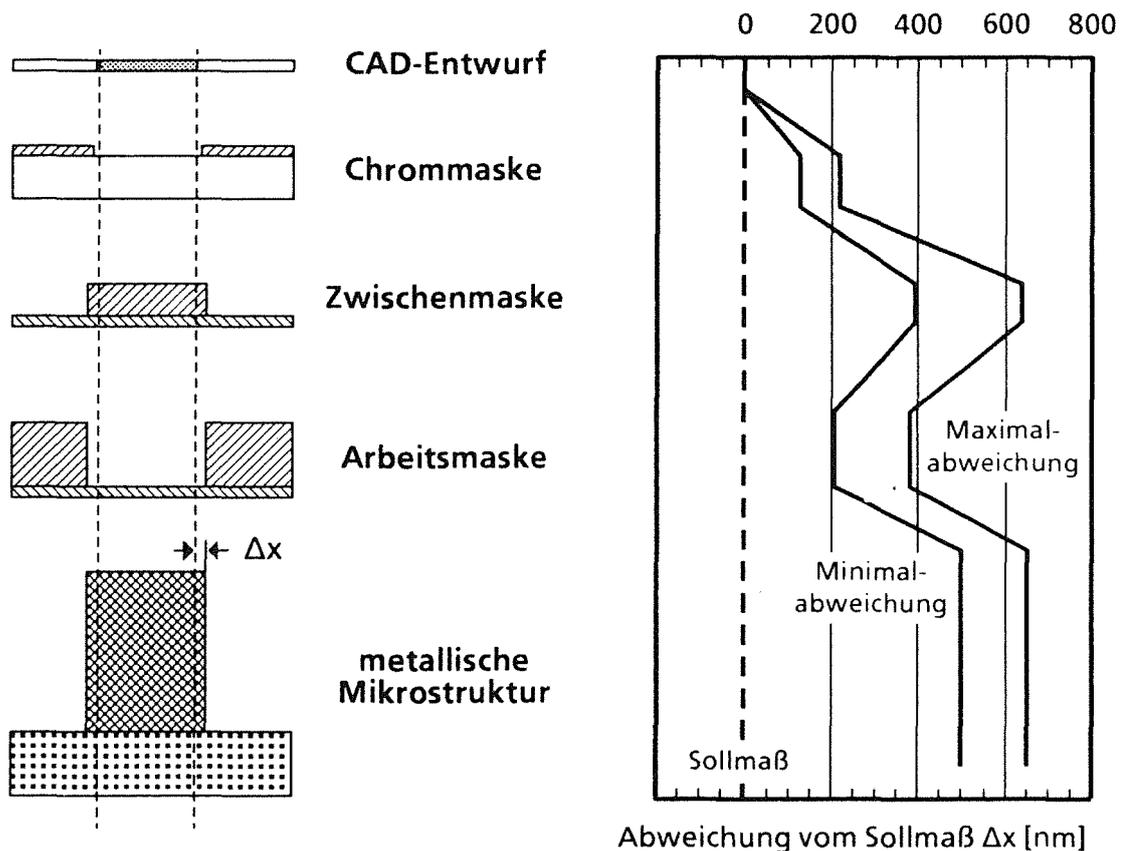


Abb. 7.5 Ermittelte Minimal- und Maximalabweichungen für die einzelnen Prozessschritte. Die Abweichung einer metallischen Mikrostrukturkante vom Sollmaß beträgt zwischen 500 und 650 nm.

Unterätzung beim naßchemischen Ätzen kleiner als im Entwurf wiedergegeben. Diese Abweichung zwischen 130 und 220 nm liegt im Bereich der Dicke der Chromschicht. Bei der betrachteten Maske wurde auf die üblicherweise durchgeführte Kompensation verzichtet, da die Maßabweichungen der folgenden Prozesse unbekannt waren.

Die größten Maßabweichungen treten beim lichteptischen Umkopieren der Chrommaske zur Zwischenmaske auf. Diese liegen im Bereich zwischen 390 und 640 nm, bezogen auf den CAD-Entwurf. Sie resultieren aus Beugungs- und Streuprozessen beim Belichten des 3,5 μm dicken Photolacks und werden durch den Galvanikprozeß in den Goldabsorber übertragen. Dies äußert sich zum einen in einer Verrundung von Strukturecken, zum zweiten in nicht vollkommen senkrechten Kanten. Da die Abweichungen geometrieabhängig sind, ergeben sich entsprechend große Unterschiede zwischen Minimal- und Maximalabweichungen.

Die Arbeitsmaske weist geringere Strukturabweichungen als die Zwischenmaske auf. Die Abweichungen einer Strukturkante zum Entwurf liegen hier zwischen 210 und 380 nm. Da die Arbeitsmaske durch Kopieren mit Synchrotronstrahlung hergestellt wird und schräge Absorberkanten der Zwischenmaske teilweise durchstrahlt werden können, wird entsprechend mehr Resist belichtet und beim Entwickeln abgetragen. Durch den Dunkelabtrag, der in diesem Fall nur gering ist und der auf einer minimalen Löslichkeit des Resists auch in unbestrahlten Resistbereichen beruht, wird dieser Effekt noch verstärkt.

Dunkelabtrag und Beugungseffekte sind ebenfalls dafür verantwortlich, daß die metallischen Mikrostrukturen größere Abmessungen als die Arbeitsmaske aufweisen. Im vorliegenden Fall, das heißt bei Verwendung vernetzter Resistsysteme, wurden Abweichungen zwischen 500 und 650 nm pro Strukturkante zum Design ermittelt. Die Vermutung, daß Dunkelabtrag von unbelichteten Resistbereichen eine wesentliche Rolle für die Qualität der hergestellten Mikrostrukturen spielt, wird dadurch unterstützt, daß an unvernetzten Resistsystemen, die einen größeren Dunkelabtrag aufweisen, Abweichungen von teilweise über 1,2 µm zum Entwurf festgestellt wurden.

Die ermittelten Abweichungen wurden an jedem einzelnen Prozeßschritt mehrfach reproduziert und können daher als typisch für den jeweiligen Prozeßschritt betrachtet werden. Aus den Messungen folgt, daß metallische Mikrostrukturen bei Verwendung vernetzter Resistsysteme um 500 bis 650 nm größer als der Entwurf wiedergegeben werden. Bei Verwendung unvernetzter Resists liegt die Abweichung etwa doppelt so hoch. Durch einen entsprechenden Prozeßvorhalt bei der Erstellung der Chrommasken kann diese Abweichung wesentlich reduziert werden.

7.2 Untersuchung der SiO₂ - Schichten

Bei der Herstellung des Mikroventils werden an zwei Stellen SiO₂ - Schichten verwendet. Sie dienen nicht nur als Maskierung beim naßchemischen, anisotropen Ätzen der Substratplatte, sondern werden auch als elektrische Isolation zwischen den einzelnen Kondensatorelementen verwendet. Bei beiden Anwendungen müssen gleichmäßig dicke und defektfreie Schichten mit guten mechanischen Eigenschaften vorhanden sein.

7.2.1

Meßmethode

Zur Charakterisierung der Schichteigenschaften der SiO₂ - Schichten wurde eine Reihe von Untersuchungen ausgeführt. Nach der Oxidation wurden alle Wafer routinemäßig im Ultraschallbad in deionisiertem Wasser gereinigt und anschließend die Dicke der Oxidschicht an fünf Punkten der Oberfläche gemessen. Die Messung erfolgte mit einem Schichtdickenmeßgerät (Leitz Wetzlar, Typ MPV-SP) durch Bestimmung der spektralen Reflektivität im Bereich zwischen 400 und 800 nm auf Flächen von 100·100 µm². Stichprobenartig wurde die Schichtdicke auf der gesamten Waferoberfläche in einem 1cm² Raster ermittelt und somit die Gleichmäßigkeit der Schichtdicke kontrolliert.

Die Messung der elektrischen Eigenschaften erfolgte mit einem Ohmmeter mit variabler Prüfspannung (Kurt Hillerkus, Krefeld, Megohmmeter Typ IM6 a). Bestimmt wurden Widerstand, Durchschlagsspannung und Defektrate der Schichten. Als Kontakte dienten auf der Oxidschicht aufgesputterte Titanpunkte von 4 mm Durchmesser mit einer Schichtdicke zwischen 1,5 und 2,3 µm. Diese Kontaktpunkte wurden zum Teil mit galvanisch abgeschiedenem Nickel auf eine Gesamtdicke von 10 µm verstärkt, um eine Kontaktierung mit handelsüblichen Kontaktspitzen ohne Beschädigung der Oxidschicht zu ermöglichen.

Die Kontaktierung der Waferoberfläche erfolgte auf einer großflächigen Elektrode am Rand des Wafers und über die Meßpunkte im Zentrum des Wafers. Die Ermittlung der Durchbruchspannung erfolgte über die Messung des Widerstandes zwischen den einzelnen Kontakten, wobei die Prüfspannung alle 10 Sekunden um 10 V erhöht wurde. Der Widerstand zwischen den Kontakten beträgt unterhalb der Durchbruchspannung zwischen 10⁴ und 10⁷ MΩ, er sinkt im Falle eines elektrischen Durchbruchs auf Werte unter 100 kΩ. Die Durchbruchfeldstärke kann anhand der Oxiddicke und der Durchbruchspannung berechnet werden. Erhöhte Temperatur und Luftfeuchtigkeit senkten den Widerstand der Isolierschicht, sie hatten jedoch auf die ermittelten Durchbruchfeldstärken ebenso wie die Polarität der Kontaktierung keinen signifikanten Einfluß. Die Defektraten wurden statistisch anhand der Kontaktfläche und der Anzahl der durchgeführten Messungen ermittelt.

7.2.2 Ergebnisse der Messungen an den SiO₂ - Schichten

Die Messungen der Oxidschichtdicken ergaben eine gute Gleichmäßigkeit bei den einzelnen prozessierten Chargen. Bei einer einzelnen Charge wurden jeweils 10 aufrecht hintereinander stehende Siliziumscheiben in einer Keramikhorde oxidiert.

Aufgrund der geringeren Temperatur des einströmenden Gases war die mittlere Oxiddicke des ersten Wafers um bis zu 25% geringer als bei den inneren Wafern und wies zudem eine erhebliche Variation in der Schichtdicke auf. Daher wurde dieser für den weiteren Prozeß verworfen. Bei den innen stehenden Wafern variierte die Schichtdicke in der Größenordnung von 10%. An einem einzelnen Wafer wurde die geringste Schichtdicke jeweils an der Auflagefläche zur Horde gemessen. Sie war in einem etwa 3 Millimeter breiten Streifen am Rand um bis zu 15% niedriger als die mittlere Schichtdicke. Da dieser Streifen von den strukturierten Bereichen weit entfernt liegt, kann die geringere Schichtdicke hier toleriert werden. Sie wirkt sich nur bei der Verwendung der Oxidschicht als Maskierung zum anisotropen Ätzen aus. Bei der Verwendung als Maskierung muß die Oxiddicke so gewählt werden, daß auch am Rand der Scheibe keine Ätzgruben entstehen, die zu Kerbspannungen führen können. Im strukturierten Bereich des Wafers sind die gemessenen Ungleichmäßigkeiten wesentlich geringer, sie liegen hier im Bereich von $\pm 4\%$. Dies wurde auch anhand der Verteilung der Durchbruchfeldstärken nachgewiesen.

Bei den Messungen der Durchbruchfeldstärke und der elektrischen Eigenschaften der Oxidschicht variierten die Ergebnisse je nach der untersuchten Schichtdicke erheblich. Da vor allem die Defektrate bei Schichtdicken oberhalb von 400 nm wesentlich absank, wurden die Untersuchungen auf diese Schichtdicken beschränkt.

Bei Oxiddicken im Bereich über 500 nm lag die mittlere Durchbruchfeldstärke bei allen gemessenen Proben oberhalb von 550 V/ μm . Die Standardabweichung der Messungen war immer kleiner als ± 100 V/ μm . Dies weist auf eine gute Reproduzierbarkeit der Herstellungsbedingungen hin. Es konnte weiterhin festgestellt werden, daß die mittlere Durchbruchfeldstärke und die Breite ihrer Verteilung mit wachsender Schichtdicke nur wenig absinken.

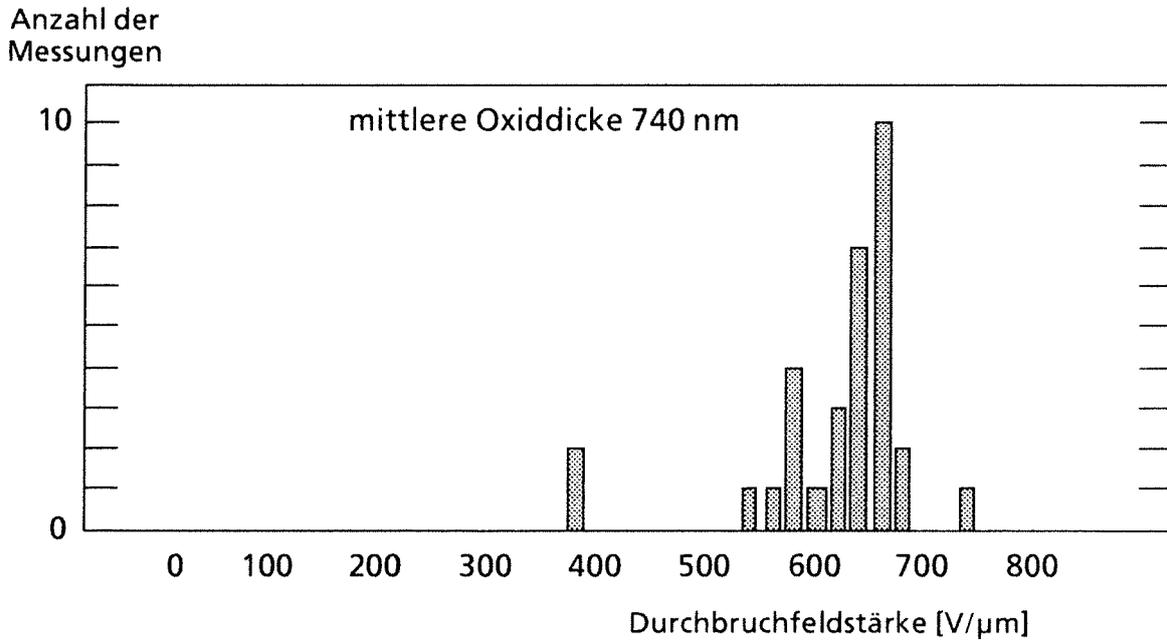


Abb. 7.6 Gemessene Verteilung der Durchbruchfeldstärken auf einem Wafer mit einer Oxiddicke von 740 nm. Die Durchbruchfeldstärke beträgt 626 ± 73 V/μm. Defekte, die die Funktionsfähigkeit beeinträchtigen könnten, treten bei Schichtdicken oberhalb von 500 nm nicht mehr auf.

Die statistische Auswertung der gemessenen Proben zeigte nur geringe Defektraten bei Schichtdicken oberhalb von 400 nm. Während beispielsweise bei einer Probe mit 280 nm mittlerer Dicke 4,3 Defekte mit Durchbruchfeldstärken unter 200 V/μm auf einer Fläche von 100 mm² festgestellt wurden, ergab sich bei den 8 untersuchten Proben mit mehr als 500 nm Oxiddicke nur einmal ein Wert von mehr als einem Defekt auf der Fläche von 100 mm².

7.3 Eigenschaften der Resist- und Galvanikschichten

Um Abbildungsgenauigkeit, gute Haftung zwischen Struktur und Substrat und Defektfreiheit zu garantieren, müssen die auf das Substrat aufgetragenen Resist- und Galvanikschichten möglichst spannungsfrei sein. Um die Randbedingungen, unter denen spannungsarme Schichten hergestellt werden können, zu ermitteln, wurden Resist- und Galvanikschichten auf Siliziumsubstrate aufgebracht und deren innere Spannungen bestimmt.

7.3.1 Bestimmung der Schichteigenschaften

Eine Methode, die inneren Spannungen einer dünnen Schicht zu ermitteln, besteht darin, die Durchbiegung eines elastischen Substrates mit der bekannten Dicke d_s und dem Elastizitätsmodul E_s zu messen, nachdem die entsprechende Schicht aufgebracht wurde. Die inneren Spannungen σ_x der aufgetragenen Schicht mit der Dicke d_x lassen sich aus dem Krümmungsradius R des durchgebogenen Verbundes berechnen. Nach /40/ gilt dabei folgende Formel:

$$\sigma_x = \frac{1}{6 \cdot R} \cdot \frac{E_s}{1 - \nu_s} \cdot \frac{d_s^2}{d_x} \quad (7.1)$$

Wenn die Dicke der aufgetragenen Schicht wesentlich kleiner als die des Substrates ist, sind nur die mechanischen Kennwerte des Substrates wie Elastizitätsmodul E_s und Querdehnungszahl ν_s für die innere Spannung der aufgetragenen Schicht relevant.

Wenn als Substrat ein Wafer verwendet wird, kann durch einfache Messung der Durchbiegung mit einem Tastschnittgerät (Sloan Technology Corp., USA, Typ DEKTAK IIA) der Spannungszustand von Resist und Galvanikschichten ermittelt werden. Bei den Messungen erfolgte die Bestimmung des Krümmungsradius an jeweils zwei Linien von 30 mm Länge, die um 90° gegeneinander geneigt waren.

Untersucht wurden Resistsysteme, die aus PMMA (Polymethylmethacrylat) Gießharz mit BPO (Dibenzoylperoxid) als Härter, DMA (Dimethylanilin) als Initiator und MEMO (Methacryl-oxypropyl-trimethoxy-silan), das als Kettenvernetzer und Haftvermittler wirkt, polymerisiert wurden. Diese Resistsysteme wurden auch bei der Herstellung der Ventilprototypen verwendet. Bei der Bestimmung der inneren Spannungen wurde der Resist in Schichtdicken zwischen 50 und 100 μm auf Wafer aufgebracht. Die Dicke der Resistschichten und des Wafers wurden mit einem Meßtaster (Sony Magnescale Inc., Japan, Digital Indicator U30-F) mit einer Genauigkeit von $\pm 1 \mu\text{m}$ bestimmt. Insbesondere wurde ermittelt, inwiefern sich innere Spannungen aus dem Volumenschwund bei der Polymerisation durch Tempern abbauen lassen. Die durch den Temperprozeß wegen der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten erzeugten thermischen Spannungen wurden ebenso mit dieser Methode ermittelt.

Anhand einer weiteren Versuchsreihe wurden die inneren Spannungen in galvanisierten Nickelschichten bestimmt. Dabei wurden Nickelschichten von 50 μm Dicke ganzflächig auf Wafern mit einer Haftsicht aus Titan aufgebracht. Die Titanschicht verfälscht wegen ihrer geringen Dicke und des im Vergleich zu

Nickel kleinen Elastizitätsmoduls die Messung nur unwesentlich. Bei der Untersuchung wurden Stromdichte und Abscheidetemperatur variiert.

Bei den galvanisch abgeschiedenen Nickelschichten wurde zudem die Härte nach Vickers, die Stromausbeute des Elektrolyten bei den unterschiedlichen Betriebsparametern und die Rauhtiefe der Galvanikoberfläche bestimmt. Die Messung der Härte erfolgte mit einem Kleinlasthärteprüfgerät (Ernst Leitz Wetzlar GmbH, Typ Miniload 2) mit einer Prüflast von 0,981 N. Die Bestimmung der Stromausbeute des Elektrolyten erfolgte durch Berechnung der theoretisch abgeschiedenen Metallmenge mit Hilfe des Faradayschen Gesetzes anhand der eingestellten Stromstärke und Galvanisierzeit. Durch Abwiegen der vom Substrat gelösten galvanisierten Proben wurde die tatsächlich galvanisierte Metallmenge und die mittlere Schichtdicke ermittelt, die zur genauen Bestimmung der inneren Spannungen bekannt sein muß. Die Rauhtiefe wurde in Anlehnung an DIN 4768 als Mittelwert von fünf Messungen über eine Meßstrecke von 500 µm mit dem Tastschnittgerät ermittelt.

7.3.2 Ergebnisse der Messungen an den Resist- und Nickelschichten

Bei den Messungen der inneren Spannungen an den Resistschichten ergaben sich erhebliche Messunsicherheiten von bis zu 30%, die auf die starke Abhängigkeit des Polymerisationsablaufs bei nur minimal veränderten Ausgangsbedingungen zurückzuführen sind. Dennoch zeigte sich bei der Auswertung der untersuchten Proben ein einheitlicher Trend. Resistschichten weisen direkt nach der Polymerisation mittlere innere Zugspannungen bis zu einer Höhe von 7 MPa auf. Dieser Wert liegt deutlich unter der Reißfestigkeit des verwendeten PMMA-Resists, die im Bereich zwischen 30 und 50 MPa liegt. Durch den standardmäßig durchgeführten Temperprozeß mit einer Haltezeit von einer Stunde bei einer Temperatur von 110° C und einer Abkühlrate von 8° C pro Stunde auf Raumtemperatur /24/ konnten die mittleren Spannungen auf Werte im Bereich von 5 MPa reduziert werden. Eine weitere geringfügige Reduzierung der inneren Spannungen auf etwa 4 MPa konnte durch zusätzliche Temperprozesse bei Temperaturen von 45° C und Temperzeiten zwischen 12 und 24 Stunden erreicht werden. Die verbleibenden Zugspannungen sind vor allem auf die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Substrat und Resist zurückzuführen. Im Hinblick auf Spannungsrisse oder Strukturverzüge sind die gemessenen Werte für das vorliegende Design jedoch unkritisch.

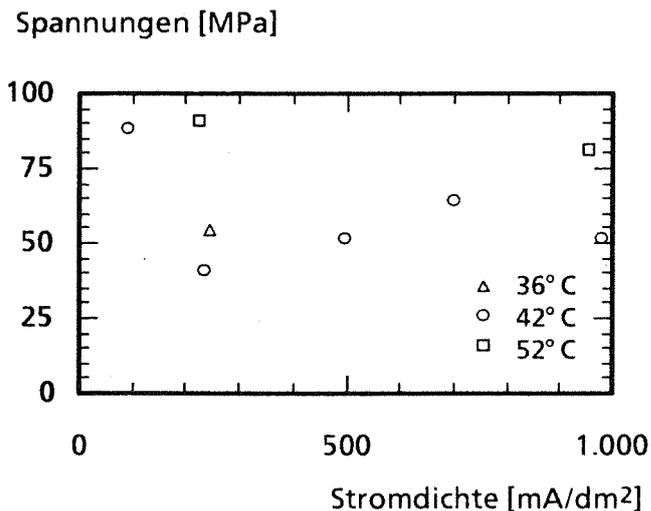
Die inneren Spannungen von galvanisierten Nickelschichten aus dem verwendeten Nickelsulfamatelektrolyten sind aus früheren Untersuchungen

bekannt /27/. Insbesondere wurde bei diesen Untersuchungen festgestellt, daß bei niedrigen Stromdichten zunehmend Druckspannungen in der abgeschiedenen Schicht induziert werden. Die inneren Spannungen wurden in /27/ durch Abscheidung auf Nickelsubstraten ermittelt und für die jeweiligen Abscheidungstemperaturen angegeben.

Auf den vorliegenden Fall einer Abscheidung auf einem Siliziumwafer sind die angegebenen Werte nur bedingt übertragbar. Da Silizium einen im Vergleich zu Nickel sehr geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten aufweist und die Abscheidung bei Temperaturen zwischen 40° und 60° C erfolgt, wurden anhand einer Versuchsreihe die inneren Spannungen bei Raumtemperatur ermittelt, die sich aus den arteigenen inneren Spannungen bei der Abscheidung und den durch die Abkühlung bedingten thermischen Spannungen zusammensetzen. Die thermischen Spannungen können durch niedrigere Abscheidetemperaturen gegenüber dem Standardprozeß reduziert werden. Daher wurden vor allem niedrige Abscheidetemperaturen in Verbindung mit niedrigen Stromdichten untersucht. Da bei niedrigen Stromdichten die Abscheidegeschwindigkeit sinkt, ist im Interesse kurzer Prozeßzeiten ein Kompromiß bei der Wahl der Abscheidungsbedingungen notwendig.

Werden die Nickelschichten nach den Standardabscheidungsbedingungen galvanisiert (Abscheidetemperatur 52° C, Stromdichte 1 A/dm²), so ergeben sich auf einem Siliziumsubstrat nach Abkühlung auf Raumtemperatur starke Zugspannungen von über 80 MPa. Eine reine Verkleinerung der Stromdichte bei der Abscheidung führt im untersuchten Stromdichtebereich bei Abscheidetemperaturen von 52° C nicht zu verminderten Spannungen. Daher wurde zusätzlich die Abscheidetemperatur auf 42° C reduziert, um den Einfluß der thermisch induzierten Spannungen zu minimieren. Bei dieser Temperatur sind noch alle im Elektrolyten vorhandenen Komponenten vollständig in Lösung. Bei der Normstromdichte von 1 A/dm² ergaben sich innere Spannungen im Bereich von 50 MPa. Mit einer Stromdichte von 250 mA/dm² konnten die inneren Spannungen bei Raumtemperatur auf Werte von 40 MPa reduziert werden. Die inneren Spannungen steigen bei einer weiteren Verkleinerung der Stromdichte auf 100 mA/dm² jedoch wieder in den Bereich um 90 MPa an. Auch bei Abscheidetemperaturen unterhalb von 42° C wurden wieder erhöhte innere Spannungen gemessen.

Ursachen für die erhöhten Spannungen bei extrem niedrigen Stromdichten liegen vermutlich in der verminderten Stromausbeute von nur noch 50% und der daraus resultierenden vermehrten Abscheidung von Wasserstoff und

**Abb. 7.7**

Innere Spannungen in ca. 40 μm dicken Nickelschichten auf Siliziumwafern bei Raumtemperatur. Die Meßunsicherheit liegt bei ± 5 MPa.

Nickelhydroxid an der Kathode /41/. Der abgeschiedene Wasserstoff wird zum Teil in die Galvanikschicht eingelagert und erhöht die Zugspannungen beträchtlich. In Abbildung 7.7 ist die Abhängigkeit der inneren Spannungen von den untersuchten Abscheidebedingungen aufgetragen.

Für die galvanische Abscheidung der Kondensatorstrukturen auf einem Siliziumsubstrat erwiesen sich Abscheidetemperaturen von 42° C bei Stromdichten von 200 bis 250 mA/dm² am geeignetsten. Die Stromausbeute liegt bei diesen Abscheidungen im Bereich von 90%, die inneren Spannungen sind mit Werten von 40 MPa relativ niedrig und führen nur zu geringen Strukturverzügen. Diese können anhand des Elastizitätsmoduls von Nickel (=200 kN/mm²) abgeschätzt werden und betragen 1,9 μm , wenn zum Beispiel der Läufer mit einer Länge von 9500 μm freigeätzt wird und relaxieren kann. Die niedrige Stromdichte bewirkt neben hoher Vickershärte von 378 ± 14 HV auch geringe Oberflächenrauigkeit mit einem Mittenrauhwert $R_a = 160$ nm. Die gegenüber den Standardabscheidungen wesentlich verbesserte Gleichmäßigkeit der Schichtdicke sorgt für geringeren Aufwand bei einer eventuellen Nachbearbeitung der Probenoberfläche.

Eine weitere Reduktion der inneren Spannungen für die abgeschiedenen Nickelschichten kann auf einem Siliziumsubstrat mit dem verwendeten Elektrolyten eventuell noch durch druckspannungserzeugende Zusätze erreicht werden. Dies konnte im Rahmen der Arbeit aus Zeitgründen nicht untersucht werden. Sind noch geringere innere Spannungen bei der Abscheidung erforderlich, können diese durch die Verwendung eines Substrates mit einem höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten realisiert werden.

8 Untersuchungen am Mikroventil

In den folgenden Abschnitten wird beschrieben, welche Eigenschaften die hergestellten Ventilprototypen aufweisen. Neben der Montage der Funktionsmuster wurde zum einen der erzielbare Durchfluß, zum anderen die bei der Bewegung des Läufers auftretende Reibungskraft untersucht. In orientierenden Versuchen konnte zudem die Funktionsfähigkeit des Antriebs nachgewiesen werden.

8.1 Montage der Funktionsmuster

Nach der Herstellung der röntgenlithografisch erzeugten Strukturen mußten diese sorgfältig von Verschmutzungen, die im Verlauf der Fertigung, in besonderem Maße beim Zerteilen des Substrates mit der Diamantsäge, aufgetreten waren, gereinigt werden. Als sinnvoll stellte sich eine Reinigung in deionisiertem Wasser von 30 bis 40° C unter Zusatz von Netzmitteln heraus. Stark haftende Verunreinigungen konnten durch eine nur wenige Sekunden dauernde Behandlung im Ultraschallbad beseitigt werden. Die Mikrostrukturen wurden, nachdem sie zur Entfernung des Netzmittels mehrfach in deionisiertem Wasser gespült wurden, zunächst im Stickstoffstrom und anschließend unter Vakuum getrocknet.

Da die Antriebsstrukturen aus Nickel bestehen, können sie im Verlauf des Herstellungsprozesses leicht magnetisiert werden. Eine Magnetisierung des Läufers führt nicht nur zu erhöhten Reibungskräften bei der Bewegung des Mikroventils, sondern erschwert auch die Montage. Daher muß das Funktionsmuster vor der Montage entmagnetisiert werden. Die vorliegenden Mikrostrukturen wurden im magnetischen Wechselfeld einer Spule mit abnehmender Amplitude entmagnetisiert.

Der Läufer wurde anschließend mit Hilfe einer Vakuumpinzette und eines Mikromanipulators montiert. Zur Montage wurde der Läufer justiert auf die feststehende Mikrostruktur aufgelegt. Durch leichtes Klopfen auf den Montagetisch zentrierten sich die Strukturen dann selbst und fielen in die korrekte Position. Antriebsstrukturen mit makroskopischen Deformationen von mehr als 2 µm, wie sie zum Beispiel unter nicht optimierten Galvanikbedingungen entstehen, konnten mit der beschriebenen Methode nicht mehr montiert werden.

Der Läufer konnte nach der Montage mit Hilfe des Mikromanipulators bewegt werden. Um die Oberfläche der Strukturen nicht zu beschädigen, wurde zur Überprüfung der Beweglichkeit eine mit Silikonkautschuk oder PVC beschichtete Prüfspitze verwendet.

Beispiele für montierte Antriebsstrukturen und einige wesentliche Strukturdetails sind in den Abbildungen 8.1 bis 8.4 dargestellt.

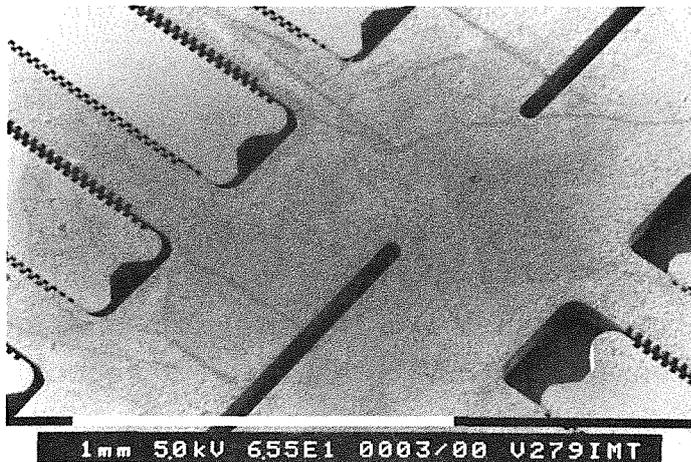


Abb. 8.1

Montierter Läufer mit zwei Ventilschlitz. Der Läufer kann senkrecht zu den Ventilschlitz um $100\ \mu\text{m}$ verschoben werden. Auf dem gesamten Mikroventil existieren fünf derartige Ventilschlitz, die gleichgroße Öffnungen der Substratplatte verschließen oder freigeben. Die Höhe des Funktionsmusters beträgt $100\ \mu\text{m}$.

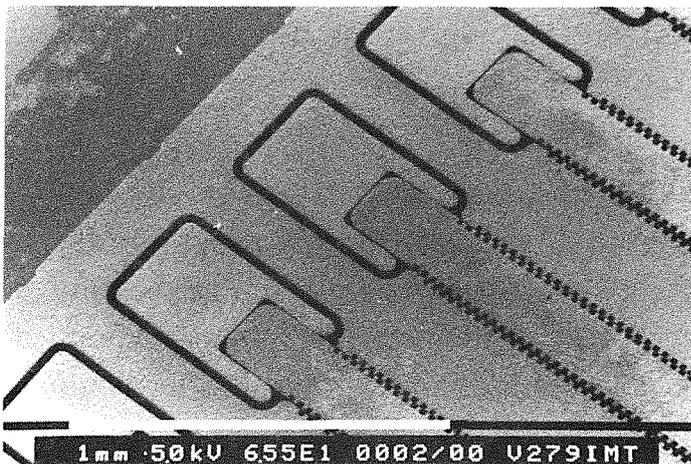


Abb. 8.2

Lagerelemente für den Läufer. Die Lagerelemente sind von den feststehenden Elektroden durch Luftspalte von $25\ \mu\text{m}$ elektrisch isoliert, der Läufer kann durch die Lagerelemente kontaktiert werden und ist linear um $100\ \mu\text{m}$ verschiebbar.

Nach der Montage werden Fertigungstoleranzen besonders an der Asymmetrie des Lagerspiels sichtbar, da hier bewegliche und auf dem Substrat verankerte Strukturen eng nebeneinander vorliegen. Bei den montierten Funktionsmustern stellte sich heraus, daß der bewegliche Läufer in jedem Fall kleiner als die verankerten Elemente ist. Die zur Strukturmitte zeigenden Spalte des Lagerspiels sind daher am Rand der Ventilstruktur, wo sich die Maßabweichungen am stärksten auswirken, um $0,8$ bis $1,0\ \mu\text{m}$ kleiner als die gegenüberliegenden Spalte. Aus der Toleranz beim Lagerspalt läßt sich der Gesamtverzug der Läuferstruktur mit $2\ \mu\text{m}$ abschätzen. Dieser Wert stimmt gut mit der theoretisch

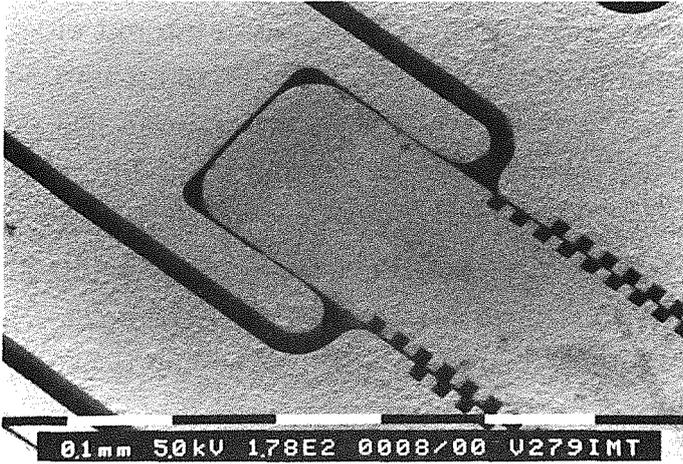


Abb. 8.3

Vergrößerter Ausschnitt von Abbildung 8.2. Das Lagerspiel beträgt $1,6 \mu\text{m}$, der Läufer liegt nur entlang einer Kontaktfläche von $50 \mu\text{m}$ Länge am Lagerelement an.

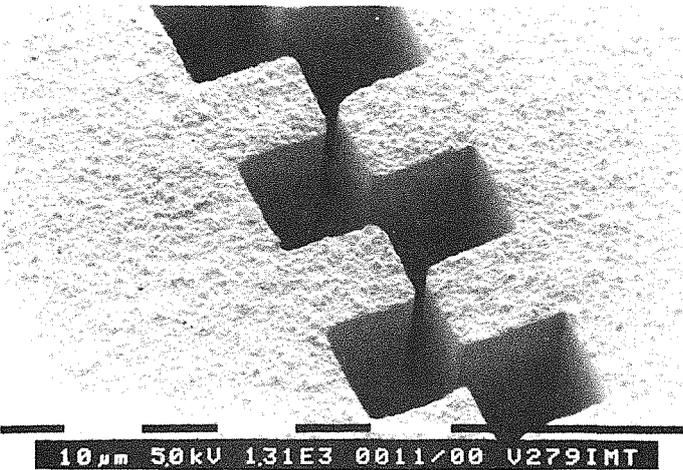


Abb. 8.4

Einzelheiten der Kondensatorstrukturen. Der Läufer befindet sich links im Bild. Der Luftspalt zwischen den Kondensatorgruppen beträgt $3,2 \mu\text{m}$. Über die Strukturhöhe von $100 \mu\text{m}$ ist keinerlei Abweichung von diesem Wert meßbar.

anhand der Eigenspannungen der Nickelgalvanik berechneten Kontraktion freigeätzter Läuferstrukturen von $1,9 \mu\text{m}$ überein.

Die Asymmetrie des Kondensatorluftspaltes beträgt im Randbereich des Mikroventils ebenfalls $0,8$ bis $1,0 \mu\text{m}$. Dieser Wert liegt in der Größenordnung der in Kapitel 5 vorgegebenen Toleranzgrenze. Da zudem, wie in Abschnitt 7.1 gezeigt wurde, Metallstrukturen beim röntgentiefenlithographischen Fertigungsprozeß größer als im Entwurf wiedergegeben werden und somit die Absolutbreite des Kondensatorspaltes sinkt, wirkt sich diese Asymmetrie besonders stark aus.

8.2 Bestimmung der Durchflußkennlinie

Die Bestimmung der Durchflußkennlinie erfolgte an Siliziumscheiben mit anisotrop eingetätzten Steuerschlitzten und aufgelegtem Läufer, die in ein geeignetes Kunststoffgehäuse montiert waren. Als durchströmende Medien wurden gefilterte, ölfreie Druckluft und Stickstoff verwendet. Der Druck vor der

Ventilstruktur wurde mit einem Präzisionsdruckregler mit einer Toleranz von 2000 Pa eingestellt, der Durchfluß wurde hinter der Schlitzgeometrie mit einem kalibrierten Schwebekörperdurchflußmessgerät mit einer Genauigkeit von 5% ermittelt. Das Gas strömte hinter dem Durchflußmeßgerät ins Freie ab. Da der Druckabfall im Durchflußmeßgerät zu vernachlässigen ist, kann für den Druck hinter dem Ventil der jeweilige Luftdruck eingesetzt werden. Bei den geätzten Ventilstrukturen wurde der Durchfluß bis zu einem Differenzdruck von 100.000 Pa untersucht. Da die geätzten Ventilstrukturen wegen nicht vollständig durchgeführter Ätzung der Strömungskanäle nicht die im Design vorgesehene Schlitzlänge von 5 mm aufwiesen, wurden die gemessenen Durchflußwerte auf eine Schlitzlänge von 5 mm normiert.

Die ermittelten Durchflußwerte für Stickstoff und Luft unterscheiden sich im Rahmen der Meßgenauigkeit nicht, daher wird in der graphischen Darstellung der gemittelten Ergebnisse in Abbildung 8.5 nicht zwischen diesen beiden Fällen unterschieden. Bei der graphischen Darstellung fällt auf, daß die gemessenen Durchflußwerte im untersuchten Druckbereich kleiner als die berechneten Werte sind. Insbesondere im Bereich kleiner Differenzdrücke wurden zu große Durchflußwerte berechnet. Hier ist wahrscheinlich der Reibungseinfluß der Grenzschicht größer als in dem in Kapitel 2 vorgestellten Modell und die vorliegende Strömung liegt näher an einer Poiseuilleströmung. In den Bereichen größerer Differenzdrücke nähern sich die berechneten und gemessenen Durchflußwerte wieder an. Die Genauigkeit der Abschätzung für die geätzten Strukturen ist oberhalb von 70.000 Pa besser als 10%.

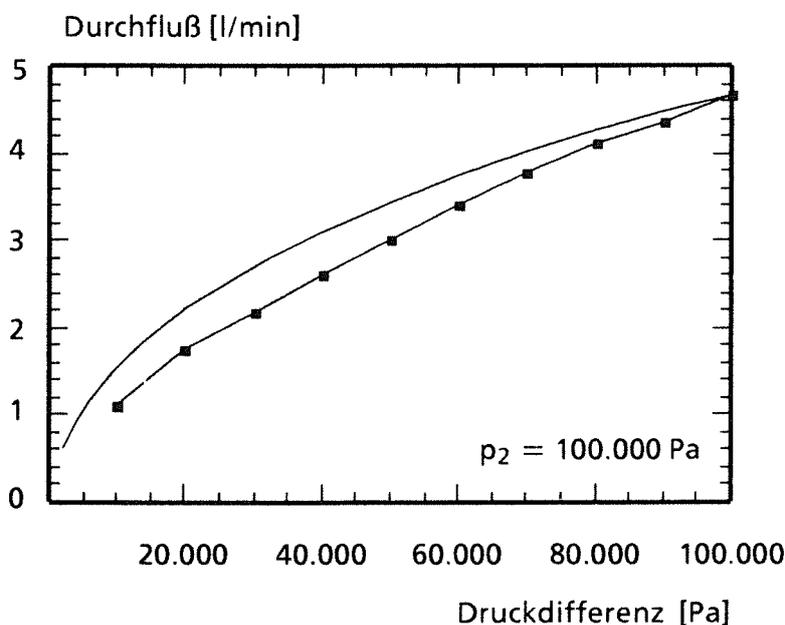


Abb. 8.5
An Mikroventilstrukturen ermittelte Durchflußwerte. Zum Vergleich ist die berechnete Durchflußkurve eingezeichnet. Die Meßwerte wurden auf eine Gesamtschlitzlänge von 5 mm normiert.

8.3 Bestimmung der Reibungskräfte

In dem Mikroventil treten bei einer Bewegung des Läufers Reibungskräfte auf, die im wesentlichen in die Reibungskräfte zwischen Läufer und Substrat und zwischen Läufer und Lagerelement unterteilt werden können. Die auftretenden Reibungskräfte können wegen der Abmessungen der Strukturen und der erwarteten Größenordnung der Kräfte nicht ohne weiteres mit konventionellen Kraftsensoren ermittelt werden, vor allem jedoch ist eine Unterscheidung der unterschiedlichen Reibungseffekte schwierig. Diese Problematik kann umgangen werden, indem auf die Mikrostrukturen definierte Kräfte in Bewegungsrichtung und senkrecht dazu aufgebracht werden und das Überschreiten der Haftreibung anhand der Bewegung des Läufers nachgewiesen wird.

Die Ventilstrukturen wurden zu diesem Zweck auf einer Montageplatte aufgebracht und durch Rotation dieser Platte eine Zentripetalbeschleunigung auf den beweglichen Läufer ausgeübt. Die radial auf den Läufer wirkende Kraft kann anhand der Umdrehungsgeschwindigkeit der Montageplatte, der Masse des Läufers und des Abstandes vom Drehpunkt berechnet werden.

Bei einem Läufer, dessen Bewegungsrichtung durch die Montage nicht radial, sondern in einem Winkel zum Radius verläuft, kann auf den Läufer auch eine definierte Kraft senkrecht zur Bewegungsrichtung ausgeübt werden und das Verhalten unter kombinierten Quer- und Längskräften untersucht werden.

Bei der Messung wurde die Bewegung des Läufers durch die auftretenden Zentrifugalkräfte von einer Endlage in die andere untersucht. Die Grenzdrehzahl der Montageplatte, bei der eine Bewegung des Läufers beobachtet werden konnte, wurde elektronisch ermittelt. Um ausreichende Meßgenauigkeit zu gewährleisten, wurden die Versuche mindestens 10 mal durchgeführt, wobei der Läufer zwischen den einzelnen Versuchen mechanisch bewegt wurde, um den Einfluß der auftretenden Adhäsionskräfte zu kompensieren. Die Montageplatte wurde bei dem Meßprogramm innerhalb von 1,5 s auf die zu untersuchende Drehzahl beschleunigt, die für 10 s eingehalten wurde. Die Abbremsung der Meßplatte erfolgte ebenfalls innerhalb von 1,5 s. Die beim Beschleunigen und Abbremsen auf den Läufer wirkende Kraft ist bei diesem Verfahren mindestens um einen Faktor 20 kleiner als die notwendige Schaltkraft. Ein Einfluß der Beschleunigungs- und Abbremsvorgänge auf den Schaltvorgang konnte im Rahmen der Meßgenauigkeit nicht festgestellt werden. Mit der verwendeten Anordnung konnten die Schaltkräfte bei Abständen von 50 mm zur Drehachse mit einer Meßgenauigkeit von $\pm 50 \mu\text{N}$ ermittelt werden.

Die notwendigen Schaltkräfte variierten bei den untersuchten Ventilstrukturen um eine Größenordnung. Sie lagen ohne Einfluß von Querkräften, je nach untersuchter Mikrostruktur, im Bereich von 0,7 bis 8,3 mN. Bei Mustern mit Schaltkräften über 3 mN konnten in der Regel kleine Strukturfehler mit Abmessungen im Bereich von 1 µm gefunden werden, die für erhöhte Reibung sorgen. Typische Werte für die Schaltkräfte bei defektfreien Strukturen liegen im Bereich von 0,9 bis 1,5 mN, solange keine Querkräfte auf die Lagerelemente wirken.

Berechnet man aus dem Gewicht der Mikrostruktur und der Schaltkraft den Reibungskoeffizienten zwischen Substratplatte und Läufer, so erhält man Haftreibungskoeffizienten zwischen 2,0 und 3,3. Diese Werte liegen im Widerspruch zu den an makroskopischen Strukturen mit derselben Meßmethode ermittelten Haftreibungskoeffizienten von $0,5 \pm 0,2$. Es wird daher davon ausgegangen, daß ein erheblicher Anteil der Haftreibung zwischen Läufer und Substrat durch Adhäsionseffekte zwischen den extrem glatten Strukturoberflächen verursacht wird.

Wie erwartet, steigen die Betätigungskräfte für das Mikroventil mit wachsenden Querkräften an. Aus den Meßdaten kann auf einen Haftreibungskoeffizienten von $1,1 \pm 0,4$ für die Reibung zwischen Läufer und Lagerelementen geschlossen werden. Auch dieser Wert steht im Widerspruch zu den Haftreibungskoeffizienten, die zwischen makroskopischen Nickelstrukturen mit $0,6 \pm 0,1$ ermittelt wurden. Da die untersuchten Strukturen keine erkennbaren

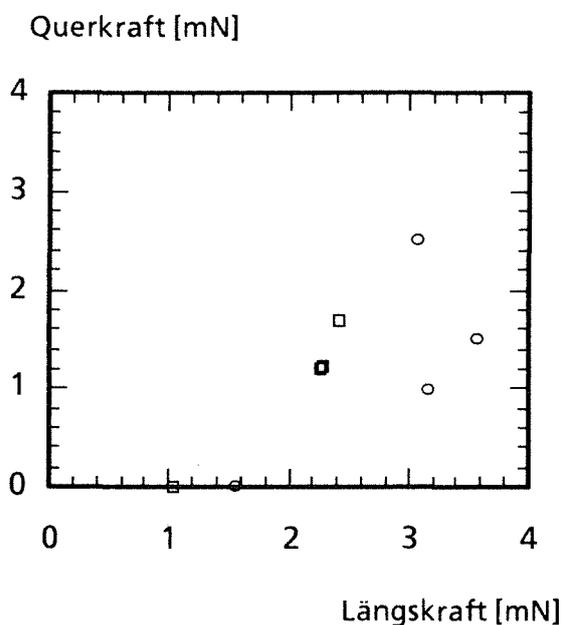


Abb. 8.6
Vergleich der zum Schaltvorgang notwendigen Längskräfte in Abhängigkeit der auftretenden Querkräfte bei zwei Funktionsmustern.

Unterschiede aufweisen, ist hier wahrscheinlich ebenfalls Adhäsion für die starke Streuung der Meßwerte verantwortlich.

Die Reibungskräfte konnten durch das Aufbringen von flüssigen Schmiermitteln wie zum Beispiel dünnflüssiges Silikonöl oder Isopropanol nicht gesenkt werden. Eine Bewegung der Mikrostrukturen konnte in diesen Fällen erst bei Kräften, die um mindestens eine Größenordnung über den Kräften ohne Schmierung lagen, nachgewiesen werden. Für das Ansteigen der Betätigungskräfte sind wahrscheinlich Kapillarkräfte in den nur wenige Mikrometer breiten Kondensator- und Lagerspalten verantwortlich. Nach dem Aufbringen einer dünnen Goldschicht auf den Läufer wurden ebenfalls geringfügig erhöhte Betätigungskräfte gemessen.

8.4 Test zur elektrischen Funktionsprüfung

Um die Funktionsfähigkeit des Mikroventils nachzuweisen, wurden an den hergestellten Funktionsmustern orientierende Versuche durchgeführt. Aus den Messungen zu den Reibungskräften folgt, daß bei der Betätigung des Ventils wegen nicht vollständig eingehaltener Sollmaße mit erheblichen Reibungskräften zu rechnen ist. Die Sollmaße, besonders die Symmetrie der Läuferkondensatoren, werden am besten im Bereich der mittleren Elektrodengruppe eingehalten. Daher wurden die orientierenden Versuche auf diese Kondensatorgruppen beschränkt. Da nur diese Gruppen kontaktiert waren, konnte mit den durchgeführten Untersuchungen das Weiterschalten des Läufers von einer Kondensatorgruppe zur nächsten nicht überprüft werden.

Das Funktionsmuster wurde zur Funktionsprüfung auf eine Epoxidharzgrundplatte montiert. Die elektrische Kontaktierung der feststehenden Kondensatorgruppen und der Lagerelemente erfolgte mittels Silberleitlack.

Zwischen den feststehenden Elektrodengruppen wurden nach der Kontaktierung ohmsche Widerstände unter $10^3 \text{ M}\Omega$ gemessen. Dieser Wert liegt mindestens eine Größenordnung unterhalb des Widerstandes, der an unstrukturierten SiO_2 -Schichten gemessen wurde. Der geringere Widerstand resultiert wahrscheinlich aus Oberflächenströmen in den nur $25 \mu\text{m}$ breiten Isolationsspalten zwischen den Kondensatorgruppen. Zwischen Läufer und Lagerelementen wurden bei einer Kontaktierung mit Prüfspitzen Widerstände zwischen $1\text{k}\Omega$ und mehreren $\text{M}\Omega$ ermittelt. Die starke Variation dieses Widerstandes deutet auf eine Oberflächenpassivierung der Nickelstrukturen hin. Um den Einfluß des erheblich schwankenden Übergangswiderstandes zu minimieren, wurde der Läufer mittels eines $40 \mu\text{m}$ dicken Kupferdrahtes, der ebenfalls mit Silberleitlack befestigt

wurde, kontaktiert. Die gemessenen Übergangswiderstände lagen danach im Bereich von wenigen Ohm.

Die elektrischen Funktionstests wurden mit Wechselspannung bis zu einer Höhe von $60 V_{SS}$ und an Gleichspannung bis zu $200 V$ durchgeführt. Die Wechselspannungsmessungen erfolgten mit einem Funktionsgenerator (Wavetek Corp., USA, Model 116) bei unterschiedlichen Frequenzen. Bis zu der Spitzenspannung von maximal $60 V_{SS}$, die mit einem nachgeschalteten LC Serienresonanzkreis erreicht wurde, konnte unter dem Mikroskop keine Bewegung des Läufers in Längsrichtung nachgewiesen werden. Allerdings war die Frequenz der angelegten Wechselspannung bei Spannungen über $20 V_{SS}$ deutlich hörbar. Im Bereich zwischen 9 und 10 kHz ergab sich eine wahrnehmbare Anhebung der Lautstärke. Vermutlich ist dies auf eine mechanische Resonanz des Läufers zurückzuführen.

Bei den Untersuchungen mit Gleichspannung wurde zunächst bis zu Spannungen von $200 V$ ebenfalls kein Schalten des Läufers nachgewiesen. Unter dem Mikroskop war jedoch zu erkennen, daß Querkräfte auf den Läufer wirkten. Dies äußerte sich in einer Vergrößerung der Asymmetrie der Kondensatorspalte. Ebenfalls konnte beobachtet werden, daß der Läufer sich in Richtung auf die Substratplatte absenkt. Dies ist eine Folge der in der Substratplatte durch die feststehenden Kondensatorplatten induzierten Ladungen.

Um die Aufladung des Substrates und daraus resultierende Kräfte zwischen Substrat und Läufer zu vermeiden, wurde die Substratplatte auf Läuferpotential gelegt. Nach dieser Maßnahme konnte mehrfach bei Kondensatorspannungen zwischen 80 und $150 V$ eine Bewegung des Läufers um eine halbe Kondensatorteilung nachgewiesen werden. Bei einer Strukturhöhe von $100 \mu m$ ergeben sich - auf Grundlage der Berechnungen in Kapitel 3 - für diese Betriebsspannungen mittlere Schaltkräfte zwischen $0,6$ mN und $2,1$ mN. Die Maximalkräfte liegen um bis zu 30% höher.

Wie bei den vorhergehenden Versuchen wurde die Vergrößerung der Asymmetrie der Kondensatorspalte als Folge der auftretenden Querkräfte beobachtet. An zwei Stellen führte diese Asymmetrie an Staubpartikeln zum Spannungsdurchbruch und somit zur Zerstörung von Kondensatorzähnen.

Die erheblichen Unterschiede in der Schaltspannung für den Antrieb sind in Übereinstimmung mit der im vorhergehenden Abschnitt ermittelten Variation der Reibungskräfte. Um die Schaltspannung zu verringern und um ein reproduzierbares Schalten des Ventils zu ermöglichen, müssen die Maßabweichungen im Prozeß weiter reduziert werden und die Lagerung des Läufers reibungsärmer ausgelegt werden.

9

Diskussion und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden die Grundlagen zur Herstellung eines elektrostatisch angetriebenen Mikroventils erarbeitet. Die prinzipielle Funktionstüchtigkeit des Ventils wurde anhand von ersten Fertigungsmustern demonstriert. Im theoretischen Teil der Arbeit wurde anhand von numerischen Berechnungen gezeigt, wie ein elektrostatischer Antrieb bei vorgegebener Grundfläche durch Modifikationen in der Geometrie der Antriebskondensatoren in seinen Stellkräften optimiert werden kann. Der Durchfluß konnte mit Hilfe der Grenzschichttheorie analytisch berechnet werden. Anhand dieser Grundlagen und mit Hilfe der fertigungstechnischen Grundlagen der Mikromechanik wurde schließlich ein Design und ein Herstellungsverfahren für das Mikroventil entwickelt. Es wurde gezeigt, daß mit diesem Fertigungsverfahren, das auf Techniken des LIGA-Verfahrens und des anisotropen Ätzens von Silizium beruht, ein Mikroventil mit integriertem Antrieb realisiert werden kann. Anhand der hergestellten Muster wurde der Fertigungsprozeß detailliert untersucht. Die Fertigungsmuster wurden orientierenden Funktionsprüfungen unterzogen und die Ergebnisse mit den theoretischen Berechnungen verglichen.

Um den geforderten Durchfluß von 5 Litern Luft pro Minute bei einem Differenzdruck von 100.000 Pa zu ermöglichen, wurden die Strömungsverhältnisse in den Strömungskanälen des Mikroventils mit Hilfe der Grenzschichttheorie untersucht. Es zeigte sich, daß bei kurzen Strömungswegen von 500 μm und Kanalbreiten von 50 μm der Einfluß der Reibung nur gering ist. Die Strömung kann bei Differenzdrücken über 20.000 Pa in guter Übereinstimmung mit dem Experiment als reibungsfreie Kernströmung mit reibungsbehafteter Grenzschicht beschrieben werden. Um den notwendigen Schaltweg gering zu halten, wurden daher Strömungskanäle von 50 μm Breite für das Ventil vorgesehen.

Die Analyse unterschiedlicher Antriebsprinzipien zeigte, daß ein elektrostatischer Antrieb die Anforderungen, die an das Mikroventil in Bezug auf Stellkräfte oder Stellwege gestellt werden, erfüllen kann. Da er nur geringe Leistungsaufnahme aufweist und darüber hinaus prinzipiell einfach zu strukturieren ist, wurde für das in dieser Arbeit beschriebene Mikroventil ein elektrostatischer Linearantrieb mit variabler Kapazität ausgewählt.

Anhand von Berechnungen der elektrostatischen Felder in den Antriebskondensatoren konnte gezeigt werden, wie die Kraft, die ein elektrostatischer Antrieb erzeugt, quantitativ von der geometrischen Auslegung seiner Antriebs-

kondensatoren abhängt. Auf der Grundlage dieser Analyse wurde das Design der Antriebskondensatoren so gewählt, daß der Kraftverlauf bei gegebener Substratfläche und unter Berücksichtigung der Fertigungstoleranzen einen möglichst günstigen Wert annimmt. Die absolute Höhe der möglichen Stellkraft wird durch die Höhe der Antriebskondensatoren sowie durch die Genauigkeit des Fertigungsverfahrens bestimmt. Es konnte weiterhin gezeigt werden, daß bei der Herstellung eines elektrostatischen Antriebs Fertigungstoleranzen von 10% der Luftspaltbreite einzuhalten sind, um eine einwandfreie Funktion zu gewährleisten. Die Grundlagen zur theoretischen Berechnung der Leistungsdaten des Antriebs auf Grundlage des Designs wurden ebenfalls zur Verfügung gestellt.

Unter Berücksichtigung der theoretisch berechneten Toleranzgrenzen und der fertigungstechnischen Möglichkeiten und Grenzen verschiedener mikro-mechanischer Strukturierungsverfahren wurde ein Entwurf für erste Funktionsmuster eines Mikroventils erstellt. Bei diesem Entwurf wurde besonders berücksichtigt, daß sich die einzelnen Funktionselemente des Antriebs und des Schließelements im Gesamtsystem gegenseitig beeinflussen. Im Hinblick auf einfachen Aufbau des Mikroventils wurde daher die Bauart eines Schiebers gewählt, bei dem die Antriebskondensatoren und die fluidischen Stellelemente in einem einzigen Bauteil integriert sind.

Das Mikroventil wird auf einer Substratplatte aus Silizium mit anisotrop eingetätzten Strömungskanälen aufgebaut. Diese Strömungskanäle werden durch den Läufer - eine bewegliche Nickelplatte mit entsprechenden Strömungsöffnungen - je nach Stellung verschlossen oder freigegeben. Der Läufer ist in Form eines Doppelkammes, dessen Zinken mit Kondensatorstrukturen versehen sind, ausgebildet. Er wird in Gleitlagern, die auf der Substratplatte verankert sind, geführt und elektrisch kontaktiert. Die feststehenden Kondensatorelemente werden direkt auf der Substratplatte aufgebaut, wobei sie elektrisch durch eine Oxidschicht gegenüber Substrat und Läufer isoliert werden.

Durch die Integration von Schließelement und Läufer existiert im gesamten System nur ein einziges bewegliches Bauelement. Die durch die hohen geforderten Differenzdrücke bedingten Abmessungen des Schließelementes führen zu einem mechanisch stabilen Bauelement, das gut geeignet ist, die Kräfte der einzelnen Kondensatorelemente mechanisch zu addieren und diese auch elektrisch mit geringem ohmschen Widerstand zu verbinden. Dies vereinfacht nicht nur Herstellungsverfahren und Montage, sondern hält auch die bei der Bewegung entstehenden Massen- und Trägheitskräfte gering. Zudem ist keinerlei mechanische Kraft- oder Wegübersetzung notwendig, um Antrieb und

Schließelement mechanisch zu verbinden. Da die aus der Fluidströmung resultierenden Kräfte senkrecht zum Läufer verlaufen, ist der Antrieb mechanisch von Einflüssen der Strömung entkoppelt - der Läufer bleibt auch bei Änderungen der Fluidströmung in seiner jeweiligen Lage. Ebenso sind die Lagerelemente von fluidischen Einflüssen entkoppelt, sie müssen nur noch die Führung des Läufers gegen die elektrischen Querkräfte gewährleisten.

Unter den Randbedingungen der einfachen Fertigung einer geringen Stückzahl von Labormustern wurde ein Herstellungsprozeß für das beschriebene Mikroventil ausgearbeitet und bezüglich seiner Strukturierungsgenauigkeit charakterisiert. Der in dieser Arbeit verwendete Herstellungsprozeß basiert im wesentlichen auf zwei unterschiedlichen Verfahren zur Mikrostrukturierung, die hier erstmals kombiniert wurden. Die Kondensatoren der Antriebsstruktur werden mit Hilfe der LIGA-Technik hergestellt, da diese bei großer Strukturhöhe bis zu mehreren hundert Mikrometern eine freie Geometriewahl der Kondensatoren ermöglicht.

Die Strukturierung der Substratplatte mit den fluidischen Anschlüssen erfolgt mit den bereits in der Massenfertigung von Sensoren etablierten Methoden des anisotropen Ätzens von einkristallinem Silizium. Zur Herstellung der Anschlußkanäle für das Medium ist die Siliziumätztechnik gut geeignet - insbesondere da sie keinen hohen apparativen Aufwand erfordert und die Verwendung von Silizium als Substratmaterial ohnehin wegen der Kompatibilität zur Mikroelektronik wünschenswert ist.

Zu Beginn dieser Arbeit waren einige Prozeßschritte, die zur Herstellung eines Antriebs zwingend erforderlich sind, noch nicht bekannt. Insbesondere waren in der LIGA-Technik keine Isolierschichten verfügbar, auf denen sich metallische Mikrostrukturen mit ausreichender Haftung erzeugen ließen. Auch die Herstellung beweglicher Mikrostrukturen war zu Beginn dieser Arbeit noch nicht erprobt und die Maßabweichungen, die bei der Herstellung der Röntgenmasken auftreten, nicht bekannt.

Daher wurde der Fertigungsprozeß auf die für die Funktion des Ventils wesentlichen Schritte reduziert. So wurden Stator und Läufer getrennt prozessiert und erst später montiert. Es zeigte sich, daß der Herstellungsprozeß mit guter Reproduzierbarkeit durchgeführt werden kann und die Montage der einzelnen Bauteile keine Probleme aufwirft. Das beschriebene Verfahren ermöglicht die Herstellung von ersten Prototypen für Funktionstests und erlaubt Untersuchungen zur Fertigungsgenauigkeit und den bis dahin unbekanntem Fertigungsschritten mit relativ geringem Zeitaufwand.

Die separate Herstellung von Läufer und Stator bietet bei der Herstellung von Mikroventilen im Labormaßstab einige Vorteile gegenüber einer integrierten Fertigung unter Verwendung einer strukturierten Opferschicht: Zunächst ist es nicht notwendig, eine Opferschicht zu strukturieren, um später selektiv den Läufer freizuätzen. So kann eine zusätzliche Maskenebene, die eine justierte Belichtung erfordert, entfallen. Weiterhin sind Statoren und Läufer austauschbare Teile, so daß im Falle von Maskenfehlern funktionsfähige Komponenten beliebig kombiniert werden können. Da die nur wenige Mikrometer breiten und spannungsrißgefährdeten Kondensator- und Lagerspalte nicht mehr strukturiert werden müssen, werden schließlich die Anforderungen an die Tiefenlithografie reduziert.

In dieser Arbeit wurde erstmals die Kombination von Fertigungsschritten aus der anisotropen Siliziumätztechnik mit dem LIGA-Verfahren gezeigt. Insbesondere konnten LIGA-Strukturen haftfest auf den in der Mikroelektronik und beim naßchemischen Ätzen gebräuchlichen SiO_2 -Schichten hergestellt werden. Dies ermöglicht vor allem die Herstellung elektrisch voneinander isolierter Strukturen mit nahezu beliebiger Geometrie und Strukturhöhen im Bereich von einigen hundert Mikrometern. Die Durchbruchsspannung zwischen den Mikrostrukturen liegt bei den in dieser Arbeit verwendeten Isolierschichten im Bereich von 400 V, der Widerstand zwischen benachbarten Strukturen ist höher als $10^3 \text{ M}\Omega$.

Anhand der hergestellten Funktionsmuster wurde die Strukturierungsgenauigkeit des LIGA-Verfahrens und dessen Maßabweichungen bestimmt. Mit Hilfe einer Maßverfolgung konnte demonstriert werden, daß durch Beugung und Dunkelabtrag Metallstrukturen der Mikrostruktur um 500 bis 650 nm größer als der Entwurf wiedergegeben werden. Wenn diese Abweichung bei zukünftigen Entwürfen durch einen Prozeßvorhalt kompensiert wird, kann die Maßhaltigkeit von Mikrostrukturen wesentlich verbessert werden. Eine weitere, hier nicht quantitativ untersuchte Ursache für Maßabweichungen ist die Maskenherstellung, die zu erheblichen makroskopischen Verzügen führen kann, sich jedoch bei der Herstellung von Mikrostrukturen mit kleinen Abmessungen nur in geringem Maße auswirkt.

Die Kondensatorstrukturen für das Mikroventil bestehen aus Nickel, da dieses neben einer ausreichenden elektrischen Leitfähigkeit gute mechanische Eigenschaften aufweist. Um bei der galvanischen Herstellung dieser Strukturen geringe innere Spannungen und geringe Maßabweichungen zu erzielen, wurden die Prozeßparameter zur Abscheidung von Nickelschichten auf Substraten mit geringem thermischen Ausdehnungskoeffizienten optimiert. Die inneren

Spannungen, die sich besonders bei der Herstellung frei beweglicher Strukturen durch Strukturverzüge bemerkbar machen, konnten durch Abscheidung bei 42° C und einer Stromdichte von 0,25 A/dm² von 80 MPa auf Werte im Bereich von 40 MPa reduziert werden. Unter Verwendung der modifizierten Abscheidebedingungen können die relativen Längenänderungen einer freigeätzten Struktur bei verbesserten Schichteigenschaften kleiner als $2 \cdot 10^{-4}$ gehalten werden. Da die Längenänderungen quantitativ und reproduzierbar ermittelt wurden, ist es möglich, diese anhand eines Prozeßvorhaltes weitgehend zu kompensieren.

An den Funktionsmustern wurden die Reibungskräfte, die bei einer elektrostatischen Bewegung des Läufers überwunden werden müssen, quantitativ ermittelt. Die gemessenen Reibungskoeffizienten liegen etwa um den Faktor 2 höher als die an makroskopischen Strukturen ermittelten Werte. Vermutlich ist dies auf Adhäsion zwischen den extrem ebenen Strukturoberflächen zurückzuführen. Die bei unterschiedlichen Funktionsmustern erheblich variierenden Reibungskräfte erhöhen die bei einer Betätigung des Ventils zu erbringende Kraft wesentlich.

Die geforderten Sollmaße werden in der Mitte der Antriebsstrukturen mit guter Genauigkeit eingehalten. In orientierenden Versuchen konnte die Funktionsfähigkeit dieser Teile des Antriebs nachgewiesen werden. Die Funktionsmuster benötigten für eine Bewegung Spannungen zwischen 80 und 150 V. Dies entspricht mittleren Schaltkräften im Bereich zwischen 0,6 und 2,1 mN. Es konnte ebenfalls beobachtet werden, daß die auftretenden Querkräfte eine seitliche Verschiebung des Läufers bewirken. Bei zu starker Asymmetrie des Läufers kann bis zu Betriebsspannungen von 200 V keine Bewegung erzielt werden.

Aus den Erkenntnissen, die bei der Herstellung der ersten Funktionsmuster gewonnen wurden, lassen sich weitgehende Verbesserungen für die Herstellung weiterer Mikroaktuatoren ableiten. Dies betrifft zum einen die Erhöhung des Wirkungsgrades und die Verkleinerung der Reibungskräfte, die sich durch geringfügige Modifikationen des Designs erzielen lassen. Zum anderen kann der verwendete Herstellungsprozeß auf der Grundlage der ermittelten Maßabweichungen modifiziert werden, um neben höherer Strukturierungsgenauigkeit auch eine kostengünstigere Fertigung zu ermöglichen.

Der elektrostatische Antrieb wurde in der vorliegenden Arbeit in erster Linie zur Erzeugung hoher Kräfte ausgelegt. Aus Gründen eines vereinfachten Fertigungsprozesses wurde zur Isolation der Elektroden eine relativ dünne Isolationsschicht verwendet. Wegen der daraus resultierenden hohen Kapazität zwischen Elektroden und Substratplatte liegt der Wirkungsgrad mit einer einfachen

elektrischen Ansteuerung bei nur 1,5%. Durch die Verwendung einer dickeren Isolierschicht und Verkleinern der Elektrodenrundfläche kann der Wirkungsgrad jedoch auf bis zu 20% erhöht werden.

Um den gesamten Bereich der Antriebsstrukturen zur Krafterzeugung nutzen zu können, müssen noch geringere Maßabweichungen als bisher erzielt werden. Dies erscheint realisierbar, wenn bei der Herstellung der Masken die in dieser Arbeit ermittelten Prozeßvorhalte berücksichtigt werden. Für Antriebe, deren Gesamtabmessungen kleiner als die des beschriebenen Mikroventils sind, ist unter Umständen auch ohne Prozeßvorhalt ausreichende Maßhaltigkeit der Strukturen gewährleistet.

Bei Weiterentwicklungen des beschriebenen Designs muß besonders Reibung zwischen beweglichen Teilen so weit wie möglich vermieden werden. Lösungsansätze bestehen hier zum Beispiel in einer freischwebenden oder Luftlagerung der beweglichen Elemente /42, 43/, durch Realisierung eines Lagers, bei dem Rollreibung auftritt /44/, oder in einer Aufhängung an elastischen Biegeelementen /45/.

Um eine kostengünstigere Massenfertigung des beschriebenen Ventils zu ermöglichen, muß der Herstellungsprozeß des Ventils modifiziert werden. Der Montageaufwand kann zum Beispiel dadurch reduziert werden, daß Läufer und Stator positioniert hergestellt werden und der Läufer durch das Entfernen einer darunter befindlichen Opferschicht frei beweglich wird.

Ein weiterer zeitaufwendiger Prozeß ist die Bestrahlung des Röntgenresists am Synchrotron. Dieser kann entfallen, wenn die Antriebsstrukturen im Reaktions- oder Spritzguß hergestellt werden. Die Tauglichkeit dieser Verfahren zur Herstellung von Mikrostrukturen wurde bereits in /28, 29/ gezeigt.

In der vorliegenden Arbeit konnte gezeigt werden, daß besonders die LIGA-Technik wegen ihrer großen Strukturhöhe, der frei wählbaren lateralen Geometrie der Mikrostrukturen und der geringen Fertigungstoleranzen gut zur Herstellung eines elektrostatisch angetriebenen Mikroventils geeignet ist. Die zur Analyse des Mikroventils entwickelten Modelle und die bei der Fertigung von Funktionsmustern gewonnenen Erkenntnisse lassen sich ohne weiteres auf den Entwurf von anderen elektrostatischen Aktuatoren /46/ übertragen. Mit dem beschriebenen Fertigungsprozeß wurde weiterhin eine einfache Möglichkeit zur Realisierung elektrostatischer Antriebe bereitgestellt und die dafür notwendigen Materialien und Strukturierungsprozesse in ihren Möglichkeiten und Grenzen charakterisiert.

1. M. Esashi, S. Shoji, A. Nakano
"Normally Close Microvalve and Micropump Fabricated on a Silicon Wafer"
Proc. IEEE Micro Electro Mechanical Systems, Salt Lake City, UT, USA, Feb.
1989, **29-34**
2. M. J. Zdeblick, J. B. Angell
"A Microminiature Electric-to-Fluidic Valve"
Proceedings Transducers 1987 Conference, Tokyo, Japan, June 2-5, (1987),
827-829
3. J. H. Herman
"Electrically-Activated, Micromachined Diaphragm Valves"
in H. Reichl (Editor): Micro System Technologies 90, Springer-Verlag, Berlin
(1990), **806-811**
4. E. W. Becker, W. Ehrfeld, P. Hagmann, A. Maner, D. Münchmeyer
"Herstellung von Mikrostrukturen mit großem Aspektverhältnis und
großer Strukturhöhe durch Röntgentiefenlithografie mit Synchrotron-
strahlung, Galvanoformung und Kunststoffabformung (LIGA - Verfahren)"
KfK - Bericht 3995, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1985)
5. A. Lenkei
"Close - clearance orifices"
Product Engineering, Apr. 1965, **57**
6. Die Hütte, "Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften"
Springer, Berlin 1989
7. L. Prandtl
"Führer durch die Strömungslehre"
Vieweg, Braunschweig (1965)

8. B. Wagner, W. Benecke
"Magnetically Driven Microactuator: Design Considerations"
in H. Reichl (Editor): Micro System Technologies 90, Springer-Verlag, Berlin
(1990), **838-843**
9. Veeco Instruments, Inc., Plainview, N.Y., Model PV-10 precision leak valve
10. L. H. Germer
Electrical Breakdown between Close Electrodes in Air
Journal of Applied Physics, 30/1, (1959), **46**
11. W. S. N. Trimmer, K. J. Gabriel
"Design Considerations for a Practical Electrostatic Micro-motor"
Sensors and Actuators, 11, (1987), **189-206**
12. L. S. Fan, Y. C. Tai, R. S. Muller
"IC-Processed Electrostatic Micro-motors"
Proceedings 1988 IEEE International Electron Devices Meeting, San
Francisco, CA, USA, (11.-14. December 1988), **666-669**
13. B. Bollée,
Elektrostatische Motoren
Philips Techn. Rundschau, 30/6-7, (1970), **175**
14. EPDE1 (Nr. D 300) Long Write-Up
CERN COMPUTER CENTRE PROGRAM LIBRARY
15. POISCR (Nr. T 604) Long Write-Up
CERN COMPUTER CENTRE PROGRAM LIBRARY
16. D. L. Kendall,
"On Etching Very Narrow Grooves in Silicon",
Appl. Phys. Letters, Vol. 26, No. 4, (1975), **195-198**
17. K. E. Peterson
"Silicon as a Mechanical Material"
Proceedings of the IEEE, 70, (1982), **420-457**

18. H. Seidel,
"Der Mechanismus des Siliziumätzens in alkalischen Lösungen"
Dissertation im Fachbereich Chemie der Freien Universität Berlin, (1986)
19. A. Heuberger,
"Mikromechanik",
Springer Verlag, Berlin (1989)
20. IC Sensors, Milpitas, CA, USA
21. Honeywell MICRO SWITCH, Inc., Freeport, Ill., USA
22. Endevco Corp., San Juan Capistrano, CA, USA
23. H. Guckel, D. Burns
"Fabrication Techniques for Integrated Sensor Microstructures"
IEEE Int. Elect. Devices Meeting, Los Angeles, CA, USA, Dec. 1986, 176-179
24. J. Mohr, W. Ehrfeld, D. Münchmeyer
Analyse der Defektursachen und der Genauigkeit der Strukturübertragung
bei der Röntgentiefenlithografie mit Synchrotronstrahlung
KfK - Bericht 4414, Kernforschungszentrum Karlsruhe (1988)
25. J. Mohr, W. Ehrfeld, D. Münchmeyer, A. Stutz,
"Resist Technology for Deep-Etch Synchrotron Radiation Lithography"
European Symp. on Polymeric Materials, Lyon, France, Sept 14-18, (1987)
26. A. Maner, W. Ehrfeld
"Electroforming Techniques in the LIGA Process for the Production of
Microdevices",
Materials & Manufacturing Processes, 4 (4), (1989), 527 - 537
27. A. Maner, S. Harsch, W. Ehrfeld
"Mass Production of Microstructures with extreme Aspect Ratios by
Electroforming"
Plating and Surface Finishing 75, (1988), 60 - 65

28. P. Hagmann, W. Ehrfeld
"Fabrication of Microstructures of Extreme Structural Heights by Reaction Injection Molding"
The Journal of the Polymer Processing Society, 1988, International Polymer Processing IV (3), (1989), **188 - 195**
29. M. Harmening, W. Ehrfeld
"Untersuchung zur Abformung von galvanisierbaren Mikrostrukturen mit großer Strukturhöhe aus elektrisch isolierenden und leitfähigen Kunststoffen"
KfK-Bericht 4711, Kernforschungszentrum Karlsruhe, (1990)
30. W. Ehrfeld
"The LIGA Process for Microsystems"
in H. Reichl (Editor): Micro System Technologies 90, Springer-Verlag, Berlin (1990), **521-528**
31. R. Ruprecht
"Untersuchungen an mikrostrukturierten Bandpaßfiltern für das Ferne Infrarot und ihre Herstellung durch Röntgentiefenlithografie und Mikrogalvanoformung"
Dissertation an der Universität Karlsruhe (1990)
32. B. Anderer, W. Ehrfeld, J. Mohr
"Grundlagen für die röntgentiefenlithographische Herstellung eines planaren Wellenlängen-Demultiplexers mit selbstfokussierendem Reflexionsbeugungsgitter"
KfK-Bericht 4702, Kernforschungszentrum Karlsruhe, (1990)
33. C. Burbaum, J. Mohr, P. Bley, W. Ehrfeld
"Fabrication of Capacitive Acceleration Sensors by the LIGA Technique"
Euroensors IV, Karlsruhe, Germany, October 1-3, (1990), to be published in "Sensors and Actuators"
34. D. Münchmeyer, E. W. Becker, W. Ehrfeld
"Untersuchungen zur Abbildungsgenauigkeit der Röntgentiefenlithografie mit Synchrotronstrahlung bei der Herstellung technischer Trenndüsen-elemente"
KfK-Bericht 3732, Kernforschungszentrum Karlsruhe, (1984)

35. W. Ehrfeld, B. Kowanz, D. Schmidt
Deutsches Patent 39 17 396
36. H. A. Waggner, R. C. Kragness, A. L. Tyler
"Anisotropic Etching for Forming Isolation Slots in Silicon Beam Leded
Integrated Circuits"
International Electron Devices Meeting, Washington D. C., USA, October 18
- 20, (1967)
37. E. A. Irene,
"Silicon Oxidation Studies"
Journal of the Electrochemical Society, Vol. 125, No. 10, (1978), 1708-1714
38. J. A. King
Materials Handbook for Hybrid Microelectronics
Artech House, London (1988)
39. M. Heidinger
"Untersuchung der Fertigungseinflüsse auf die Maßhaltigkeit von
Röntgenmasken"
Diplomarbeit im Fachbereich Physik der Universität Karlsruhe, (1990/91)
und private Mitteilungen
40. P. A. Flinn
"Principles and Applications of Wafer Curvature Techniques for Stress
Measurements in Thin Films"
Mat. Res. Soc. Symp. Proc., Vol. 130, (1989), 41
41. A. Knödler
"Hydrolyse und Pufferung in Nickelbädern"
Galvanotechnik 69, (1978), 288-298
42. S. Kumar, D. Cho, W. Carr
"A Proposal for Electrically Levitating Micromotors"
Sensors and Actuators A, 24, (1990), 141-149
43. K. S. J. Pister, R. S. Fearing, R. T. Howe
"A Planar Air Levitated Electrostatic Actuator System"
IEEE Proceedings, Micro Electro Mechanical Systems, Napa Valley, Cal.,
USA, 11. - 14. Feb. 1990, 67-71

44. M. Mehregany, P. Nagarkar, S. D. Senturia, J. H. Lang
"Operation of Microfabricated Harmonic and Ordinary Side-Drive Motors"
IEEE Proceedings, Micro Electro Mechanical Systems, Napa Valley, Cal.,
USA, 11. - 14. Feb. 1990, 1-8
45. R. A. Brennen, A. P. Pisano, W. C. Tang
"Multiple Mode Micromechanical Resonators"
IEEE Proceedings, Micro Electro Mechanical Systems, Napa Valley, Cal.,
USA, 11. - 14. Feb. 1990, 67-71
46. B. Kowanz, W. Bacher, P. Bley, W. Ehrfeld
"Linear Driving Device for Micro-Actuators"
Technical Proceedings MICROMECHANICS EUROPE 1990, Berlin, 26.-27.
Nov. 1990
to be published