



Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5856

**Entwicklung von
Mikromembranpumpen
von der seriengerechten
Konzeption bis zur
Anwendung**

**B. Büstgens, W. Bacher, W. Menz,
W. K. Schomburg**

Institut für Mikrostrukturtechnik

Dezember 1996

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 5856

**Entwicklung von Mikromembranpumpen
von der seriengerechten Konzeption
bis zur Anwendung**

B. Büstgens*), W. Bacher, W. Menz, W. K. Schomburg
Institut für Mikrostrukturtechnik

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

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
1996

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

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

ISSN 0947-8620

Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Mikropumpen zur Förderung von Gasen (1) entwickelt und Mikropumpen (2), die sowohl Gase als auch Flüssigkeiten selbstansaugend fördern können. Die Mikropumpen (1) und (2) werden jeweils elektro-thermopneumatisch durch Erwärmung eines Gases mit Hilfe einer Heizwendel angetrieben und besitzen passive Membranventile zur Fluidgleichrichtung. Sie sind lediglich aus drei Einzelteilen aufgebaut: Eine einzige Membranschicht aus $1,5 \mu\text{m}$ dünnem, photostrukturierbaren Polyimid, welche alle beweglichen Funktionen ausführt, ist zwischen zwei festen Kunststoff-Gehäusehälften angebracht. Die Polyimidschicht bildet im Bereich der Pumpkammer eine hochelastische Pumpmembran und im Bereich des Ein- und Auslaßventils die Ventilmembranen der Flatterventile.

Gasfördernde Mikropumpen (1) besitzen eine Dünnschicht - Goldheizwendel (Dicke: 130 nm) direkt auf der Pumpmembran. Die Ansteuerung erfolgt durch kurze elektrische Pulse (2 ms) mit einer Pulsleistung von typischerweise 2 W und Pulsfrequenzen bis 30 Hz. Bei einer Frequenz von 20 Hz beträgt die maximale Förderrate $400 \mu\text{l}/\text{min}$ und eine Druckdifferenz von 200 hPa kann aufgebaut werden. Die äußeren Abmessungen der Mikropumpen (1) betragen $10 \times 10 \times 1,2 \text{ mm}^3$. Die Polyimid-Membrane wird auf einem Siliziumsubstrat hergestellt und mit den aus Polysulfon spritzgegossenen Gehäusehälften verklebt. Die hierzu entwickelte, dem Reaktionsguß verwandte Klebtechnik erlaubt eine große Anzahl von Mikrostrukturen parallel zu verbinden. Nach diesem Verfahren hergestellte gasfördernde Mikropumpen (1) werden bereits im Rahmen einer Kleinserie gefertigt und sind kommerziell erhältlich.

Mikropumpen für Gase und Flüssigkeiten (2) werden durch eine Goldheizwendel betrieben, die sich auf der Gehäuseinnenwand der Aktorkammer befindet. Die Mikropumpen fördern Gase und Flüssigkeiten selbstansaugend unter jeweils identischen Ansteuerbedingungen. Die geförderten Flüssigkeiten dürfen Gasblasen enthalten. Kleinste hergestellte Mikropumpen (2) haben äußere Abmessungen von $2 \times 2 \times 0,26 \text{ mm}^3$. Die Mikropumpen werden in gleicher Weise wie die gasfördernden Mikropumpen hergestellt, jedoch bestehen die Gehäuse aus Polyimid, das durch optische Lithographie strukturiert wird.

Erste Erfahrungen zum Einsatz von Mikropumpen in Mikrosystemen wurden im Rahmen der Mikrosystem-Demonstratoren „Elektrolytanalysator“ und „Optochemischer Schadstoffanalysator“ des Forschungszentrums Karlsruhe gewonnen, indem mit Hilfe von gasfördernden Mikropumpen und Gaspuffern das gesamte Fluidmanagement ausgeführt wurde.

Begleitend zur Konzept- und Prozeßentwicklung wurde ein Simulationsmodell für gasfördernde Mikropumpen auf der Basis elektrischer Analogien aufgestellt. Das diskrete Modell beschreibt die Mikropumpe als nichtlineares, gekoppeltes, dynamisches System und wird als elektrisches Ersatzschaltbild dargestellt, welches eine hohe Anschaulichkeit besitzt und mit Hilfe der Simulationssoftware PSPICE geschlossen simuliert werden kann. Vergleichende Messungen an einer Anzahl von Mikropumpen bestätigten die Gültigkeit des Modells innerhalb in der Praxis einstellbarer Geometrie- und Ansteuerparameter.

Development of Micromembrane Pumps from the Conception Suitable for Series Production to Application

Abstract

In this thesis two types of micropumps have been developed: (1) Micropumps to pump gases and (2) self-filling micropumps, which are able to pump gases as well as liquids. Both are actuated thermopneumatically by heating up gas with a resistive heater and consist of two passive membrane valves for fluid direction. The micropumps are assembled out of three parts only. A single 1,5 μm thick polyimide membrane, which carries out all movable functions, is mounted between two pump cases out of plastic material. The polyimide layer serves as the highly elastic pump membrane and also serves as valve membranes at its free suspended areas.

Micropumps for gases (1) consist of a thinfilm heater wire (thickness: 130 nm), which is located directly on the pump membrane. The micropumps are driven by small electric pulses (2 ms) of typically 2 W at frequencies of up to 30 Hz. At a frequency of 20 Hz flowrates of 400 $\mu\text{l}/\text{min}$ are achieved and a maximum counter pressure of 200 hPa is built up. The outer dimensions of these micropumps are $10 \times 10 \times 1,2 \text{ mm}^3$. The polyimide membranes with the heater wires on top are manufactured separately on a silicon substrate and are bonded to the injection-molded pump cases by a new adhesive bonding technique. This technique has been developed to bond together a large number of microstructures in parallel. Micropumps for gases are manufactured in a small series production and are commercially available.

Micropumps for gases and liquids (2) are driven by a heater wire, which is located on the pumpcase in the actuator chamber. The micropumps are self-filling and are able to pump liquids and gases under identical electrical conditions. Liquids may contain air bubbles. The smallest micropumps (2) manufactured have outer dimensions of $2 \times 2 \times 0,26 \text{ mm}^3$. The pump cases of these micropumps are out of polyimide, which is patterned by optical lithography.

The *micropumps for gases* (1) have been developed to be used in the two microsystems "Elektrolytanalysator" and "Optochemischer Schadstoffanalysator" of the Research Centre Karlsruhe. A new fluidhandling concept has been set up especially to handle with polluted liquids. Using micropumps for gases which are working on an air cushion over the system liquids made it possible to manage all fluidical system functions.

To trigger the design process a simulation model based on electrical analogies has been developed for a micropump for gases. The discrete circuit model describes the micropump as a coupled nonlinear dynamic system. Closed simulations have been carried out using PSPICE. The validity of the model could be proved by measurements on a number of micropumps in the range of the parameters, that could be adjusted in practice.

Inhaltsverzeichnis

Einführung	1
1 Design und Fertigungsverfahren	3
1.1 Einführung	3
1.2 Aufstellung des Grundkonzeptes	3
1.2.1 Erstellen einer Spezifikation	3
1.2.2 Funktionskonzept	4
1.2.2.1 Aufbau, Funktion und Arbeitsweise	5
1.2.2.2 Membranaktor	6
1.2.2.3 Membranventile	7
1.2.2.4 Ansteuerung	8
1.2.3 Herstellungskonzept	8
1.2.3.1 Herstellungsablauf	8
1.2.3.2 Fügeprozeß	9
1.3 Mikropumpen für Gase	10
1.3.1 Aufbau und Herstellung	10
1.3.1.1 Herstellung des Membranverbundes	11
1.3.1.2 Stabilisierung der elektrischen Langzeiteigenschaften der Gold- heizwendeln	12
1.3.1.3 Herstellung der Pumpgehäuse	13
1.3.1.4 Verklebung der Mikropumpen	15
1.3.2 Betriebsmoden	20
1.4 Mikropumpen für Gase und Flüssigkeiten	22
1.4.1 Herstellungskonzepte für freitragende Heizwendeln	22
1.4.2 Mikropumpen mit Heizwendeln auf der Aktorkammerinnenwand	23
1.4.3 Herstellung	24
1.4.4 Test der Mikropumpen	25

1.4.5	Kleinste Mikropumpen	26
1.5	Zusammenfassung	27
2	Charakterisierung und Optimierung	29
2.1	Einführung	29
2.2	Theoretische Charakterisierung	29
2.2.1	Einführung	29
2.2.2	Gesetzmäßigkeiten elektrischer Analogien	31
2.2.2.1	Definition der Analogie	32
2.2.2.2	Aufstellung der konstituierenden Gleichungen für die Grundelemente	33
2.2.2.3	Koppelung der Grundelemente	33
2.2.2.4	Sonderfall Wärmeübertragung	34
2.2.3	Die Systemkomponenten der Mikropumpe	34
2.2.3.1	Pumpmembran als mechanische Modellkomponente	35
2.2.3.2	Zustandsbeschreibung für ein ideales Gas: Die Modellkomponenten Aktorkammer und Pumpkammer	36
2.2.3.3	Beschreibung der Fluidkanäle	38
2.2.3.4	Beschreibung der passiven Ventile	41
2.2.3.5	Thermisches Modell	46
2.2.3.6	Elektrisches Modell	49
2.2.4	Gesamtmodell der Mikropumpe	50
2.2.5	Zusammenfassung	53
2.3	Meßtechnische Charakterisierung	54
2.3.1	Einführung	54
2.3.2	Mikrofluidischer Meßaufbau	55
2.3.2.1	Druckmessung	55
2.3.2.2	Messung des Volumenstroms	55
2.3.2.3	Messung der Heizwendeltemperatur	56
2.3.2.4	Rechnergesteuerter Gesamtmeßaufbau	57
2.3.3	Möglichkeiten der elektrischen Ansteuerung	58
2.3.3.1	Ansteuerung durch voreingestellte Pulse	58
2.3.3.2	Temperaturgeregelt Ansteuerungen	58
2.3.3.3	Ansteuerung mit konstanter Pulsenergie	60
2.3.3.4	Verhalten der Ansteuerungsverfahren bezüglich herstellungsbedingter Streuungen gasfördernder Mikropumpen	60

2.3.3.5	Ansteuerungskonzept für Dosieraufgaben	60
2.3.4	Ergebnisse der Messungen und Vergleich zur Simulation	62
2.3.4.1	Förderkennlinien von Mikropumpen	62
2.3.4.2	Verifikation des Simulationsmodells	63
2.3.4.3	Langzeitmessungen	65
2.3.4.4	Zusammenschalten von Mikropumpen	65
2.3.5	Zusammenfassung	66
2.4	Optimierung der Mikropumpen	67
2.5	Zusammenfassung	67
3	Kleinserienfertigung von Mikropumpen	68
3.1	Flexibles Design der Serienpumpen	68
3.2	Ablauf der Serienfertigung	69
3.3	Ergebnisse und Zusammenfassung	72
4	Mikropumpen in Mikrosystemen	74
4.1	Fluidhandling-Grundkonzept	74
4.2	Elektrochemisches Mikroanalysesystem (ELMAS)	76
4.3	Optochemisches Mikroanalysesystem	78
	Zusammenfassung	80
A	Anhang	83
A.1	Anmerkungen zu den Simulationen mit PSPICE	83
A.2	Tabellen	84
	Literatur	88

Liste der verwendeten Formelzeichen

a :	Membranradius
a_T :	Temperaturleitfähigkeit
A_{HW} :	Fläche der Heizwendel
A_K :	Querschnittsfläche eines Strömungskanals
A_W :	Wandfläche eines Strömungskanalsegments
α :	Benetzungswinkel
α_{el} :	Temperaturkoeffizient eines elektrischen Widerstands
$\alpha_{PI,PSU,Si}$:	thermischer Ausdehnungskoeffizient von PI, PSU und Si
α_{th} :	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
b :	Breite der Strukturstege
b_q :	Wärmeeindringzahl
b_K :	Breite eines Kanalsegments
c :	Schallgeschwindigkeit
c_j :	spezifische Wärmekapazität einer thermischen Schicht
c_p :	spez. Wärmekapazität für p , $N = \text{konst.}$
c_v :	spez. Wärmekapazität für V , $N = \text{konst.}$
$C_{V,j}$:	Membrankapazität im Inkrement j
d :	Schichtdicke im thermischen Modell
d_h :	hydraulischer Querschnitt
d_S :	Spaltweite
d_{Si} :	Waferdicke
D :	Dämpfungskonstante
δ :	Heizwendelbedeckungsgrad
\dot{E} :	Energiefluß
$E_{F,i}$:	E-Modul der Fügepartner $i = 1, 2$
E_{KI} :	E-Modul des Klebstoffs
E_{Si}, E_{PI} :	Elastizitätsmodule
ϵ_B :	Bruchdehnung der Klebeverbindungen bei Adhaesionsbruch
ϵ_{max} :	maximale mechanische Dehnung in einer Klebeverbindung
ϵ_1, ϵ_2 :	Emissionskoeffizienten im Wärmeübertragungsmodell
f_{max} :	höchste spektrale Komponente eines angelegten Druckverlaufs
f_{tr} :	Triggerfrequenz
F :	mechanische Kraft
F_K :	Kapillarkraft
\mathcal{F} :	verallgemeinerte Kraft
$G_{F,i}$:	Schubmodul der Fügepartner $i = 1, 2$
G_{KI} :	Schubmodul des Klebstoffs
γ_B :	Bruchscherdehnung der Klebeverbindungen bei Adhaesionsbruch
γ_{max} :	maximale mechanische Scherdehnung in einer Klebeverbindung
$\dot{\gamma}$:	fluidische Schergeschwindigkeit
h :	Membrandicke
h_K :	Höhe eines Kanalsegments
\mathcal{I} :	verallgemeinerter Strom
\vec{J} :	Stromdichte
l_K :	Länge eines Strömungskanals
Δl :	Länge eines Strömungskanalsegments
λ :	Wärmeleitfähigkeit
λ_{min} :	akustische Wellenlänge bei f_{max} (s.o.)
μ :	chemisches Potential

VI

μ_{KI} :	dynamische Viskosität des Klebers
N :	Molenzahl
ν_{PI} :	Querkontraktionszahl von Polyimid
ν :	kinematische Viskosität
ω :	Membranauslenkung
ω_m :	zentrale Membranauslenkung
p :	Druck
p_i :	Druck im Segment i
p_N :	Druck unter Normalbedingungen
Δp :	Druckabfall im Strömungskanalsegment
P_{el} :	elektrisch zugeführte Leistung
\bar{P}_{el} :	mittlere zugeführte elektrische Leistung
$p\dot{V}$:	mittlere Verdrängungsleistung eines thermopneumatischen Aktors
\vec{q} :	Wärmeflußdichte
\dot{Q} :	Wärmefluß
r :	Radius
r_a :	Radius des Ventilsitzes
r_i :	Radius des Ventillochs
R :	universelle Gaskonstante
$R_{fl,j}$:	Fluidwiderstände
R_Q :	konvektiver Wärmeübergangswiderstand
$R_{V,j}$:	Strömungswiderstand im Inkrement j
ρ :	Dichte
S, \dot{S} :	Entropie, Entropiestrom
σ :	Oberflächenspannung
σ_{el} :	spezifische elektrische Leitfähigkeit
t :	Zeit
t_a :	Öffnungszeit eines Ventils
t_{ab} :	Zeit bis zum Abbinden des Klebstoffs
t_z :	Schließzeit eines Ventils
T :	Temperatur
T_F :	Fügetemperatur
$T_{g,i}$:	Temperatur des Gases im Segment i eines Fluidkanals
$T_{Geh,i}$:	Wandtemperatur im Segment i eines Fluidkanals
T_{HW}, T_G :	Heizwendel-, Gehäusetemperatur
T_P :	elektrische Pulsdauer
T_T :	Tempertemperatur
τ :	fluidische Scherspannungen
τ_{fl} :	fluidische Zeitkonstante
τ_{temp} :	Temperzeitkonstante
U :	elektrische Spannung
U_K :	Benetzter Umfang eines Strömungskanals
v :	Strömungsgeschwindigkeit
V_K :	Volumen eines Kanals
V, \dot{V} :	Volumen, Volumenstrom
\dot{x} :	mechanische Geschwindigkeit
ξ :	Systemvariable
Z :	verallgemeinerte Impedanz
Index 0:	Anfangszustand
Index N:	Normalzustand

Einführung

Chemische Analysen für den medizinischen Bereich oder die Umweltmeßtechnik wurden lange Zeit von Hand unter Laborbedingungen durchgeführt. Für routinemäßige Analysen gibt es inzwischen automatische Analysegeräte, die jedoch teuer und nur stationär zu betreiben sind. Sie finden ihren Einsatz deshalb in Analyselabors, wohin die zu analysierende Proben transportiert werden müssen. Als Konsequenz muß zur eigentlichen Analysedauer die Zeit für den Transport der Proben und die Übermittlung der Ergebnisse hinzugerechnet werden. Gerade in medizinischen Notfallsituationen können deshalb Befunde nicht schnell genug eingeholt werden, um mit ihrer Hilfe passende Maßnahmen einleiten zu können. Wünschenswert wäre, die automatischen Analysen vor Ort durchführen zu können. Hierzu müßten die Analysegeräte klein, leicht und so preisgünstig sein, daß sie Bestandteil des Instrumentariums eines jeden Arztes sein können.

Ein weiteres Problem kommt ebenfalls aus der Medizin: Medikamente können oft mit gängigen Verfahren (Injektion, Infusion, als Tabletten) nicht in der gewünschten Genauigkeit und Kontinuität dem Körper zugeführt werden. Da viele Medikamente jedoch ihre Wirkung nur dann entfalten können, wenn sie in sehr genauer Konzentration im Körper vorhanden sind, bei einer Fehlkonzentration aber wirkungslos sind oder gar toxisch wirken, sind genaue Dosiervverfahren von hoher Wichtigkeit.

In beiden Fällen könnten *Mikrosysteme* eingesetzt werden, die komplexe Aufgaben erledigen können: *Mikroanalyzesysteme* [56, 45, 26], bestehend aus chemisch sensitiven Mikrosensoren, aus Mikropumpen für das Fluidmanagement und einer intelligenten Ablaufsteuerung könnten regelmäßige Analysen direkt am Ort der Probenentnahme durchführen. In der Umweltmeßtechnik wären Vorortanalysen deshalb auch an schwer zugänglichen Stellen möglich. Durch Mikroanalyzesysteme könnten Patienten in Notfallsituationen, aber auch in der stationären oder ambulanten Therapie ständig medizinisch überwacht werden. Mit Hilfe von tragbaren *Mikrodosiersystemen* [36], bestehend aus Mikrodosierpumpen und einer programmierbaren Steuerung, könnten exakte Dosiervorschriften zur Verabreichung von Medikamenten eingehalten werden. Die Patienten könnten sich dabei frei bewegen und müßten nur von Zeit zu Zeit das Medikament nachfüllen lassen. Mit zusätzlichen chemischen Sensoren wäre selbst eine vollautomatische Regelung einer bestimmten Stoffkonzentration im Körper, etwa der Blutzuckergehalt durch Insulinzugabe oder die Konzentration von Medikamenten, denkbar.

Die genannten Mikrosysteme stellen nicht nur eine Verkleinerung der großen Automaten dar. Vielmehr unterscheiden sie sich dadurch, daß sie aus mikrostrukturierten Komponenten aufgebaut sind, die im Batch-Betrieb hergestellt werden. Wie sich bereits in der Mikroelektronik gezeigt hat, besitzen diese Herstellungsmethoden das Potential, sehr große Stückzahlen bei stets sinkenden Herstellungskosten zu produzieren. Es steht daher in Aussicht, daß Mikrosysteme eine weite Verbreitung finden werden und zusätzlich immer komplexere Aufgaben lösen können. Dies

bedeutet für die derzeitige Anfangsphase der Mikrosystementwicklung, daß Konzepte für Einzelkomponenten und Gesamtsystemkonzepte aufgestellt werden müssen, die das Prinzip der Batch-Fertigung konsequent verfolgen. Auch muß schon jetzt auf eine Kompatibilität zwischen möglichen Mikrosystemkomponenten geachtet werden, um frühzeitig Standardisierungen einführen zu können.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Entwicklung von *Mikropumpen*, wie sie für das Fluidhandling in Mikroanalysesystemen und Mikrodosiersystemen benötigt werden.

Es sind bereits in der Vergangenheit Mikromembranpumpen für die Förderung von Flüssigkeiten vorgestellt worden: Diese besitzen Pumpmembranen aus Silizium [72, 48] oder aus Glas [38, 65, 21] in Verbindung mit einem elektrostatischen [72] oder piezoelektrischen Antrieb [38, 48, 65, 21] und können für die genannten Anwendungen sowohl die benötigten Förderleistungen abgeben als auch hinreichend genau dosieren. Jedoch besteht die Gefahr, daß Gasblasen die Funktion der Mikropumpen beeinträchtigen, da es sich um reine Flüssigkeitspumpen handelt. Wegen der unter diesen Umständen verminderten Funktionssicherheit und der benötigten hohen elektrischen Spannungen sind die Mikropumpen deshalb für den medizinischen Einsatz nur bedingt geeignet. Hier lassen sich beispielsweise pneumatisch angetriebene Mikropumpen [50, 52] einsetzen, mit denen sich sowohl Flüssigkeiten als auch Gase fördern lassen. Die benötigte externe Pneumatik erschwert jedoch deren Einsatz in kleinen portablen Mikrosystemen.

Ziel dieser Arbeit ist es, praxistaugliche Mikropumpen zur Förderung von Gasen und/oder Flüssigkeiten von der Konzeption bis zur Anwendungsreife zu entwickeln. Die Ansteuerung der Mikropumpen sollte elektrisch im Niedervoltbereich erfolgen, um einen portablen Einsatz zu ermöglichen. Eine nachfolgende Produktentwicklung soll auf zuverlässig arbeitende Mikropumpen, serienerprobte Herstellungsverfahren, auf eine umfangreiche theoretische Charakterisierung sowie auf praktische Erfahrungen im Umfeld von Mikrosystemen zurückgreifen können, um auch spezielle Kundenwünsche in optimale Designs einfließen lassen und schnell in die Produktion umsetzen zu können. Dabei soll durch eine hohe Flexibilität des Designs und der Materialien und durch eine kostengünstige Herstellung der Weg zu vielen unterschiedlichen Anwendungen geöffnet werden.

Mit Blick auf die gestellte Aufgabe wurden Funktionskonzepte und Herstellungskonzepte aufgestellt, seriengeeignete Herstellungsprozesse entwickelt und ein Simulationsmodell bereitgestellt, auf dessen Basis anwendungsorientierte Optimierungen durchgeführt werden können. Weiterhin wurden Mikropumpen in einer Kleinserie produziert und erfolgreich in Mikroanalysesystemen eingesetzt.

Kapitel 1

Design und Fertigungsverfahren

1.1 Einführung

Der erste Entwicklungsschwerpunkt auf dem Weg zu praxistauglichen Mikropumpen umfaßt die Entwicklung von sicher reproduzierbaren Funktionsprinzipien und Herstellungsprozessen. Bekannte Funktionsprinzipien werden auf ihre Verwendbarkeit hin untersucht und gegebenenfalls modifiziert, durch neue erweitert oder ersetzt. Die Wahl der Funktionsprinzipien erfolgt in Anlehnung an bereits verfügbare oder neu entwickelte Herstellungsmethoden.

Im folgenden wird der Weg von der Konzeption gas- und flüssigkeitsfördernder Mikropumpen hin zu funktionierenden Prototypen beschrieben. Es werden zwei Herstellungsprozesse vorgestellt, die sicher reproduziert und für die Serienproduktion verwendet werden können.

1.2 Aufstellung des Grundkonzeptes

Das Grundkonzept setzt sich aus zwei Teilkonzepten zusammen:

- Im *Funktionskonzept* werden physikalische Wirkprinzipien untersucht, die sich in eine technische Gesamtfunktion umsetzen lassen.
- Das *Herstellungskonzept* umfaßt die Entwicklung von Herstellungsprozessen, die die kostengünstige Fertigung der Mikropumpen im Rahmen der erwarteten Nachfrage ermöglichen.

Vor der eigentlichen Konzeption wird eine Spezifikation erstellt.

1.2.1 Erstellen einer Spezifikation

Die Erstellung der Spezifikationen basiert auf der Analyse möglicher Anwendungen für Mikropumpen. Die Anforderungen an Mikropumpen für den Einsatz in Mikroanalyse-Systemen konnten aus den Vorgaben für das Fluidhandling in den Mikrosystemdemonstratoren des Forschungszentrums (siehe Kap. 4) abgeleitet werden. Zusätzliche Anforderungen ergeben sich aus dem denkbaren Einsatz in Mikrodosiersystemen, etwa für die Medikamentendosierung und die chemische Stoffsynthese. Die Anwendungsanalyse hat zu den folgenden Anforderungen geführt:

1. Förderung von Gasen und Flüssigkeiten unter unveränderten Ansteuerbedingungen
2. Förderraten jeweils $> 100 \mu\text{l}/\text{min}$
3. Dosierung auch sehr kleiner Stoffmengen ($< 1 \mu\text{l}$)
4. Herstellung in großen Stückzahlen ($> 10\,000$)
5. elektrische Ansteuerung im Niedervoltbereich
6. medizinische Verträglichkeit der Materialien
7. hohe Funktionssicherheit

Anmerkung: Mikropumpen, die im medizinischen Bereich eingesetzt werden, müssen eine besonders hohe Funktionssicherheit aufweisen. So darf etwa bei der Medikamentendosierung die Fördertätigkeit der Mikropumpen nicht durch auftretende Gasblasen beeinträchtigt werden. Hierfür verwendete Mikropumpen sollten deshalb zusätzlich in der Lage sein, Gase zu fördern. Weiterhin besteht für Anwendungen aus der Medizin die Auflage, daß elektrische Spannungen nur im Niedervoltbereich auftreten dürfen und die verwendeten Materialien medizinisch verträglich sein sollen.

1.2.2 Funktionskonzept

Bekannte Mikropumpen mit elektrostatischem [72] oder piezoelektrischem Antrieb [38, 48, 65, 21] sind in der Lage, die gewünschten Förderleistungen abzugeben, benötigen jedoch Versorgungsspannungen von über 100 V und sind deshalb für den medizinischen Bereich nur eingeschränkt verwendbar. Weiterhin können weder Gase noch Flüssigkeiten, die Gasblasen enthalten, gefördert werden: Da die Volumenverdrängung der jeweiligen Pumpmembranen im Verhältnis zum gesamten Kammervolumen der Mikropumpen klein ist (Kompressionsverhältnis $\ll 1$), führt die hier vorliegende adiabate Kompression des zu fördernden Gases zu einer Druckerhöhung, die zum Öffnen des Auslaßventils nicht ausreicht. Für die Förderung von Flüssigkeiten *und* kompressiblen Gasen ist ein thermopneumatischer Membranaktor mit hoher Volumenverdrängung geeignet. Sollen ausschließlich Gase gefördert werden, so kann das zu fördernde Gas selbst als Arbeitsgas verwendet werden.

In einer früheren Arbeit [49] wurde am Institut eine Mikromembranpumpe zur Förderung von Gasen und Flüssigkeiten in LIGA-Technik vorgestellt, welche über einen externen pneumatischen Antrieb verfügt. Anfängliche Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit hatten zum Ziel, einen elektrischen Antrieb in die Mikropumpe zu integrieren und die Funktionssicherheit der passiven Membranventile zu erhöhen. Dabei zeigte sich, daß dies nur durch einen komplexen Aufbau mit hohem technologischen Aufwand erreicht werden kann.

Aus diesem Grunde wurde ein neues Konzept aufgestellt. Die Basis für das neue Konzept bildeten am Institut entwickelte Maskenmembrantechniken [62] und technologische Verfahren der LIGA-Technik, insbesondere die Kunststoffabformung von Mikrostrukturen [44].

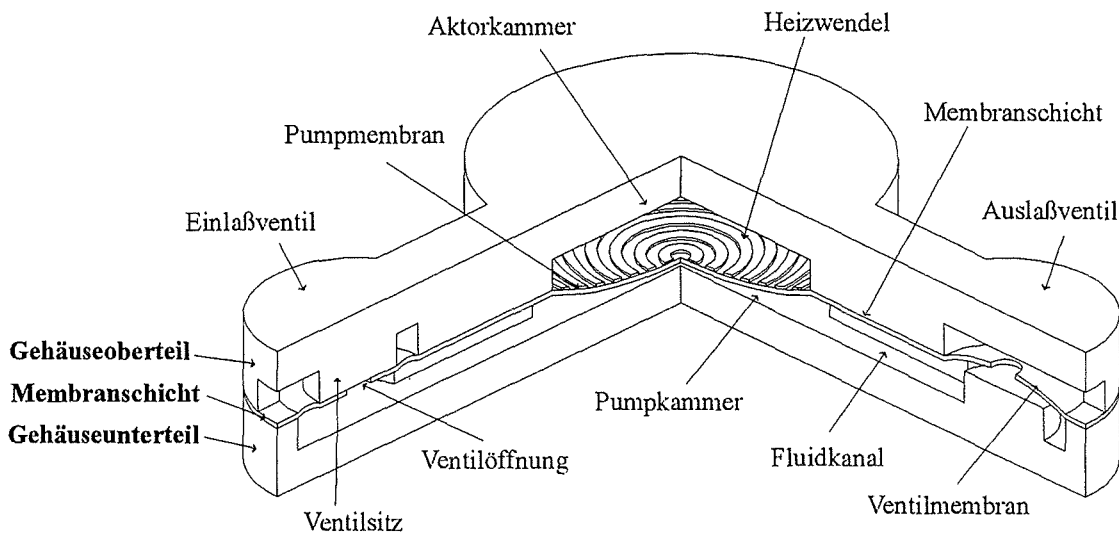


Abbildung 1.1: Prinzipieller Aufbau einer Mikropumpe am Beispiel einer gasfördernden Mikropumpe (Heizwendel auf der Pumpmembran)

1.2.2.1 Aufbau, Funktion und Arbeitsweise

Aufbau: Die Untersuchung von Konstruktionsmöglichkeiten unter Einbeziehung möglicher Herstellungsverfahren zeigte, daß eine Mikropumpe, bestehend aus einem *Membranaktor*, einem passiven *Membraneinlaßventil* und einem passiven *Membranauslaßventil*, aus lediglich drei strukturierten Einzelteilen aufgebaut werden kann (Abb. 1.1) [8]: Eine einzige Membranschicht ist zwischen zwei Gehäusehälften aufgespannt. Sämtliche festen Strukturen befinden sich in den Gehäusehälften, und alle beweglichen Funktionen werden von der Membranschicht ausgeführt, die im Bereich der Ventile und der Pumpkammer freie Membranen bildet. Es hat sich gezeigt, daß sich auf der Basis dieses Aufbaus weitere fluidische Einzelkomponenten realisieren lassen [18, 23]. Diese können zu einer fluidischen Gesamteinheit komplexerer Funktion kombiniert werden.

Funktion: Die Mikropumpen besitzen einen elektro-thermopneumatischen Antrieb: Durch die Zufuhr von Entropie über eine Dünnschicht-Heizwendel wird Fluid expandiert. Die Lage der Heizwendel (siehe Kap. 1.2.2.2) ist entscheidend, ob nur Gase (Heizwendel auf der Pumpmembran) oder Gase und Flüssigkeiten gefördert werden können (Heizwendel auf der Aktorkammerinnenwand oder in der Mitte der Aktorkammer). Heizwendel, Aktorkammer mit Fluidfüllung und Pumpmembran bilden zusammen den *Aktor*.

Im Bereich der passiven Ein- und Auslaßventile bildet die Membranschicht *Ventilmembranen*. Die *Ventilfunktion* entsteht durch das Zusammenspiel einer Ventilmembran mit jeweils einem festen Ventilsitz: Steht ein Überdruck an der Seite des Ventilsitzes an, so lenkt sich die Ventilmembran aus und gibt einen Spalt zwischen Ventilsitz und Membran frei. Das Fluid tritt durch diesen Spalt und eine Öffnung in der Ventilmembran zur Auslaßseite des Ventils. Bei umgekehrten Druckverhältnissen wird die Membran auf den Ventilsitz gepreßt und so das Ventil verschlossen. Die passiven Membranventile sind über Fluidkanäle mit der Pumpkammer verbunden. Die Wirkung als Ein- oder Auslaßventil resultiert dabei aus der Lage des jeweiligen Ventilsitzes (Einlaßventil: Ventilsitz im Gehäuseoberteil; Auslaßventil: Ventilsitz im Gehäuseunterteil).

Arbeitsweise: Die Mikropumpe arbeitet diskontinuierlich: Jede Arbeitsperiode hat zu Beginn eine *Aufheizphase*, der eine *Abkühlphase* folgt. In der Aufheizphase wird die Heizwendel elektrisch durch einen kurzen Spannungspuls oder Strompuls erwärmt, wobei die Dauer der Aufheizphase der Pulsweite entspricht.

Im Falle von *Mikropumpen zur Förderung von Gasen* befindet sich die Heizwendel am günstigsten auf der Pumpmembran. Dadurch wird bei Verwendung sehr dünner ($1,5 \mu\text{m}$), wärmetransparenter Polyimidmembranen das zu fördernde Gas ebenfalls als Arbeitsgas genutzt. Weiterhin läßt sich eine Dünnschichtheizwendel auf der Pumpmembran mit geringem Aufwand herstellen. Die Erwärmung von Aktor- und Pumpgas führt zum Druckanstieg und zum Austritt des geförderten Gases durch das Auslaßventil. Im Verlauf der Abkühlphase sinkt der Pumpkammerdruck. Das Auslaßventil schließt und durch das Einlaßventil strömt bei weiterer Abkühlung Gas ein.

Im Falle von *Mikropumpen zur Förderung von Gasen und Flüssigkeiten* wird ein direkter thermischer Kontakt der Heizwendel zur Pumpkammer vermieden, indem sich die Heizwendel entweder in der Mitte der Aktorkammer oder auf der Innenwand der Aktorkammer befindet. Dadurch wird vermieden, daß sich das zu fördernde Medium unzulässig erwärmt. Eine solche Mikropumpe arbeitet als Verdrängerpumpe. Um den durch die Membranauslenkung verursachten Druckverlust (Kap. 2.2.3.1) klein zu halten, besitzen die hier entwickelten Mikropumpen sehr dünne ($1,5 \mu\text{m}$), hochflexible Membranen aus Polyimid. Diese Membranen ermöglichen große Auslenkungen bei kleinen Druckdifferenzen und somit die Förderung kompressibler Medien bei reinen Verdrängerpumpen.

1.2.2.2 Membranaktor

Das in der Aktorkammer enthaltene Fluid wird als *Aktormedium* bezeichnet. Dies kann sowohl ein Gas, welches thermisch expandiert, oder eine verdampfende Flüssigkeit sein.

Qualitativer Einfluß des Aktormediums bei Verwendung des hier verwendeten Aufbaus der Mikropumpen:

Gas: Die Verwendung eines Gases ermöglicht wegen der kleinen Wärmekapazität des Aktorgases die Umsetzung eines Aktors mit hohem thermopneumatischem Wirkungsgrad $\Delta p \bar{V} / \bar{P}_{el}$. Kleine zugeführte Wärmemengen erlauben ein schnelles Aufheizen und Abkühlen, also hohe Aktorfrequenzen ($> 20 \text{ Hz}$) und Förderraten ($> 200 \mu\text{l}/\text{min}$). Es können jedoch nur relativ kleine Druckdifferenzen ($< 200 \text{ hPa}$) aufgebaut werden, die sich aus den Zustandsgleichungen für ideale Gase berechnen lassen.

Flüssigkeit: Eine Flüssigkeit kann durch die Ausnützung des Phasenübergangs flüssig-gasförmig als Aktorfluid verwendet werden. Es müssen dabei für die Erwärmung und Verdampfung der Flüssigkeit große Wärmemengen zugeführt werden. Die Verhältnisse wurden bereits in [47, 49] beschrieben. Die erzeugbare Druckdifferenz, die mit Hilfe der Gleichung von CLAUDIUS CLAPEYRON berechnet werden kann, übersteigt 500 hPa , die möglichen Aktorfrequenzen sind wegen der hohen zu- und abzuführenden Wärmemengen kleiner als 5 Hz .

Für die Zuführung der elektrischen Energie befindet sich eine Heizwendel in der Aktorkammer. Der anzustrebende Idealfall ist, daß nur das Aktorfluid erwärmt wird. In der Praxis läßt sich jedoch nicht vermeiden, daß zusätzlich zum Aktorfluid mindestens die Heizwendel periodisch

aufgeheizt und abgekühlt wird. Je nach Lage der Heizwendel in der Aktorkammer (Abb. 1.2) werden zusätzlich Teile der Mikropumpe oder das Fördermedium periodisch beheizt.

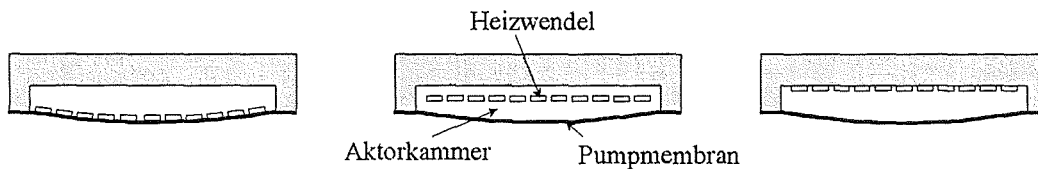


Abbildung 1.2: Drei mögliche Heizwendelanordnungen in einer flachen Aktorkammer (von l. nach r.): auf der Membran, in der Mitte der Aktorkammer, auf der Innenwand der Aktorkammer

In Abhängigkeit des zu fördernden Fluids (flüssig oder gasförmig), des Aktorfluids (flüssig oder gasförmig) und der Heizwendellage (3 Möglichkeiten) ergeben sich 12 verschiedene Konfigurationen, die theoretisch durch die dynamische Modellbildung und Simulationen des Wärmeübergangs und nach theoretischer Eignung praktisch untersucht worden sind. Die Bewertung der Konfigurationen nach den Kriterien Förderleistung, Betriebssicherheit und Herstellungsaufwand führte zu drei praxistauglichen Konfigurationen (Tab. 1.1). Für diese konnten reproduzierbare, für die Serienfertigung geeignete Herstellungsverfahren entwickelt werden.

	Lage der Heizwendel	Aktorfluid	gefördertes Fluid	beschrieben in:
1	auf der Membran	Luft	Luft	Kap. 1.3.2
2	Innenwand Aktorkammer	Luft	Luft	Kap. 1.4.4
3	Innenwand Aktorkammer	Luft	Wasser	Kap. 1.4.4

Tabelle 1.1: Experimentell erprobte Aktorvarianten

1.2.2.3 Membranventile

Die Membranventile mit festen Ventilsitzen (Abb. 1.3) besitzen einen einzigen Bewegungsfreiheitsgrad, was einer eindeutigen Funktion entgegenkommt. Die Höhe des Ventilsitzes läßt sich direkt durch die Strukturierung der Gehäusehälften vorgeben. Durch die Wahl des Membran-

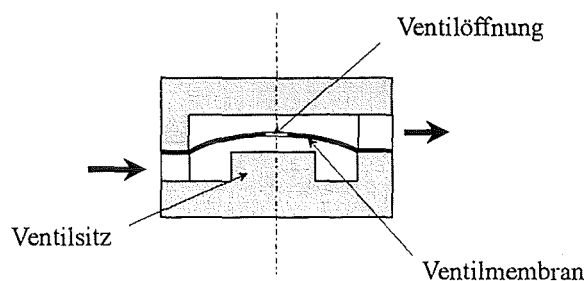


Abbildung 1.3: Schnitt durch ein Membranventil

des Ventilsitz- und des Ventilöffnungsdurchmessers lassen sich die Ventileigenschaften so variieren, daß eine optimale Anpassung an die Förderaufgabe gegeben ist: Große Abmessungen bei

hohen Förderraten und kleinen Drücken, kleine bei hohen Drücken und kleinen Förderraten („Fluidimpedanz“ $\Delta p/\dot{V}$ des Ventils, siehe hierzu Kap. 2.2.3.4).

Eine für die Praxis günstige Eigenschaft des Ventildesigns ist, daß keine Strukturnischen vorhanden sind, in denen sich Verunreinigungen ansammeln können. Partikel, die klein genug sind, um in den Ventilspalt zwischen Membran und Ventilsitz zu gelangen, können das Ventil ungehindert durch die Öffnung in der Ventilmembran verlassen. Dennoch zurückbleibende Ablagerungen werden von der hochelastischen Polyimid-Ventilmembran umschlossen.

Um eine reproduzierbare Ventilfunktion zu erhalten, sind kleine Toleranzen ($< 2 \mu\text{m}$) der Höhe des Ventilsitzes gefordert. Diese Forderung war u.a. Anstoß für die Entwicklung einer neuen Füge-technik für die Mikrostrukturtechnik (Kap. 1.2.3.2).

1.2.2.4 Ansteuerung

Die Heizwendel wird durch elektrische Pulse angesteuert. Die Strom- oder Spannungspulse besitzen im Idealfall nur die Pulsenergie, die für die Erwärmung der Heizwendel und ihrer direkten Umgebung (Aktormedium, Fördermedium, Gehäuse) auf eine gewünschte obere Temperatur benötigt wird. Da schon während der Aufheizphase Wärme durch die Pumpgehäuse abfließt, ist es sinnvoll, die Pulsenergie *in kurzer Zeit und mit hoher Leistung* zuzuführen.

1.2.3 Herstellungskonzept

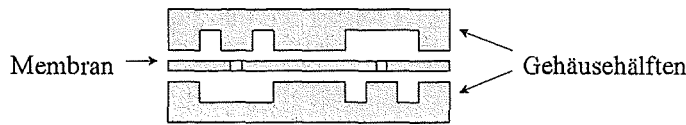
Die Grundanforderung an das Herstellungskonzept ist die Eignung für eine kostengünstige Massenproduktion. Die Verfahren zur Kunststoffabformung von LIGA-Strukturen in Kunststoff [44, 51] und die Weiterentwicklung einer auf Polyimidmembranen basierenden Maskentechnik für das LIGA-Verfahren [32] erfüllen diese Grundanforderung und wurden deshalb als Basistechnologien zur Herstellung der Einzelteile der Mikropumpen ausgewählt. Die systematische Verwendung von Polymerwerkstoffen geht aus einem *Materialkonzept* hervor, das die Wahl von Materialien fordert, die bezüglich ihrer thermischen Eigenschaften und Verarbeitungseigenschaften ähnlich sind. Durch Polymerwerkstoffe werden weiterhin elektrische Isolationsprobleme im Umfeld der Heizwendel vermieden. Die breite Materialvielfalt der Polymerwerkstoffe erlaubt eine hohe Flexibilität in der Materialauswahl.

Als Füge-technik ist eine zum Materialkonzept konforme Klebetechnik entwickelt worden, die die parallele Verbindung mehrerer Pumpgehäuse und einer Membran im Nutzen ermöglicht und universell für die Fertigung mikrofluidischer Systeme geeignet ist. Das Kleben bietet die Voraussetzung, unterschiedlichste Kunststoffe miteinander zu verbinden, ohne sie dabei thermisch zu überlasten [39].

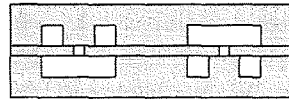
1.2.3.1 Herstellungsablauf

Damit das Herstellungskonzept einer breiten, kostengünstigen Fertigung gerecht wird, ist die Entscheidung für den folgenden Herstellungsablauf getroffen worden:

- Fertigung der Einzelteile Membran und Gehäusehälften separat im Nutzen durch ausschließlich parallele Fertigungsverfahren



- paralleles Zusammenfügen der Einzelteile im Nutzen



- Vereinzeln der Mikropumpen
- Montage der elektrischen und fluidischen Anschlüsse (falls nicht vom Anwender selbst durchgeführt)

Für die Herstellung der Membran und der Gehäusehälften sind verschiedene Fertigungsprozesse für die unterschiedlichen Mikropumpen entwickelt worden (siehe 1.3 und 1.4). Allen Pumpen gemein ist die Anwendung des folgenden, speziell für fluidische Mikrostrukturen entwickelten Fügeverfahrens.

1.2.3.2 Fügeprozeß

Nachteile herkömmlicher Klebetechniken (Dispensen, Siebdruck, Tampondruck) sind vor allem der Justieraufwand beim Klebstoffauftrag, eine ungenaue Schichtdickenreproduktion und die Gefahr des Verschmierens beim Zusammenfügen der Klebpartner.

Eine neu entwickelte Klebetechnik [8, 39, 40] vermeidet diese Nachteile und ist für den Einsatz in einer Serienfertigung besser geeignet: Sämtliche Mikrostrukturen eines Fügepartners sind vollständig von Stegen konstanter Höhe umgeben (Abb. 1.4). Diese können im einfachsten Fall

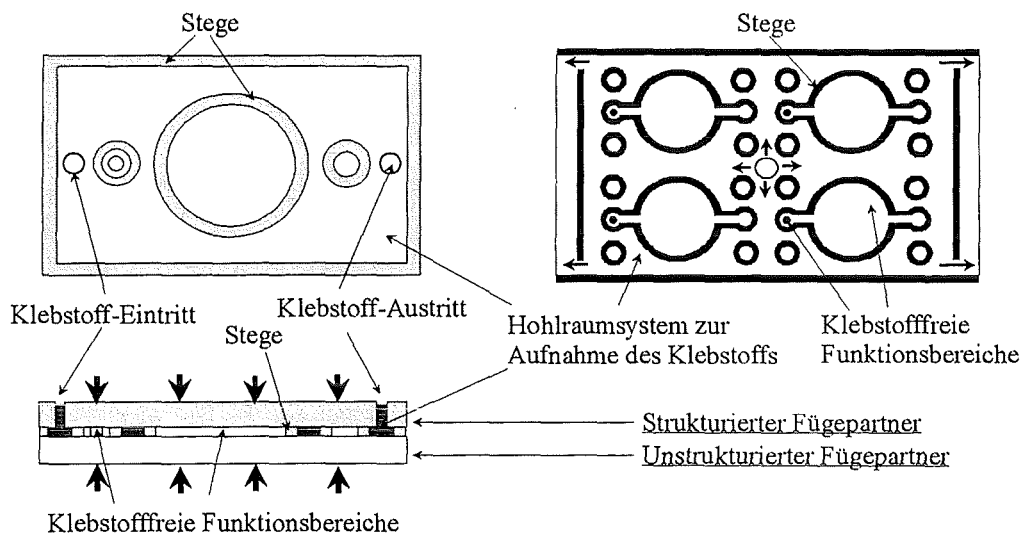


Abbildung 1.4: Fügekonzept für die parallele Verklebung der Mikropumpen

die Kammer- oder Kanalwände sein. Die Fügepartner werden nach der Justierung aneinandergepreßt, so daß zwischen ihnen über die Stege ein *Formschluß* entsteht. Dieser *Formschluß* bildet die Voraussetzung für reproduzierbare Funktionalitäten zwischen den Fügepartnern, wenn kleine Herstellungstoleranzen erforderlich sind. Er bewirkt weiterhin, daß sich um die eigentlichen funktionellen Strukturen herum ein flaches, zusammenhängendes Hohlraumsystem ausbildet. Dieses wird mit Klebstoff aufgefüllt. Der Klebstoff, der nicht über die Stege treten kann, befindet sich nach der Verklebung außerhalb der eigentlichen Mikrostrukturen. Er übernimmt die Funktion der mechanischen Verknüpfung der Fügepartner und der Abdichtung einzelner Mikrostrukturen und der Fügepartner untereinander. Ferner ist die Klebstoffschicht dick genug, um eventuelle Verspannungen zwischen den Fügepartnern aufnehmen zu können (siehe Kap. 1.3.1.4). In Abb. 1.4, rechts, ist angedeutet, wie eine größere Zahl fluidischer Mikrostrukturen von einem Hohlraumsystem umgeben ist, welches mit Klebstoff gefüllt wird.

1.3 Mikropumpen für Gase

Befindet sich die Heizwendel direkt auf der Pumpmembran, so entsteht eine Designvariante, die das Fördern von Gasen mit hohem Wirkungsgrad ermöglicht und sich mit besonders geringem Aufwand fertigen läßt. Dieses Kapitel beschreibt die funktionellen Eigenschaften dieser Variante und das hierfür entwickelte Herstellungsverfahren. Weiterhin wird der Einsatz unterschiedlicher Aktorfüllungen für gas- und flüssigkeitsfördernde Konfigurationen theoretisch und durch experimentelle Untersuchungen erörtert.

1.3.1 Aufbau und Herstellung

Der Aufbau der funktionellen Teile Aktorkammer, Pumpkammer, Ein- und Auslaßventil und Fluidkanäle entspricht dem bereits in Abb. 1.1 skizzierten. Die Heizwendel auf der Pumpmembran wird innerhalb eines Prozeßablaufs mit dieser hergestellt. Zusätzlich befinden sich im Gehäuseoberteil und -unterteil die für den Fügeprozeß (Kap. 1.2.3.2) erforderlichen Hohlräume. Abb. 1.5 zeigt den Aufbau im Querschnitt.

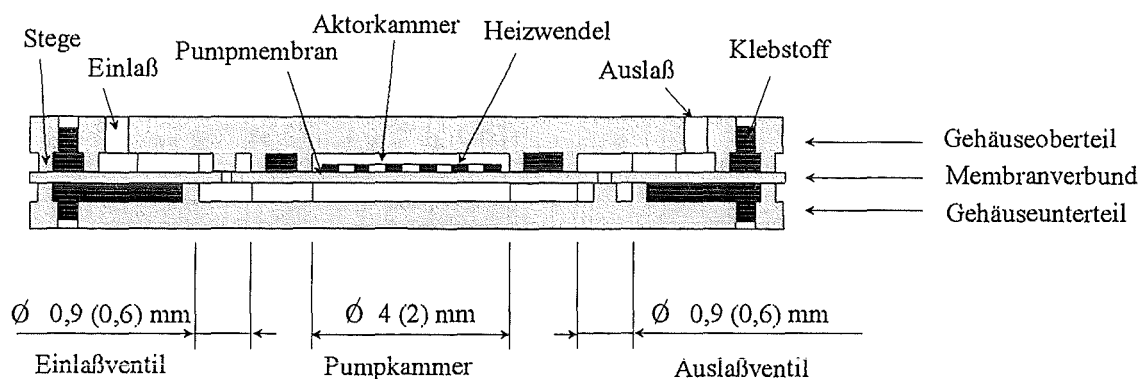


Abbildung 1.5: Querschnitt durch eine Mikropumpe für die Förderung von Gasen; Gesamtabmessungen: $9 \times 7 \text{ mm}^2$ (kleinste Pumpen: $7 \times 5 \text{ mm}^2$)

Bereits im ersten Design (6/92) wurden sämtliche Herstellungsschritte an insgesamt 12 Mi-

kropumpen in zwei Designvarianten parallel durchgeführt. Die kleinsten funktionierenden Mikropumpen, die in der Konfiguration nach Abb. 1.5 hergestellt worden sind, besitzen äußere Abmessungen von $5 \times 7 \text{ mm}^2$ und einen Aktorkammerdurchmesser von 2 mm.

1.3.1.1 Herstellung des Membranverbundes

Für die Fertigung der Membran mit darauf aufgetragenen Heizwendeln wurde der folgende Herstellungsprozeß entwickelt (Abb. 1.6):

Auf einem Siliziumsubstrat wird eine 60 nm dicke Trennschicht aus Gold (Abb. 1.6a) aufgedampft oder aufgesputtert. Diese ermöglicht das spätere Abtrennen der Membran vom Substrat. Ein schmaler Streifen ($\sim 5 \text{ mm}$) am Rand des Wafers wird dabei abgedeckt, um dort eine gute Haftung der folgenden Polyimid-Schicht zu erhalten.

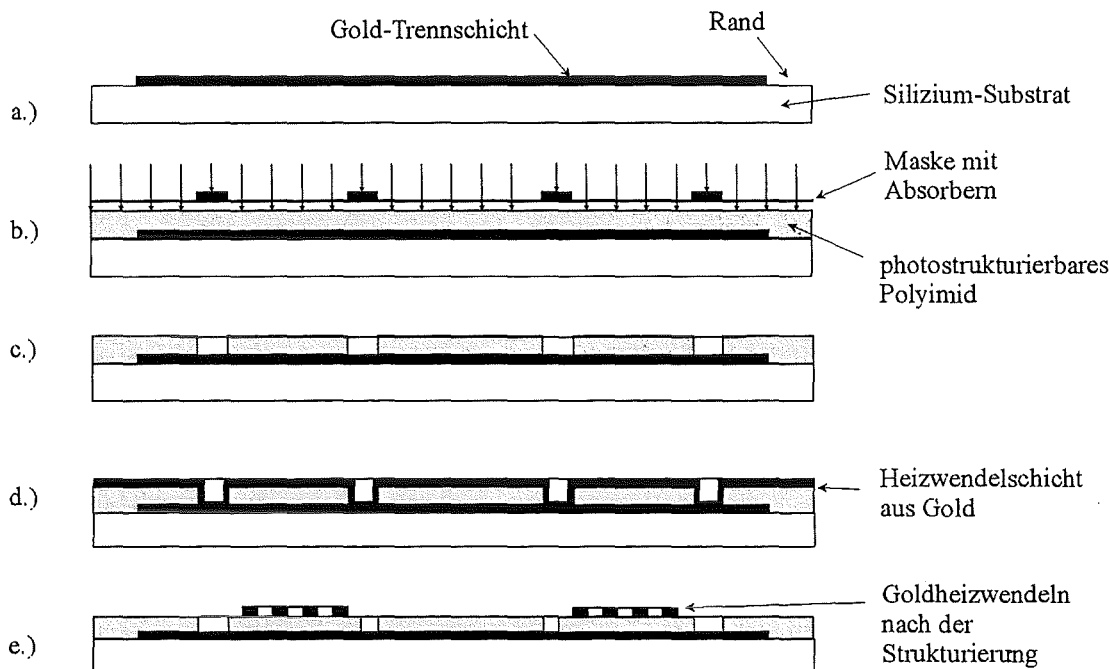


Abbildung 1.6: Prozeßablauf zur Strukturierung des Membranverbundes

Auf die Goldtrennschicht wird photostrukturierbarer Polyimidlack (Probimide 408) aufgeschleudert und bei $110 \text{ }^\circ\text{C}$ getrocknet. Es folgt die UV-Belichtung des Negativlacks über eine Chrommaske, wodurch die Molekülketten vernetzt werden (Abb. 1.6b). Die unbelichteten Bereiche (Ventilöffnungen) werden im anschließenden Entwicklungsschritt selektiv zu den belichteten herausgelöst und ein Hardbake bei $400 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführt (Abb. 1.6c). Die Schichtdicke beträgt nach dem Hardbake $1,5 \mu\text{m}$.

Als Heizwendeln wurden anfangs dünne gesputterte Titan- ($2,5 \mu\text{m}$) oder Kupferschichten (250 nm) verwendet. Diese zeigten in verschiedenen Pumpendauertests eine starke thermische Oxidation, die schließlich die Heizwendeln zerstörte. Aus diesem Grunde wurden fortan Heizwendeln aus Gold in unterschiedlichen designabhängigen Dicken ($< 500 \text{ nm}$) verwendet, an denen nach Pumpendauertests keine Oxidation erkennbar war.

Die Prozessierung der Heizwendeln beginnt mit dem ganzflächigen Aufdampfen der Goldschicht (Abb. 1.6d). Es folgt der Auftrag eines positiven Photolacks (AZ 4210), der photolithographisch so strukturiert wird, daß die Heizwendelstrukturen vom Lack bedeckt bleiben. Alle nicht bedeckten Bereiche werden naßchemisch mit Hilfe eines Kaliumjodid-Jod-Gemisches weggeätzt und der Photolack entfernt (Abb. 1.6e). Die fertige Probe wird einem abschließenden Temperschnitt (400 °C, 1 h, siehe Kap. 1.3.1.2) unterzogen, um die Goldheizwendeln thermisch zu altern.

Ständige Optimierungen der Prozeßparameter haben die Reproduzierbarkeit dieses Herstellungsprozesses soweit verbessert, daß die Ausbeute nahezu 100 % beträgt.

1.3.1.2 Stabilisierung der elektrischen Langzeiteigenschaften der Goldheizwendeln

Dauertests an Mikropumpen haben gezeigt, daß sich der elektrische Widerstand sowohl gesputterter als auch gedampfter Goldheizwendeln im Betrieb verringert. Die Widerstandsabnahme zeigte einen exponentiellen, von der Heizwendelbetriebstemperatur abhängigen Zeitverlauf, der auf vorwiegend thermische Ausgleichsprozesse im Gefüge hindeutete. Eine mechanische Alterung konnte wegen eines vergleichsweise geringen piezoresistiven Effektes für die Widerstandsabnahme ausgeschlossen werden. Da die Abnahme des Heizwendelwiderstandes bei den meisten elektrischen Ansteuerungsverfahren zu einer Veränderung der Förderleistung führt (siehe Kap. 2.3.3.4), sollte der Widerstandswert bereits im Herstellungsprozeß durch einen Temperschnitt stabilisiert werden.

Hierzu wurden gesputterte und gedampfte Heizwendeln in Mäanderform mit Schichtdicken zwischen 100 und 350 nm auf ein Siliziumsubstrat mit darunter liegender Polyimidschicht hergestellt und verschiedenen Temperaturzyklen unterworfen. Die Temperversuche wurden auf einer Hotplate, im Heißluftofen und im Vakuumofen durchgeführt. Die Kontaktierung auf den Anschlußpads erfolgte durch flächigen Kontakt mit schmalen Streifen einer Kaptonfolie, die mit einer dicken aufgesputterten Goldschicht (2 µm) versehen war. In den ersten Versuchen wurden gesputterte und gedampfte strukturierte Proben mit 30-minütigen Temperschnitten auf der Hotplate zwischen 75 und 375 °C behandelt (Abb. 1.7). Die Temperversuche zeigten, daß bei der gedampften Schicht eine gleichmäßige Erhöhung der Leitfähigkeit mit der Tempertemperatur auftritt. Gesputterte Schichten zeigen bei Temperung zwischen 150 °C und 250 °C eine starke Leitfähigkeitsveränderung, was auf Gefügeumbildungen bei diesen Temperaturen hinweist. Die weit unter dem Literaturwert von Gold liegenden Leitfähigkeiten σ_{el} der ungetemperten Proben deuten auf eine große Zahl von Korngrenzen in einem feinkörnigen Kristallitgefüge hin.

Durch die Temperaturbeständigkeit von Polyimid bis 400 °C (400 °C darf auch während des Betriebes der Mikropumpen nicht überschritten werden) ist eine obere Grenze der Tempertemperatur vorgegeben. Die nach einer 400 °C-Temperung erzielten Leitfähigkeiten $\sigma_{el,400}$ liegen noch weit unter dem Literaturwert von Gold ($\sigma_{el,lit} = 48,54 \text{ m}/\Omega\text{mm}^2$).

Um die benötigte Zeitdauer für einen Temperprozeß zu bestimmen, wurde in weiteren Versuchen während der Temperung der Heizwendelwiderstand aufgezeichnet. Der Abfall des Widerstandes während der jeweils 30-minütigen Temperzeit ($T = \text{konst.}$) lieferte die Zeitkonstante τ_{temp} (Abb. 1.8), aus der sich die erforderliche Dauer eines Temperprozesses ableiten läßt. Als Richtlinie für die Dauer kann die Einschwingzeit [19] $t = 3 \cdot \tau_{temp}$, nach der ein Ausgleichprozeß zu 95 % abgeschlossen ist, herangezogen werden. Diese beträgt bei einer Tempertemperatur von 400 °C ~ 30 Minuten. Die mehrmalige Wiederholung des schließlich verwendeten Temperschnitts (400 °C, 1 h) zeigte keine nennenswerten Veränderungen des Heizwendelwiderstandes. Jedoch konnte

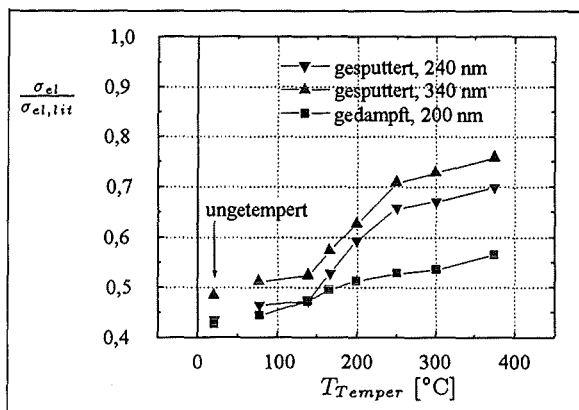


Abbildung 1.7: Leitfähigkeit von auf eine Polyimidschicht gesputterten und gedampften Goldheizwendeln nach der Temperung bei verschiedenen Temperaturen; Leitfähigkeiten im Verhältnis zum Literaturwert ($\sigma_{el,lit} = 48,54 \text{ m}/\Omega\text{mm}^2$)

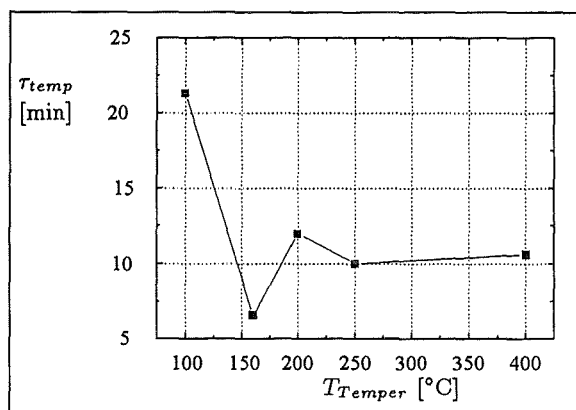


Abbildung 1.8: Temperzeitkonstanten bei verschiedenen Temperaturen (gesputterte Goldschicht)

nach mehrtägiger Lagerung der getemperten Proben wieder ein leichter Abfall der Leitfähigkeit festgestellt werden (bis zu 3 %), was auf Reversibilitäten der Gefügeveränderung hindeutet.

1.3.1.3 Herstellung der Pumpgehäuse

Die Kunststoffgehäuse der Pumpen werden im Spritzguß oder durch Vakuumprägen hergestellt — Verfahren, die auf eine Massenproduktion ausgerichtet sind [51]. Die dazu benötigten Werkzeuge, die Formeinsätze, können auf zwei Arten hergestellt werden, je nach der Dimension der kleinsten benötigten Strukturabmessungen. Bei lateralen Strukturdimensionen bis in den Mikrometerbereich bietet sich das LIGA-Verfahren an [44]. Bei Strukturabmessungen größer als $100 \mu\text{m}$, wie sie aus den Leistungsanforderungen der Mikropumpen entstehen, lassen sich Verfahren der mechanischen Mikrofertigung zur Herstellung der Formeinsätze einsetzen [54, 53].

Herstellung der Formeinsätze: Die Fertigung der Formeinsätze durch mechanische Mikrofertigung [54, 53] führte zu der Aufgabenstellung, freigeformte zweidimensionale Geometrien mit Hilfe eines Mikrofräasers herzustellen, wobei die Verfahrenswege des Fräasers mit einer Genauigkeit von mindestens $10 \mu\text{m}$ eingehalten werden sollten. Das Design der Gehäusehälften wurde konsequent an die Eigenschaften des Fräsvorgangs — Verwendung eines Mikrofräasers mit einem Durchmesser von $300 \mu\text{m}$ und Forderung nach kurzen Bearbeitungszeiten — angepaßt: Sämtliche Strukturen sind konstruktiv als einfache Stegstrukturen ausgeführt, welche in den Messing-Formeinsätzen Fräsnuten (Negativstrukturen) darstellen. Die Breite der Fräsnuten entspricht dem Durchmesser des Mikrofräasers. Geometrien, die eine flächenhafte Ausräumung weiter Bereiche erfordern, wurden im Hinblick auf kurze Maschinenzeiten vermieden. Abb. 1.9 zeigt einen auf diese Weise hergestellten Formeinsatz. Die Oberflächenrauigkeit R_t am Strukturgrund der Fräsnuten liegt weit unter $1 \mu\text{m}$.

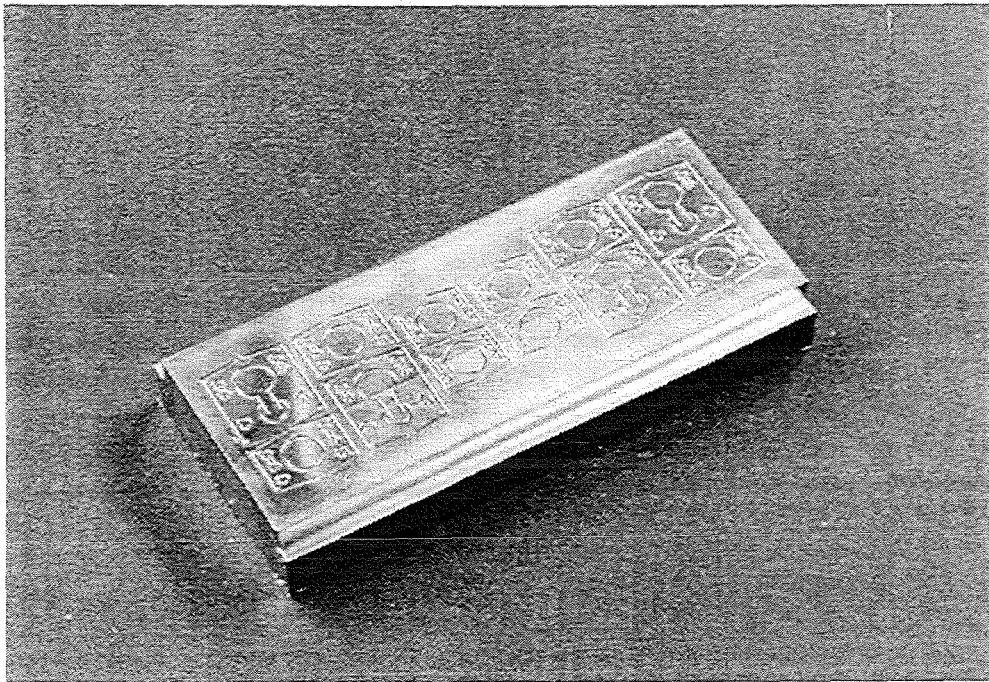


Abbildung 1.9: Feinmechanisch hergestellter Formeinsatz (Verwendung eines Mikrofräsers mit einem Durchmesser von $300\ \mu\text{m}$). Der Formeinsatz besitzt eine strukturierbare Fläche von $26 \times 66\ \text{mm}^2$, auf der die $100\ \mu\text{m}$ tiefen Strukturen von 12 Mikropumpen untergebracht sind.

Herstellung der Gehäusehälften durch Kunststoffabformung: Die Gehäusehälften wurden durch Vakuumpressen und Spritzguß hergestellt. Aus der breiten Palette der zur Verfügung stehenden Kunststoffe wurde Polysulfon (PSU, hergestellt durch Spritzguß) anhand folgender Kriterien ausgewählt:

1. Transparenz: notwendig für die optische Justierung im Fügeprozeß
2. Temperaturbeständigkeit bis $150\ ^\circ\text{C}$: Es hat sich gezeigt, daß die Pumpgehäuse im Betrieb lokal $100\ ^\circ\text{C}$ erreichen können. Kunststoffe mit niedriger Glasübergangstemperatur T_g können dadurch bereits irreversible Veränderungen erfahren und besitzen zudem einen hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten [43], der bei Kombination mit Polyimidmembranen zu ungleichen Wärmedehnungen führt.
3. chemische Beständigkeit, geringe Wasseraufnahme
4. Haftung von Klebstoffen
5. Möglichkeit der Verarbeitung durch Vakuumpressen und/oder Spritzguß

Neben den Mikropumpen mit PSU-Gehäusen wurden Mikropumpen mit geprägten Gehäusehälften aus Polyvinylidenfluorid (PVDF) und PMMA aufgebaut. Es stellte sich heraus, daß diese Kunststoffe einige der o.g. Kriterien nicht zufriedenstellend erfüllen konnten (PMMA: 2. + 3.; PVDF: 1. + 4.).

Die Abformung der PSU-Gehäusehälften erfolgte unter Verwendung einer Spritzgießmaschine mit einem fest installierten Spritzgießwerkzeug, das auf die Rückseite der Formteile Hilfsstrukturen für die Entformung (Herausziehen des erstarrten Kunststoffteils aus der Form) anbringt. Diese Entformhilfen mußten durch anschließendes Grob- und Ultrafräsen abgearbeitet werden. Die Entformhilfen nehmen ferner einen Teil der Schrumpfspannungen des Kunststoffteils auf und vermindern so die Belastung der vorderseitigen, senkrechten Mikrostrukturen beim Herausziehen aus der Form. Treten trotzdem aus der Strukturebene der Mikrostrukturen heraus Verwerfungen durch den Entformvorgang auf, so müssen diese zusätzlich durch einen Ultrafrässchritt entfernt werden.

Um Nachbearbeitungsschritte zu vermeiden, sind neben der Optimierung der Spritzgießparameter (Einspritzdruck, Nachdruck, Temperaturprofil, Entformzeitpunkt und -geschwindigkeit) folgende Maßnahmen geeignet:

1. Verwendung ausschließlich schräger Strukturwände. Bei feinmechanisch hergestellten Formeinsätzen kann dies durch Verwendung eines konisch geschliffenen Mikrofräasers oder eines Formdiamanten erreicht werden. Die Strukturschrägen unterstützen den Entformprozeß und vermeiden das Aufschumpfen des Kunststoffs auf Strukturen mit geschlossenem Umfang.
2. Verwendung von Auswerferstiften, die im Formeinsatz integriert sind. Die Formteile können so von der Strukturseite aus der Form gedrückt werden. Auf der Rückseite der Formteile müssen keine zusätzlichen Entformstrukturen aufgebracht werden.
3. Alternativ zu 2. besteht die Möglichkeit, rückseitige Entformhilfen außerhalb des Strukturfeldes anzubringen, die zusätzlich die Schrumpfspannungen der Abformteile aufnehmen.

Die Öffnungen der Fluidein- und -auslässe wurden anfangs in die fertigen Gehäusehälften gebohrt. In späteren Designs wurden konische Stifte in die Formeinsätze eingelassen, so daß die Öffnungen bereits in den Abformteilen enthalten waren (siehe Abb. 3.4, Seite 73).

1.3.1.4 Verklebung der Mikropumpen

Die Basis für die Verklebung der Pumpgehäusehälften (Kap. 1.3.1.3) mit dem Membranverbund (Kap. 1.3.1.1) bildet das Fügekonzept in Kap. 1.2.3.2. Die drei Einzelteile der Mikropumpen werden in zwei Schritten verklebt (Abb. 1.10).

Im ersten Schritt wird ein Gehäuseoberteil, welches Strukturen von 12 Pumpen enthält, mit dem Membranverbund verklebt, der sich noch auf dem Siliziumsubstrat befindet. Dazu werden die Fügepartner innerhalb einer Verklebevorrichtung auf die Fügetemperatur T_F aufgeheizt und zueinander optisch oder durch mechanische Anschläge justiert. Die Längenabmessungen der Membranstrukturen und der Gehäusestrukturen sind so dimensioniert, daß sie unter Berücksichtigung der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Siliziumsubstrat und Gehäuseteil bei T_F deckungsgleich sind (Abb. 1.11). Die Fügepartner werden nun zueinander verpreßt und Klebstoff in das Hohlraumssystem injiziert. Ist der Klebstoff ausgehärtet, so wird vor dem Abkühlen das Gehäuseteil mitsamt Membran vom Siliziumsubstrat mechanisch getrennt (Abheben). Auf der Unterseite der Membran befindet sich die Goldtrennschicht, die optional

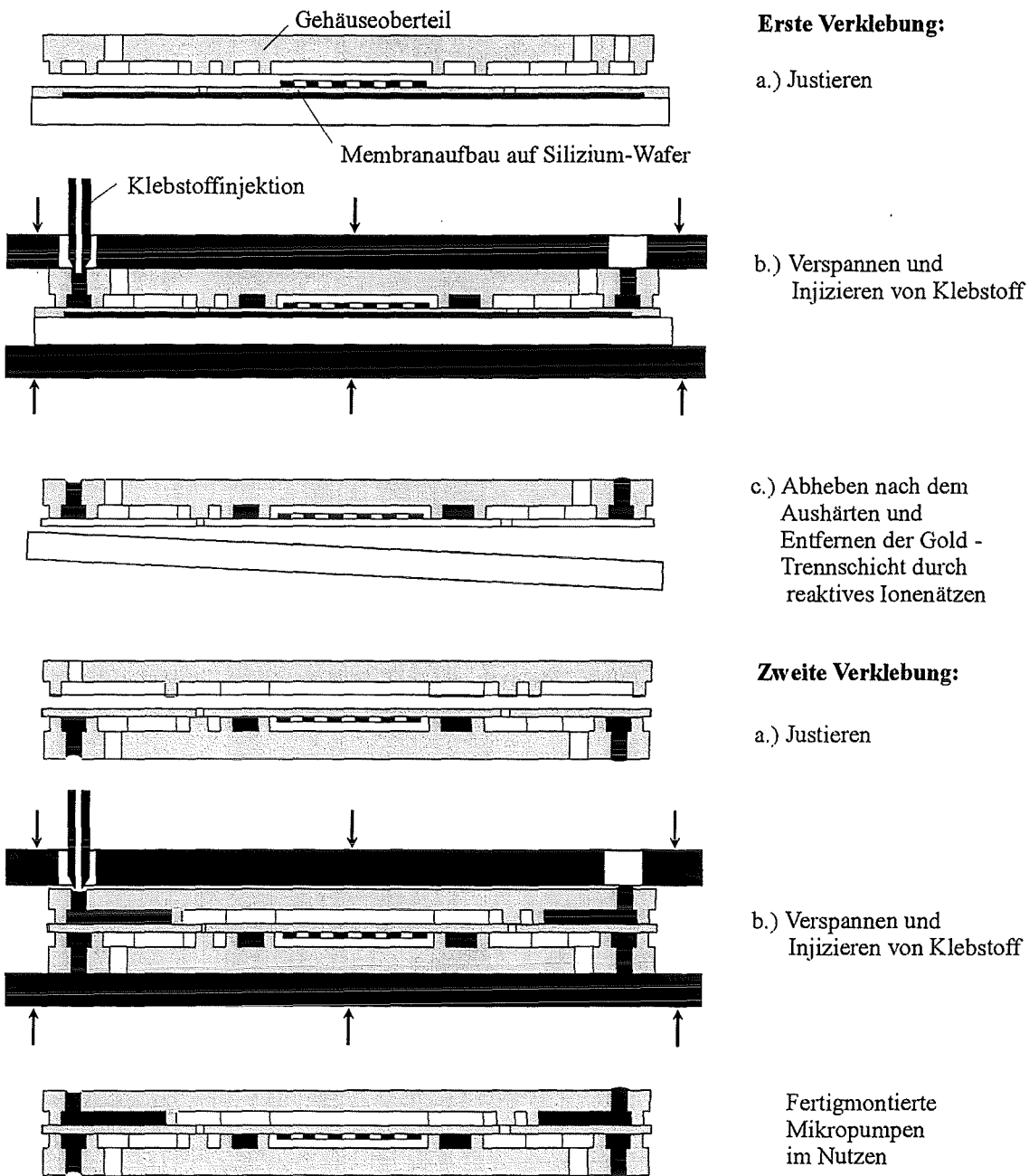


Abbildung 1.10: Ablauf des Fügeprozesses im Nutzen

durch reaktives Ionenätzen beseitigt werden kann. Der Abkühlvorgang bewirkt eine starke Reduzierung der inneren Membranspannungen (siehe 2.2.3.1), da die Membran mit dem Gehäuseteil verbunden ist, welches stärker schrumpft als das Siliziumsubstrat, auf dem die Membran prozessiert wurde (Abb. 1.11).

Im zweiten Schritt wird das Gehäuseunterteil mit dem Verbund aus der ersten Verklebung in gleicher Weise verklebt. Nach dem Aushärten der zweiten Verklebung können die zwölf zusam-

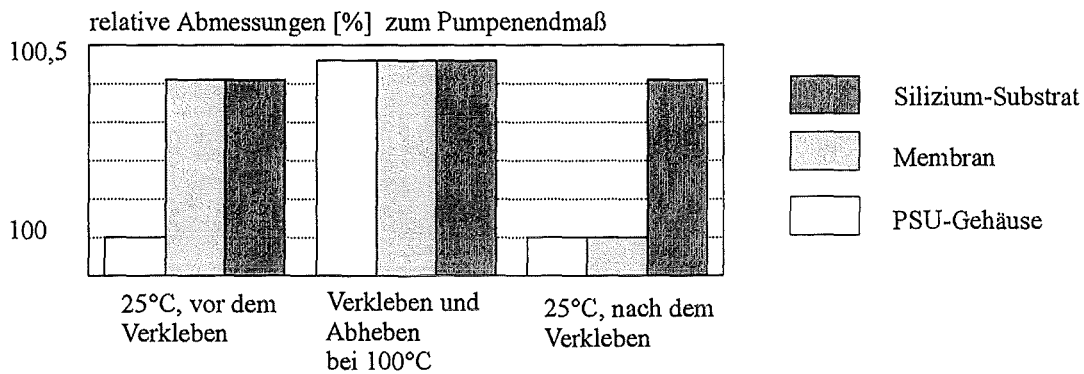


Abbildung 1.11: Dehnungen von Siliziumsubstrat, Membran und Gehäuseteil im Verlauf des ersten Klebeschritts. Es resultiert eine Verringerung der inneren Membranspannungen

menhängenden Mikropumpen vereinzelt werden. Dies kann durch Sägen, Stanzen oder durch thermische Trennverfahren erfolgen.

Erforderliche Klebstoffeigenschaften: Als Klebstoffe können Zweikomponentenklebstoffe auf Epoxydharzbasis oder Schmelzkeber verwendet werden. Sie müssen folgende mechanische Eigenschaften im ausgehärteten Zustand und fluidische Eigenschaften im Verarbeitungszustand erfüllen:

Mechanische Eigenschaften im ausgehärteten Zustand: Die Klebeverbindungen werden in erster Linie durch thermische und mechanische *Dehnungsunterschiede* zwischen den Fügepartnern beansprucht. Prinzipiell liegt der Vorteil von Klebeverbindungen gegenüber anderen Fügeverfahren darin, daß sie einen elastischen Puffer zwischen den Fügepartnern bilden und auf diese Weise Scherdehnungsunterschiede spannungsarm ausgleichen können. Voraussetzung ist, daß der Klebstoff erheblich elastischer als die Fügepartner ist. Auf diese Weise bauen sich keine hohen Scherspannungen an den Grenzflächen auf, die zum Bruch der Klebeverbindung führen. Die Anforderungen an die Adhäsion sind wegen der kleineren resultierenden Spannungen elastischer Klebstoffe niedriger als bei „harten“ Klebstoffen (siehe Abb. 1.12).

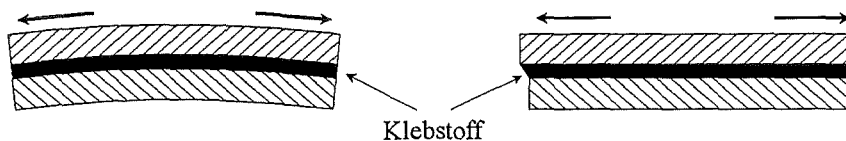


Abbildung 1.12: Vergleich der Eigenschaften einer Klebeverbindung bei Verwendung eines inelastischen (links) und eines elastischen Klebers. Durch die Verwendung eines elastischen Klebers können Dehnungsunterschiede zwischen den Fügepartnern ausgeglichen werden und innere Spannungen abgebaut werden

Zur Auswahl eines Klebstoffs gibt die direkte Messung der *Bruchdehnung* ϵ_B und der *Bruchscherdehnung* γ_B von Klebeprobe(n) (mit den tatsächlichen Klebepartnern) und die Angabe des Elastizitätsmoduls E_{KI} und des Schubmoduls G_{KI} Auskunft über dessen mechanische Eignung. Die Klebeverbindungen sind haltbar, wenn folgende Bedingungen erfüllt sind.

$$\begin{aligned}
E_{Kl} &\ll E_{F,i} & i = 1, 2 \\
G_{Kl} &\ll G_{F,i} & i = 1, 2 \\
\epsilon_B &\gg \epsilon_{max} \\
\gamma_B &\gg \gamma_{max}
\end{aligned} \tag{1.1}$$

mit E : Elastizitätsmodul
 G : Schubmodul
 ϵ : Dehnung
 γ : Scherdehnungen
Indizes: B : Bruch; Kl : Klebstoff; F, i : Fügepartner; max : maximal auftretend

erfüllt sind.

Fluidische Eigenschaften im Verarbeitungszustand: Der Klebstoff wird unter Druck in das Hohlraumsystem eingefüllt. In Abhängigkeit des Hohlraumdesigns sind die Viskositäts- und Benetzungseigenschaften des Klebers, der Befülldruck und die Verpressung der Fügepartner dafür verantwortlich, daß das Hohlraumsystem vollständig befüllt wird, aber kein Klebstoff in die funktionellen Strukturen übertritt.

Voraussetzung für die vollständige Befüllung ist, daß der Klebstoff genügend niederviskos ist, wobei linear-viskoses Verhalten gefordert werden muß. Gefüllte Klebstoffe scheiden wegen thixotroper Viskositätseigenschaften aus.

$$\mu_{Kl} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \simeq \text{const.} \tag{1.2}$$

mit μ_{Kl} : dynamische Viskosität des Klebers
 τ : fluidische Scherspannungen
 $\dot{\gamma}$: fluidische Schergeschwindigkeit

Um die Mechanismen zu verstehen, die verhindern, daß der Klebstoff in die Funktionsstrukturen fließt, wird ein einfaches Modell eines Spaltes zwischen einer Stegfläche und dem zweiten Fügepartner aufgestellt. Verursacht durch Fertigungstoleranzen sei der Spaltabstand $d_S \geq 0$. Auf einer Seite befindet sich der flüssige Klebstoff, auf der anderen Seite Luft. Der Klebstoff habe die Oberflächenspannung σ und bilde mit den festen Grenzflächen einen Benetzungswinkel α . Ist $\alpha < 90^\circ$, so ziehen die auftretenden Kapillarkräfte den Klebstoff in den Spalt hinein. Die Weg-Zeitfunktion $x(t)$, mit der der Klebstoff im Spalt fortschreitet, läßt sich aus dem Gleichgewicht zwischen dem statischen Klebstoff-Druckabfall Δp_{st} , dem Kapillardruck Δp_K und dem Reibungsdruckverlust Δp_{fl} der Klebstoffströmung im Spalt nach HAGEN-POISEUILLE berechnen [73]. Es gilt:

Gleichung (1.4) läßt erkennen, daß ein langsames Fortschreiten des Klebstoffs im Spalt durch kleine Spaltweiten erreicht wird. Dies unterstreicht die Forderung nach einem guten Formschluß im Spalt, der nur durch eine hohe Ebenheit der Stegflächen und durch eine gleichmäßige Verpressung der Fügepartner erreicht werden kann.

Unter der vereinfachenden Annahme, daß der Klebstoff bis zu seiner Abbindezeit $t = t_{ab}$ die Viskosität μ_{Kl} besitzt und danach fest ist, läßt sich Gleichung (1.4) als Dimensionierungsgrundlage

$$\begin{aligned} \Delta p_K + \Delta p_{st} &= \Delta p_{fl} \\ \frac{2 \sigma \cos \alpha}{d_S} + \Delta p_{st} &= \frac{3 \mu_{KI} x}{d_S^2} \dot{x} \quad (1.3) \end{aligned}$$

Die Differentialgleichung (1.3) liefert mit der Anfangsbedingung $x(0) = 0$ die Lösung

$$x(t) = \sqrt{\left(\frac{4 \sigma \cos \alpha d_S}{3 \mu_{KI}} + \frac{2 d_S^2}{\mu_{KI}} \Delta p_{st} \right) \cdot t} \quad (1.4)$$

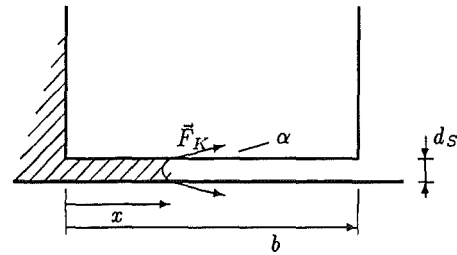


Abbildung 1.13: Fluiddynamische Verhältnisse in einem Klebspalt unterhalb eines Steges

für die Breite der Stegstrukturen $b \geq x(t_{ab})$ verwenden. Bei gegebener Stegeometrie und bei lokal auftretenden Spalten $d_S (< 5 \mu\text{m})$ bildet Gleichung (1.4) die Grundlage für die Klebstoffauswahl unter fluidischen Gesichtspunkten. Hierzu kann der Ausdruck $\sigma \cos \alpha$ aus Gleichung (1.4) durch die Vermessung von Klebstofftropfen auf den Oberflächen von Proben der verwendeten Materialien bestimmt werden [68]. Ebenso kann bei sonst bekannten Parametern der maximal erlaubte Injektionsüberdruck Δp_{st} berechnet werden.

Erreicht der Klebstoff dennoch die Stegkante am Ende des Spaltes, so bildet sich eine Klebstoffkehle aus (Abb. 1.14). Der Klebstoff überschreitet erst dann die Kante, wenn er mit der vertikalen Fläche den materialspezifischen Benetzungswinkel β bilden kann. Dieser Vorgang wird durch kleine Benetzungswinkel der unteren Probe α_i und durch zusätzlich aufgegebenen Klebstoffdruck unterstützt.

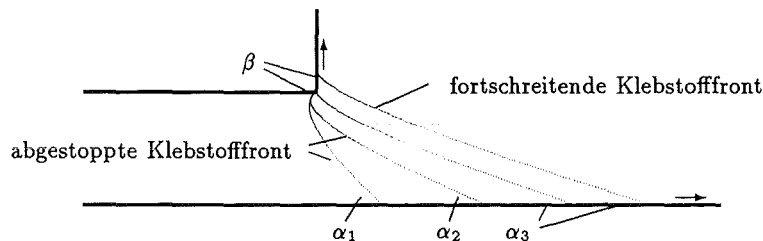


Abbildung 1.14: Klebstoffkehle am Ende eines Spaltes und Übertritt des Klebstoffs über eine Kante

Aushärteeigenschaften und Temperaturkoeffizient: Selbst eine hohe Schwindung des Klebstoffs während der Aushärtung kann toleriert werden, da das reduzierte Klebstoffvolumen bis zum vollständigen Abbinden durch ausgleichende Klebstoffströmungen von den Einfüll- und Auslaßöffnungen her aufgefüllt wird. Dies zeigte sich in der Praxis dadurch, daß sich die Klebstofffront nach einer anfänglich vollständigen Befüllung des Hohlraumsystems am Ende des Abbindens grundsätzlich in das Hohlraumssystem hinein verschoben hatte. Der Temperaturkoeffizient des ausgehärteten Klebstoffs sollte den der PSU-Gehäuse (gemessener Wert: $58 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$) nicht überschreiten, da ansonsten die bei Raumtemperatur in der Klebstoffschicht auftretenden inneren Zugspannungen die Klebstoffadhäsion stark belasten.

1.3.2 Betriebsmoden

In Abhängigkeit des zu fördernden Fluids (flüssig oder gasförmig) und der Arbeitsweise des Aktors (Expansion eines Gases oder Verdampfen einer Flüssigkeit) ermöglicht der Aufbau nach Abb. 1.5 vier unterschiedliche Betriebskonfigurationen. Entscheidend hierfür sind thermische Eigenschaften, die aus der Lage der Heizwendel auf der Pumpmembran zwischen Aktor- und Pumpkammer resultieren: die geringe Wärmekapazität von Heizwendel und Membran und eine hohe Wärmeleitfähigkeit durch die dünne Membran hindurch. Es konnten Mikropumpen in allen vier Konfigurationen funktionstüchtig aufgebaut und getestet werden (Tabelle 1.2).

Fördermedium	Aktormedium	
	Gas	Flüssigkeit (Verdampfen)
Gas	<p>Konfiguration 1: Δp_{max} bis 250 hPa; Pumpfrequenzen > 20 Hz, da geringe Wärmekapazität von Membran und Heizwendel \rightarrow Förderraten $> 200 \mu\text{l}/\text{min}$; Erwärmung des geförderten Mediums in gleicher Weise wie in der Aktorkammer; wegen der geringen Wärmekapazität ist das geförderte Gas jedoch bereits beim Austritt aus der Pumpe abgekühlt; hohe Betriebssicherheit für die Heizwendel.</p>	<p>Konfiguration 2: Hohe Förderdrücke Δp_{max} 500 hPa erreichbar; jedoch kleine Pumpfrequenzen (< 5 Hz) wegen der hohen Wärmemengen für Aufheizung und Verdampfung der Flüssigkeit und kleinem ΔT (≈ 80 K) für die Wärmeabfuhr; geringere Erwärmung des geförderten Gases als bei reinem Gas-Aktor; geringe Betriebssicherheit, falls die Aktorkammer nicht vollständig gefüllt ist.</p>
Flüssigk.	<p>Konfiguration 3: Erwärmung der Heizwendel maximal auf die Siedetemperatur der geförderten Flüssigkeit $\rightarrow \Delta p_{max} < 50$ hPa (Wasser); die starke Erwärmung der geförderten Flüssigkeit ist i.d. Regel nicht erwünscht; geringe Betriebssicherheit, falls Blasen in der geförderten Flüssigkeit auftreten.</p>	<p>Konfiguration 4: Thermische Simulationen für diesen Fall haben gezeigt, daß wegen der guten Wärmeleitfähigkeit der Pumpmembran und der geförderten und der Aktorflüssigkeit diese stets das gleiche Temperaturniveau besitzen. Daher sollte der Dampfdruck der Aktorflüssigkeit erheblich unter dem der zu fördernden Flüssigkeit liegen; Förderdrücke wie in Konfiguration 2; Pumpfrequenzen kleiner als in Konfiguration 2 wegen der zusätzlichen Wärmekapazität der zu fördernden Flüssigkeit; Erwärmung der zu fördernden Flüssigkeit wie in Konfiguration 3; geringe Betriebssicherheit, falls Blasen in der Flüssigkeit vorhanden sind oder die Aktorkammer nicht vollständig befüllt ist.</p>

Tabelle 1.2: Betriebskonfigurationen, abgeleitet aus Simulationen des Wärmeübergangs und praktischen Versuchen

Experimente haben gezeigt, daß bei den flüssigkeitsfördernden Konfigurationen (3 + 4 in Tabelle 1.2) die Gefahr der Überhitzung der Heizwendel durch eintretende Gasblasen auftritt, die lokal die Wärmeleitfähigkeit in der Pumpkammer herabsetzen. Die Überhitzungsgefahr ist unter dem Aspekt der Betriebssicherheit ausreichend hoch, um zur Förderung von Flüssigkeiten vom Aufbau Abb. 1.5 Abstand zu nehmen.

Das Überhitzungsproblem tritt ebenfalls auf, wenn eine verdampfende Flüssigkeit als Aktormedium eingesetzt wird und die Aktorkammer nicht vollständig gefüllt ist. In der Praxis bildete sich grundsätzlich eine zusammenhängende Gas-Dampfblase aus, die die Heizwendel teilweise bedeckte. Experimente wurden mit verschiedenen niedrigsiedenden Aktorflüssigkeiten durchgeführt (Ethanol, Hexan, HFCKW). Um die Flüssigkeiten in die Aktorkammer einzufüllen, erhielt diese eine Bohrung im Gehäuse. Die Mikropumpe wurde komplett evakuiert und anschließend mit der Aktorflüssigkeit wieder bis auf Umgebungsdruck geflutet. Die Öffnung im Polysulfongehäuse wurde durch Schmelzen versiegelt. Probleme zeigten sich dadurch, daß die einerseits gewünschten niedrigen Dampfdrücke (vgl. [49, 47]) der Stoffe andererseits deren Ausdiffundieren durch Polyimidmembran und Kunststoffgehäuse hindurch zur Folge hatten. Durch eine zusätzliche Gold-Beschichtung der Pumpmembran konnte ein Ausdiffundieren zwar verringert, aber nicht vollständig unterdrückt werden.

Zusammenfassung: Von den vier möglichen Betriebskonfigurationen hat sich die Konfiguration 1 (gasfördernde Mikropumpe mit gasgefüllter Aktorkammer) als praxistauglich erwiesen. Die übrigen Konfigurationen fallen für praktische Anwendungen wegen mangelnder Betriebssicherheit und/oder Langzeitstabilität aus. Abb. 1.15 zeigt eine gasfördernde Mikropumpe mit luftgefülltem Aktor der ersten Generation.

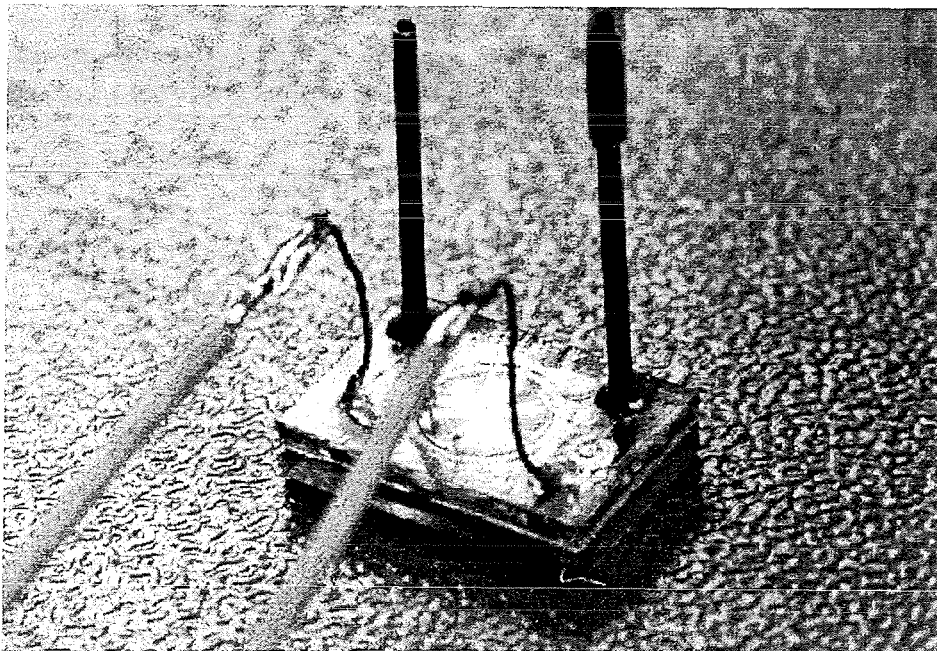


Abbildung 1.15: Erste Mikropumpe, Heizwendel aus Titan ($2,5 \mu\text{m}$), Dicke der Polyimidmembran: $2,2 \mu\text{m}$. Die Gesamtabmessungen betragen $9 \times 7 \text{ mm}^2$

1.4 Mikropumpen für Gase und Flüssigkeiten

Wegen guter Fördereigenschaften der in Kap. 1.3 vorgestellten Gaspumpen und dem allgemeinen Wunsch, diese in einen serienreifen Zustand zu überführen (siehe auch Kap. 3), wurden die Schwerpunkte der Entwicklungsarbeit auf die Entwicklung von Gaspumpen gesetzt. Dennoch sind großseriene geeignete Herstellungsprozesse für gas- und flüssigkeitsfördernde Mikropumpen entwickelt und der Funktionsnachweis für diese Mikropumpen durchgeführt worden.

Flüssigkeiten können wegen der Überhitzungsgefahr durch auftretende Gas- oder Dampfblasen nur dann mit zufriedenstellender Betriebssicherheit gefördert werden, wenn die Heizwendel keinen unmittelbaren thermischen Kontakt zum geförderten Medium besitzt. So stehen für die Realisierung flüssigkeitsfördernder Mikropumpen zwei Möglichkeiten zur Auswahl: Verwendung einer freitragenden Heizwendel in der Aktorkammer oder einer auf die Aktorkammerinnenwand strukturierten Heizwendel.

1.4.1 Herstellungskonzepte für freitragende Heizwendeln

Unterschiedliche Konzepte für frei in der Aktorkammer aufgespannte Heizwendeln wurden aufgestellt und praktisch erprobt. Diese Konzepte sollten den Herstellungsaufwand im Vergleich zur Gaspumpe aus Kap. 1.3 *nicht* dadurch erhöhen, daß eine weitere strukturierte Ebene in die Mikropumpe eingefügt wird. Statt dessen wurden Konzepte verfolgt, einen Heizmäander weiterhin auf die Polyimidmembran (Durchmesser 4 mm) dünnfilmtechnisch aufzubringen und durch Opferschichtverfahren (1.) bzw. mechanisch (2.) im Bereich der Aktorkammer zu trennen.

1. Versuche mit dicken Opferschichten (AZ-Lacke, 16 und 32 μm , siehe Abb. 1.16) haben gezeigt, daß die Stabilität der Heizmäander (Ni 2 μm , galvanisch) nicht ausreicht, um den Kapillarkräften standzuhalten, die im chemischen Naßätzprozeß zur Beseitigung der Opferschicht entstehen: Die Heizmäander legen sich an die Membran an und können we-

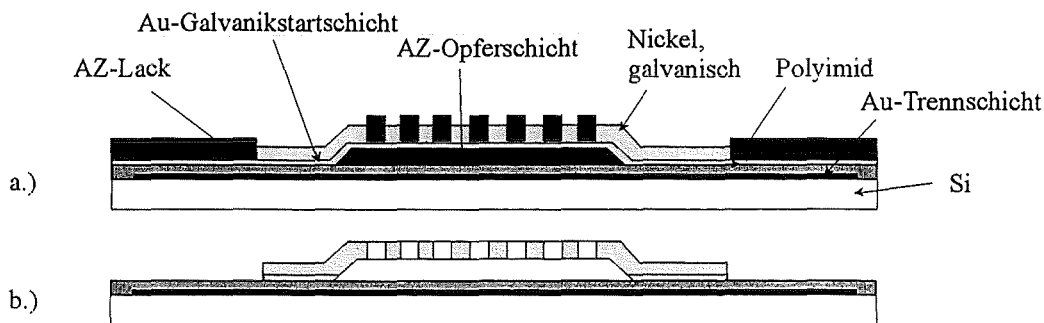


Abbildung 1.16: Opferschichtverfahren zur Herstellung freitragender Heizwendeln

gen der hohen Membranflexibilität nicht wieder gelöst werden. Durch eine Erhöhung der Schichtdicke der Mäander ($> 50 \mu\text{m}$) kann die Formstabilität hergestellt werden, jedoch steigt damit auch die Wärmekapazität der Heizmäander an (niedrige Pumpfrequenzen!). Dies bedeutet eine Verschlechterung des thermischen Wirkungsgrades des Aktors, was den erhöhten Herstellungsaufwand für eine freitragende Heizwendel nicht rechtfertigt. Das Verfahren ist jedoch für sehr kleine Mikropumpen mit Kammerdurchmessern $< 0,5 \text{ mm}$

geeignet, in denen die freigespannten Abmessungen der Heizmäander klein sind und somit auch die Mäanderdicke klein gehalten werden kann.

- Das zweite Konzept basiert auf der geringen Haftung *aufgedampfter* Goldschichten mit $d > 500$ nm auf Polyimid. Der eigentliche Heizmäander (Ti 2,7 μm gesputtert oder Ni 2 μm galvanisch) auf der Goldschicht und die Goldschicht werden gemeinsam strukturiert. Die Auswölbung der (Au-Ti bzw. Au-Ni) Heizmäander (Abb. 1.17) findet in der Abkühlphase des ersten Klebeschrittes statt, wenn das PSU-Gehäuseoberteil thermisch schrumpft. Die Polyimidmembran, die noch in mechanischem Kontakt mit dem ausgewölbten Heizmäander steht, wird nach der Fertigstellung der Mikropumpe durch Anlegen eines Unterdrucks vom Heizmäander gelöst. Wird ein Überdruck an die Einlaßseite der Mikropumpe angelegt, so schnappt der Heizmäander in seine endgültige Lage (Abb. 1.17). Die Auswölbung der Heizmäander hängt von der thermischen Schrumpfung des Gehäuseoberteils im ersten Klebeschritt ab. Ferner muß der Heizmäander eine aus Stabilitätsgründen ausreichende Dicke haben. Für die Berechnung der Geometrie und der mechanischen Stabilität der Mäander sowie der notwendigen Fügetemperatur und Kammerhöhen von Pump- und Aktorkammer wurden unter Vorgabe des elektrischen Widerstandes Rechnerprogramme in Turbo Pascal geschrieben [41]. Es zeigte sich auch beim zweiten Konzept, daß nur bei genügend kleinen Aktorkammerdurchmessern eine ausreichende Stabilität der Heizmäander *bei akzeptabler thermischer Masse* erreicht werden kann.

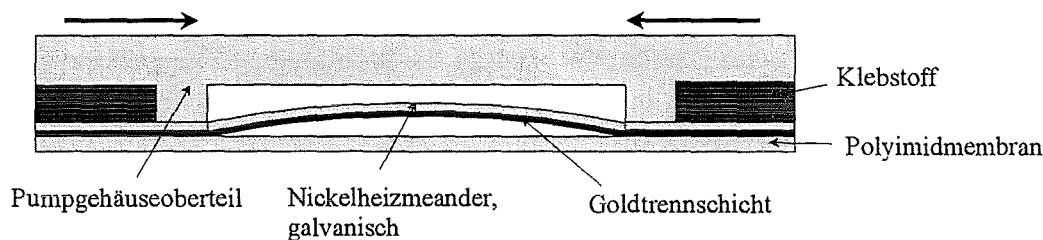


Abbildung 1.17: Trennschichtverfahren zur Herstellung freitragender Heizwendeln

Zusammenfassend ist festzustellen, daß die beschriebenen Verfahren für die Herstellung freitragender Heizmäander sich erst sinnvoll bei kleinen Abmessungen der Mikropumpen (Durchmesser der Aktorkammer $< 0,5$ mm) einsetzen lassen. Bei größeren Aktorkammern steigt die thermische Masse der Heizmäander mit der Forderung nach Stabilität. Thermische Simulationen zeigten schließlich, daß hier eine freie Anordnung der Heizmäander nur noch geringe Vorteile gegenüber der Anordnung in Kap. 1.4.2 bietet.

Wird eine weitere strukturierte Ebene in die Mikropumpe eingefügt, so lassen sich auch mit dünnen Heizmäandern (< 2 μm) weite Aktorkammern überspannen. Hierzu muß das Gehäuse, welches die Aktorkammer beinhaltet, unter sehr vergrößertem Herstellungsaufwand in zwei strukturierte Ebenen unterteilt werden, die durch einen zusätzlichen Fügeschritt verbunden werden müssen.

1.4.2 Mikropumpen mit Heizwendeln auf der Aktorkammerinnenwand

Thermische Simulationen des Systems aus Pumpkammer, Pumpmembran, Aktorkammer, Heizwendel und den Pumpgehäusen (siehe Kap. 2.2.3.5) haben gezeigt, daß sich Mikropumpen zur

Förderung von Gasen *und* Flüssigkeiten mit für die Praxis interessanten Förderleistungen realisieren lassen, wenn

1. sich die Heizwendel auf der Innenwand der Aktorkammer befindet (Abb. 1.2 auf Seite 7) und
2. wenn auch die Gehäusehälften aus dem thermisch hochbelastbaren Kunststoff Polyimid hergestellt werden können.

Die Lage der Heizwendel auf der Innenwand der Aktorkammer bewirkt neben der Beheizung des Aktorfluids auch die periodische Beheizung der Gehäusewand. Die Höhe des erreichbaren thermopneumatischen Wirkungsgrades $\Delta p \bar{V} / \bar{P}_{el}$ eines solchen Aktors hängt von den thermischen Materialeigenschaften der Wand ab. Zur Qualifizierung von Wandmaterialien kann die Wärmeeindringzahl $b_q = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_p}$ herangezogen werden [69]. Bei praktikablen Aufheizzeiten im Millisekundenbereich sind Materialien mit kleinem b_q vorteilhaft, da in der Aufheizphase nur wenig Wärme an die Wand abgegeben wird. Um kurze Abkühlzeiten und damit hohe Pumpfrequenzen zu ermöglichen, muß die Gehäusedicke klein sein ($< 100 \mu\text{m}$). Es stellt sich heraus, daß unter den verwendbaren Materialien die Kunststoffe das kleinste b_q aufweisen.

Dieser Aktor hat im Vergleich zum Aktor der in Kap. 1.3 beschriebenen Gaspumpe einen erheblich schlechteren thermopneumatischen Wirkungsgrad, bietet jedoch ideale Randbedingungen für Anwendungen, in denen kleine Mengen von Gasen oder Flüssigkeiten auch in unmittelbarer Folge dosiert werden sollen. Weiterhin benötigt die Mikropumpe keine Warmlaufphase, um konstante Förderraten zu liefern (im Gegensatz zur Gaspumpe, vgl. Simulationsergebnisse der Gaspumpe in Kap. 2.2.4 und Abb. 2.18 auf Seite 54). Abb. 1.18 zeigt eine Gas- Flüssigkeitsmikropumpe im Schnitt.

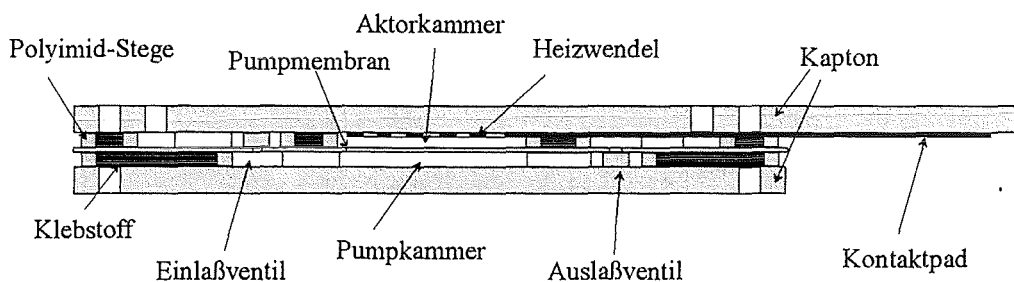


Abbildung 1.18: Querschnitt durch eine Mikropumpe zur Förderung von Gasen und Flüssigkeiten

1.4.3 Herstellung

Da es nicht möglich ist, Dünnschichtheizwendeln in durch Kunststoffabformung strukturierte Gehäuseteile nachträglich hineinzustrukturieren, wurde ein weiterer Herstellungsprozeß zur kostengünstigen Fertigung der Pumpgehäusehälften mit integrierter Heizwendel entwickelt. Die Substrate für den Aufbau der Gehäusehälften bilden kommerziell erhältliche Kaptonfolien (ein nicht photostrukturierbares Polyimid) der Stärke $80 \mu\text{m}$. Die der Aktorkammer zugewandte Gehäusehälfte wird mit einer Goldschicht gut haftend besputtert, aus der durch optische Lithographie und

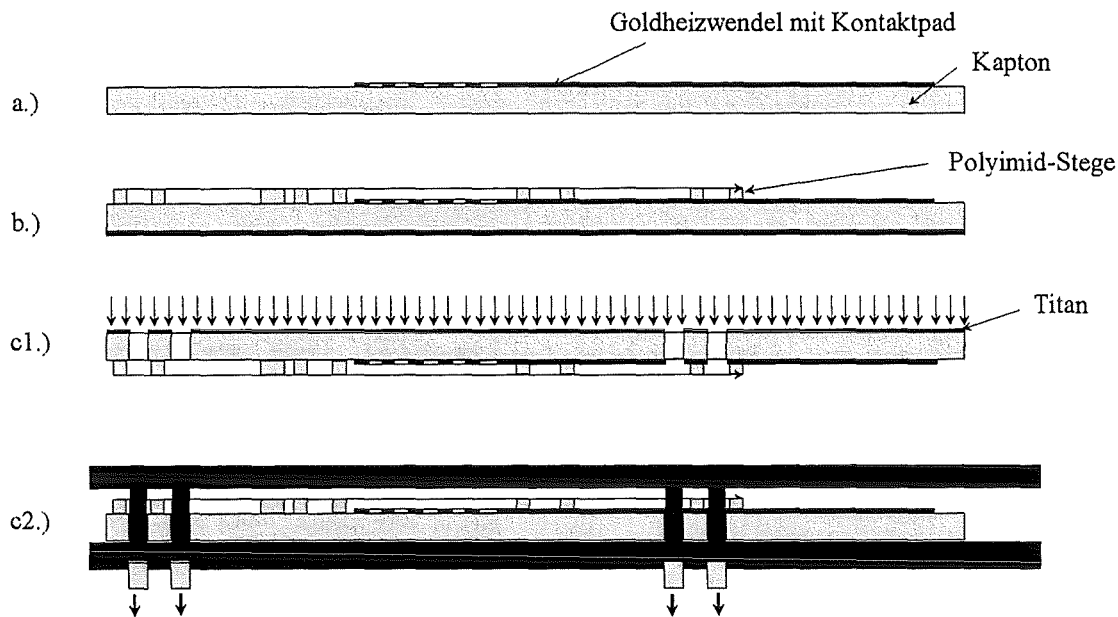


Abbildung 1.19: Herstellung der Pumpengehäuse aus Polyimid: lithographische Strukturierung einer Goldheizwendel (a), der Stegstrukturen aus Polyimid (b) und der Fluidöffnungen durch reaktives Ionenätzen (c1) oder Stanzen (c2)

anschließendem Naßätzen die Heizwendeln strukturiert werden (Abb. 1.19, a). Für die zweite Gehäusehälfte entfällt dieser Schritt.

Anschließend wird ein Polyimidlack mit geringem Lösungsmittelanteil (Probimide 348) aufgeschleudert und die Stegstrukturen lithographisch strukturiert (Abb. 1.19, b). Die Höhe der Stegstrukturen beträgt nach dem abschließenden Hardbake bei 400°C 50 µm. Die Entwicklung des Lacks wird auf einem Spincoater vorgenommen, indem in mehrmaligem Wechsel bei mäßiger Drehzahl (2000 U/min) das (unbelichtete) Polyimid angelöst und bei hoher Drehzahl freigeschleudert wird.

Nach der Fertigstellung der Gehäusestrukturen läßt sich die Strukturierung der Öffnungen für die Fluidanschlüsse durch reaktives Ionenätzen vornehmen (Abb. 1.19, c1). Hierfür kann zur Maskierung auf der Unterseite der Gehäusehälften eine Titanschicht (Dicke 100 nm) aufgesputtert werden, die durch optische Lithographie und naßchemisches Ätzen (HF, 5%) strukturiert wird. Für eine industrielle Herstellung der Gehäusehälften empfiehlt es sich jedoch, die Öffnungen für die Fluidanschlüsse aus den fertig strukturierten Gehäusehälften herauszustanzen (Abb. 1.19, c2). Die Heizwendeln verlaufen unter den Stegstrukturen und münden in außenliegende Kontaktpads. Die elektrische Kontaktierung kann daher mit handelsüblichen Steck- oder Klemmverbindungen vorgenommen werden. Die Verklebung der Einzelteile Polyimidgehäuseoberteil, Polyimidmembran (ohne Heizwendeln) und Polyimidgehäuseunterteil erfolgt nach dem in Kap. 1.3.1.4 beschriebenen Verfahren.

1.4.4 Test der Mikropumpen

Für den Nachweis der Funktionstüchtigkeit wurden Mikropumpen mit luftgefülltem Aktor hergestellt. Das Design der gasfördernden Mikropumpen aus der Kleinserienfertigung (vgl. Kap.

4 und Tabelle A.3, Seite 87) wurde hierfür vollständig übernommen (Gesamtabmessungen: $10 \times 10 \text{ mm}^2$). Unter identischen Ansteuerbedingungen wurde zuerst eine Förderkennlinie für Luft aufgenommen, anschließend mit der noch luftgefüllten Mikropumpe ungereinigtes Leitungswasser angesaugt und eine Förderkennlinie für Wasser aufgenommen (selbstansaugend), siehe Abb. 1.20.

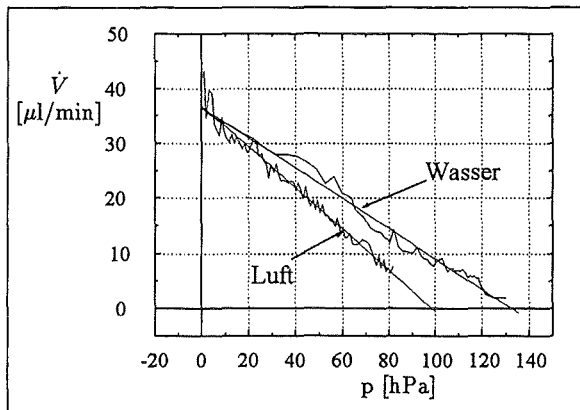


Abbildung 1.20: Förderkennlinien für Luft und Wasser einer Gas-Flüssigkeitspumpe unter identischen Betriebsbedingungen (300 mA Strompulse, Pulsbreite 25 ms, Frequenz 5 Hz, bei einem Heizwendelwiderstand von 50Ω). Die Mikropumpe arbeitet selbstansaugend bei einem Wechsel zwischen Gas und Flüssigkeit (Die Kennlinien wurden unmittelbar nacheinander aufgenommen)

Die Förderkennlinien für Luft und Wasser zeigen die gleiche Förderrate, wenn kein Gegendruck anliegt. Unter den gewählten Ansteuerbedingungen (geringe Heizleistung, lange Heizdauer) spielt die Trägheit des Wassers und wegen des zusätzlich fehlenden Gegendrucks die Kompressibilität der Luft nur eine untergeordnete Rolle. Die Mikropumpe arbeitet unter quasistatischen Bedingungen. Bei höheren Gegendrücken macht sich die Kompressibilität der Luft bemerkbar: Der erreichbare Förderdruck liegt unter dem von Wasser.

Ergebnis: Mit einem abgewandelten Fertigungsprozeß wurden Mikropumpen hergestellt, die ohne Veränderung der Ansteuerbedingungen oder der thermischen Randbedingungen Gase und Flüssigkeiten in unmittelbarer Folge fördern können. Eine gesonderte Vorbereitung der Mikropumpen bei einer Umstellung zwischen Gas- und Flüssigkeitsförderung ist nicht notwendig. Deshalb können Flüssigkeiten, die Gasblasen enthalten, gefördert werden. Die Mikropumpen sind besonders für Dosieranwendungen geeignet, da sie keine Warmlaufphase benötigen, um konstante Förderraten abgeben zu können. Die maximalen Förderraten liegen bei $200 \mu\text{l}/\text{min}$, wenn für ausreichende Wärmeabfuhr gesorgt wird.

1.4.5 Kleinste Mikropumpen

Nach dem in Kap. 1.4.3 beschriebenen Verfahren wurden Mikropumpen zur Förderung von Flüssigkeiten und Gasen mit Gesamtabmessungen von $2 \times 2 \times 0,2 \text{ mm}^3$ hergestellt (Durchmesser der Aktorkammer: $800 \mu\text{m}$, der Ventile: $200 \mu\text{m}$). Es sollte so demonstriert werden, daß sich das Fertigungsverfahren, insbesondere der Fügeprozeß, für weit kleinere Geometrien eignet, als sie bislang realisiert worden sind. Die Membrandicke beträgt 800 nm , die Höhe der Stegstrukturen $24 \mu\text{m}$, deren Breite $60 \mu\text{m}$ und die kleinsten lateralen Abmessungen im Bereich der Ventile liegen bei $20 \mu\text{m}$. Auch hier wurden 12 Mikropumpen im Verbund hergestellt. Nach der Verklebung und einer Qualitätskontrolle konnten die Mikropumpen wegen ihrer kleinen Gesamtdicke ($\sim 260 \mu\text{m}$) mit einer Schere vereinzelt werden.

Trotz der kleinen Strukturabmessungen hat sich herausgestellt, daß von allen fluidischen Hohlstrukturen (Pumpkammer, Aktorkammer und zwei Hohlstrukturen je Ventil) lediglich rund 21 % durch eingetretenen Klebstoff unbrauchbar waren. Ein größeres Problem stellte jedoch die elektrische und fluidische Kontaktierung dar — ein Hinweis darauf, daß Grenzen der Verkleinerung nicht von den eigentlichen Fertigungsprozessen, sondern von der Verbindungstechnik gesetzt werden. So konnte an unterschiedlichen Mikropumpen die funktionierende Aktortätigkeit optisch und die Ventiltätigkeit fluidisch nachgewiesen werden. Um problemlos elektrische und fluidische Anschlüsse anzubringen, ist es jedoch notwendig, hierfür im Design einen erhöhten Platzbedarf vorzusehen. Abb. 1.21 zeigt 50 μm hohe, durch optische Lithographie hergestellte Pumpgehäusestrukturen aus Polyimid mit darunterliegenden Goldheizwendeln und Abb. 1.22 eine vereinzelt Mikropumpe.

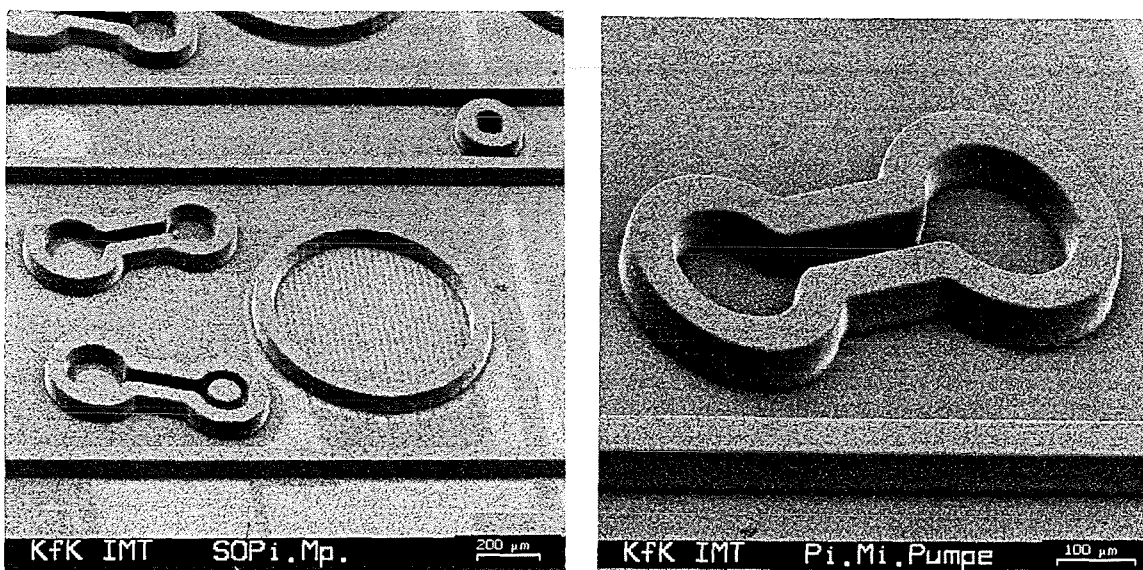


Abbildung 1.21: Pumpegehäusestrukturen aus Polyimid, hergestellt durch UV-Lithographie auf einem Kaptonsubstrat. Unter den Stegstrukturen befinden sich die Goldmäander. Die kleinsten lateralen Abmessungen betragen 20 μm , die Dicke der Polyimidstrukturen 50 μm

1.5 Zusammenfassung

Der erste Entwicklungsschwerpunkt auf dem Weg zu anwendungsreifen Mikropumpen bestand aus der Erstellung von Funktions- und Herstellungskonzepten, welche in Prototypen umgesetzt worden sind. Die Konzepte wurden auf die Abdeckung weiterer Anwendungsbereiche und die Produktion hoher Stückzahlen hin ausgelegt. Eine thermopneumatische Aktorik in Verbindung mit sehr dünnen, hochelastischen Polyimidmembranen hat sich als leistungsfähige Kombination erwiesen, die im Zusammenwirken mit integrierten, passiven Membranventilen neben der Förderung von Flüssigkeiten auch die Förderung kompressibler Gase erlaubt. Aus vielen möglichen Konfigurationen haben sich die folgenden zwei als für die Praxis tauglich erwiesen:

1. Mikropumpe für Gase: Der luftgefüllte thermopneumatische Aktor der Mikropumpe wird durch eine Heizwendel erwärmt, die auf der Pumpmembran liegt. Mit dieser Konfiguration

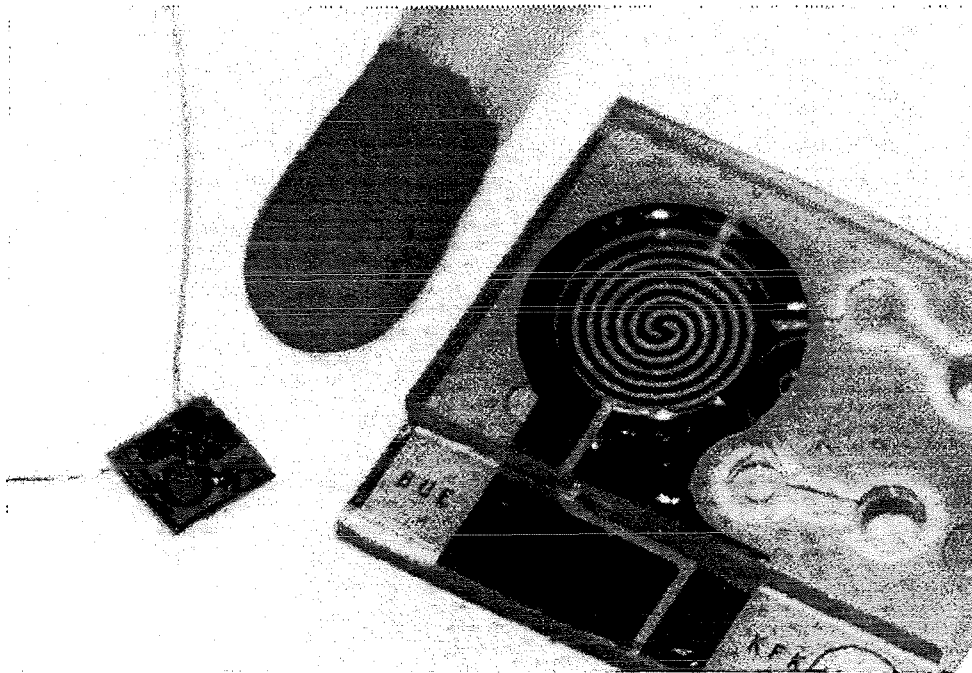


Abbildung 1.22: Kleinste Mikropumpen der Abmessungen $2 \times 2 \times 0,2 \text{ mm}^3$ im Größenvergleich zu einer gasfördernden Mikropumpe aus der Kleinserie und einem Streichholz. Der Durchmesser der Aktorkammer beträgt $800 \mu\text{m}$ und der Ventile $200 \mu\text{m}$

können Gase mit hohem thermischem Wirkungsgrad gefördert werden, da sowohl Membran als auch Heizwendel, die periodisch beheizt werden, eine geringe Wärmekapazität besitzen. Neben der Luftfüllung des Aktors werden auch die geförderten Gase in der Aufheizphase der Mikropumpe erwärmt, können jedoch wegen ihrer geringen Wärmekapazität schon innerhalb der folgenden Abkühlphase wieder auf Umgebungstemperatur abkühlen.

2. Mikropumpe für Flüssigkeiten und Gase: Die Heizwendel befindet sich auf der Innenwand einer geschlossenen, luftgefüllten Aktorkammer und steht damit nicht mit dem Fördermedium in thermischem Kontakt. Der Wirkungsgrad ist kleiner als bei der ersten Konfiguration, da die periodisch beheizte Wärmekapazität höher ist. Eine solche Mikropumpe kann Gase *und* Flüssigkeiten in unmittelbarem Wechsel fördern. Es hat sich gezeigt, daß die Pumptätigkeit auch dann voll erhalten bleibt, wenn Flüssigkeiten Gasblasen enthalten.

Für beide Konfigurationen sind serieneignete Herstellungsverfahren entwickelt worden, die bis zur Vereinzelung und Kontaktierung der Mikropumpen konsequent aus parallelen Fertigungsschritten bestehen. Alle Membranen und Heizwendeln werden im Verbund durch Dünnschichtprozesse und optische Lithographie hergestellt. Die zwei Gehäusehälften werden im Kunststoffspritzguß (Gasmikropumpe) oder unter Verwendung von Kaptonfolien (Flüssigkeits- Gasmikropumpe), auf denen photolithographisch strukturiertes Polyimid aufgebracht ist, hergestellt. Für die Verbindung der jeweils aus drei Teilen bestehenden Mikropumpen (obere und untere Gehäusehälfte, strukturierte Membran) wurde eine neue, dem Reaktionsguß verwandte Klebertechnik entwickelt.

Kapitel 2

Charakterisierung und Optimierung der Mikropumpen

2.1 Einführung

Der zweite Pol in der Entwicklung praxistauglicher Mikropumpen umfaßt die theoretische und meßtechnische Charakterisierung der Mikropumpen. Ziel der Charakterisierung ist, ein ausreichendes Verständnis der physikalischen Zusammenhänge innerhalb der Mikropumpe zu bekommen, um Verbesserungen vornehmen und Konzeptentscheidungen treffen zu können. Das theoretische Modell soll zusätzlich die Grundlage für die spätere optimierte Anpassung der Mikropumpe an die Bedürfnisse der Anwender bilden.

Im folgenden Kapitel wird das theoretische Modell für *gasfördernde Mikropumpen* vorgestellt (Kurzfassung in [9]). Die Ergebnisse werden diskutiert und mit Messungen an realen Mikropumpen verglichen. Weiterhin wird die Entwicklung eines mikrofluidischen Meßplatzes beschrieben, der die Aufzeichnung kleinster fluidischer Größen erlaubt.

2.2 Theoretische Charakterisierung

2.2.1 Einführung

Die Entwicklung technischer Komponenten beginnt in der Regel mit der physikalischen Beschreibung einzelner Funktionsmechanismen. Unterschiedliche Funktionskomponenten werden getrennt voneinander untersucht mit dem Ziel, eine komplette funktionierende Einheit zu schaffen. Das Erreichen dieses Zieles ist um so aussichtsreicher, je weniger sich die Funktionskomponenten untereinander beeinflussen. Sind jedoch mindestens zwei komplexe, sich maßgeblich beeinflussende Teilkomponenten vorhanden, so kann oft keine geschlossene mathematische Darstellung für das Gesamtverhalten angegeben werden. Durch die mangelnde Kenntnis des Systemverhaltens wird daher meist empirisch vorgegangen, indem (oft teure) Prototypen unter hohem Zeitaufwand hergestellt und meßtechnisch erprobt werden.

Auch im Fall der Mikropumpe lassen sich wegen der großen Zahl nichtlinearer, miteinander verkoppelter Zusammenhänge keine geschlossenen mathematischen Zusammenhänge angeben,

die das Verhalten der gesamten Mikropumpe beschreiben. Durch die gegenseitige Beeinflussung thermischer, mechanischer, pneumatischer und elektrischer Vorgänge wird die Schaffung einer funktionierenden Gesamteinheit erschwert. Selbst die Methode der Finiten Elemente bietet heute noch nicht die Möglichkeit der Nachbildung der hier auftretenden gekoppelten Vorgänge. Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über die Teilkomponenten der Mikropumpe und die Möglichkeiten der theoretischen Behandlung.

Komponente	Funktion	theor. Behandlung
<i>Heizwendel</i>	Umwandlung elektrische in thermische Energie	Thermodynamik, Wärmeübertragung
<i>Aktorkammer (Gas)</i>	Umwandlung thermische in mechanische Energie	Thermodynamik, Wärmeübertragung
<i>Pumpmembran</i>	Übertragung von Arbeit auf das Pumpmedium, Trennung von Aktor- und Pumpmedium	Mechanik, Wärmeübertragung
<i>Pumpkammer (Gas)</i>	Umwandlung thermische und mechanische in Strömungsenergie	Mechanik, Thermodynamik, Wärmeübertragung
<i>Gehäuse</i>	Erzeugung von festen mechanischen Randbedingungen, Wärmeabfuhr	Wärmeübertragung
<i>Strömungskanäle</i>	Fluidweiterleitung	Fluiddynamik, Thermodynamik, Wärmeübertragung
<i>Ventile</i>	Fluidgleichrichtung	Mechanik, Fluiddynamik, Thermodynamik, Wärmeübertragung
<i>Ansteuer-Elektronik</i>	Bereitstellung eines Leistungs - Zeit - Verlaufs für die elektrische Energie	Elektrodynamik

Tabelle 2.1: Beschreibung der Teilkomponenten der Mikropumpe

Um das dynamische Gesamtverhalten der Mikropumpe zu beschreiben, wird hier deshalb von einer leistungsfähigen Methode Gebrauch gemacht (Abb. 2.1), welche neben der Möglichkeit einer geschlossenen numerischen Simulation eine hohe Anschaulichkeit bietet: Einzelne Systemkomponenten werden unabhängig voneinander analytisch beschrieben oder in diskrete Teilkomponenten zerlegt. Für diese lassen sich auf der Basis von Energiemethoden elektrische Analogiemodelle in Form von Ersatzschaltbildern aufstellen. Dieser Prozeß stellt eine Modelldiskretisierung dar. Die verteilten Parameter eines überschaubaren Teilmodells „klumpen“ zu einzelnen integralen Größen zusammen (engl.: „lumped model“), deren dynamisches Verhalten dem eines analogen elektrischen Bauteils entspricht.

Sind für alle Teilsysteme die Ersatzschaltbilder aufgestellt, so lassen diese sich nach elektrischen Gesetzmäßigkeiten zu einem Gesamtersatzschaltbild zusammenfügen und mit den Methoden der elektrischen Schaltungsanalyse interpretieren oder numerisch simulieren. Der Nutzen des Verfahrens für die Entwicklung liegt darin, daß intuitiv anhand eines elektrischen Ersatzschaltbildes gewonnene Verbesserungsvorschläge umgehend durch eine numerische Simulation überprüft werden können. Dabei lassen sich anhand der Simulationsergebnisse in kurzer Zeit erheblich detailliertere Aussagen zum dynamischen Verhalten treffen als es durch Messungen an Prototypen möglich ist.

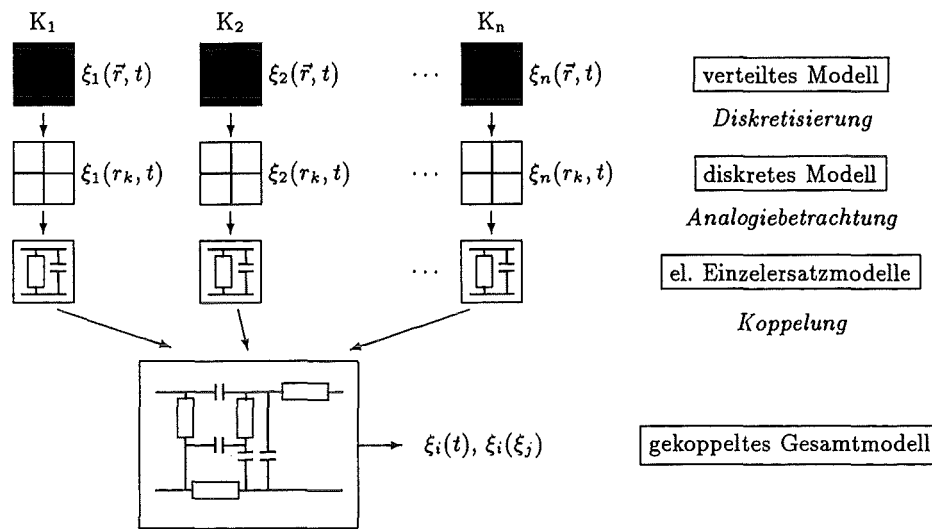


Abbildung 2.1: Gekoppelte Simulation eines diskretisierten Gesamtsystems durch elektrische Analogiemodelle

In den folgenden Unterkapiteln wird nach der Aufstellung einer Systematik elektrischer Analogien das Systemverhalten der Einzelkomponenten beschrieben und diskutiert. Im Anschluß wird aus den Einzelkomponenten ein Gesamtmodell erzeugt. Die Simulationsrechnungen wurden mit PSPICE durchgeführt, einer verbreiteten und leistungsfähigen Software zur Simulation elektronischer Schaltungen. Die Ergebnisse der Simulation des Gesamtmodells werden dargestellt und interpretiert. An späterer Stelle (Kap. 2.3.4.2) wird eine Verifikation des Modells im Vergleich zu experimentellen Ergebnissen vorgenommen.

2.2.2 Gesetzmäßigkeiten elektrischer Analogien

Ansatzpunkt für die Aufstellung einer Analogiebetrachtung ist die Tatsache, daß alle physikalischen Vorgänge gleichen dynamischen Gesetzmäßigkeiten unterliegen. Diese Tatsache kann man sich zunutze machen und allgemeine Gesetzmäßigkeiten in der Sprache einer günstig erscheinenden physikalischen Disziplin formulieren. So lassen sich physikalische Vorgänge durch Analogiebetrachtungen in mechanische, pneumatische oder elektrische Modelle übertragen, wodurch ein intuitives Verständnis der Zusammenhänge gefördert wird. Die Aufstellung elektrischer Analogiemodelle erscheint besonders sinnvoll, da hier leistungsfähige Methoden der Schaltungsanalyse vorhanden sind, die sich besonders für dynamische Vorgänge eignen, und weitgehend die ausgereifte Simulationssoftware PSPICE [67, 17] verwendet werden kann. Die Aufstellung der elektrischen Analogien erfordert eine streng systematische Vorgehensweise:

1. Definition der Analogie durch Wahl einer Basisvariablen. Es ist sinnvoll, den Energiestrom \dot{E} als Basisvariable zu wählen, da in allen Bereichen der Physik die Energieerhaltung gilt.
2. Klassifizierung der einzelnen Komponenten hinsichtlich der diskreten Grundelemente *potentieller* und *kinetischer Energiespeicher* und *Energiedissipator* [34]. Diese Komponenten finden ihr Analogon in der elektrischen Kapazität, der elektrischen Induktivität und dem elektrischen Widerstand. Formulierung der grundlegenden physikalischen Zusammenhänge

für die Grundelemente in Form der *konstituierenden Gleichungen*. Dieser Vorgang kann analytisch oder bei komplizierten Geometrien durch Modellreduktion eines FEM-Modells erfolgen. Randbedingungen werden in allgemeiner Form durch *Quellen* repräsentiert.

3. Zusammenfügen (Koppelung) der Grundelemente durch Aufstellen der allgemeinen Knoten- und Maschengleichungen.

In den folgenden Unterkapiteln werden die Punkte 1. bis 3. in einer referenzartigen Darstellung ausgeführt.

2.2.2.1 Definition der Analogie

Energieströme \dot{E} werden durch zwei Variablen, der *verallgemeinerten Kraft* \mathcal{F} als treibende Größe (auch Potential) und dem *verallgemeinerten Strom* \mathcal{I} als ausgleichende Größe (auch Fluß), bestimmt [34, 33, 35]. \mathcal{F} und \mathcal{I} bilden das *konjugierte Paar* $(\mathcal{F}, \mathcal{I})$. Das Produkt von \mathcal{F} und \mathcal{I} ergibt einen Energiestrom \dot{E}

$$\mathcal{F} \cdot \mathcal{I} = \dot{E},$$

der Quotient ergibt eine *verallgemeinerte Impedanz* \mathcal{Z}

$$\frac{\mathcal{F}}{\mathcal{I}} = \mathcal{Z}.$$

Tabelle 2.2 gibt Beispiele für $\mathcal{F}, \mathcal{I}, \dot{E}$ und \mathcal{Z} aus verschiedenen Gebieten und bildet die Grundlage für die Analogie.

Gebiet	verallgem. Kraft \mathcal{F}	verallgem. Strom \mathcal{I}	Energiestrom \dot{E}	verallgem. Impedanz \mathcal{Z}
<i>Elektrotechnik</i>	U [V] el. Spannung	I [A] el. Strom	$U \cdot I$ [W]	$\frac{U}{I}$ [Ω]
<i>transl. Mechanik</i>	F [N] Kraft	\dot{x} [$\frac{m}{s}$] Geschwindigkeit	$F \cdot \dot{x}$ [$\frac{Nm}{s}$]	$\frac{F}{\dot{x}}$ [$\frac{Ns}{m}$]
<i>Fluidodynamik</i>	p [$\frac{N}{m^2}$] Druck	\dot{V} [$\frac{m^3}{s}$] Volumenstrom	$p \cdot \dot{V}$ [$\frac{Nm}{s}$]	$\frac{p}{\dot{V}}$ [$\frac{Ns}{m^5}$]
<i>Wärmeübertragung</i>	T [K] Temperatur	\dot{S} [$\frac{J}{Ks}$] Entropiestrom	$T \cdot \dot{S}$ [$\frac{J}{s}$]	$\frac{T}{\dot{S}}$ [$\frac{K^2s}{J}$]

Tabelle 2.2: Definition der Analogie als Basis für eine gekoppelte Simulation

2.2.2.2 Aufstellung der konstituierenden Gleichungen für die Grundelemente

Nach der Definition der Analogie folgt die Aufstellung der funktionellen Beziehungen Φ (konstituierenden Gleichungen) der konjugierten Paare \mathcal{I} und \mathcal{F} . Die konstituierenden Gleichungen sind i.a. nichtlinear und können in zweierlei Form auftreten,

$$\mathcal{F} = \Phi(\mathcal{I}) \quad \mathcal{I} = \Phi^{-1}(\mathcal{F}), \quad (2.1)$$

je nach Wahl der unabhängigen und der abhängigen Größe (Kausalitätsprinzip) [34, 33, 35]. Es stellt sich heraus, daß es genau drei Basiselemente gibt, da die konstituierenden Gleichungen nur in drei Grundformen auftreten:

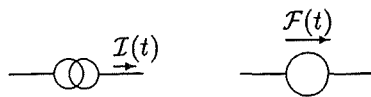
Das **C-Element** ist ein Speicherelement, welches Energie in Form potentieller Energie speichert. Es findet sein Analogon im elektrischen **Kondensator**. Beispiele: mech. Feder, ausgelenkte Membran, Flüssigkeitsspeicher, kompressibles Gas und Wärmereservoir.

Das **L-Element** ist ein kinetischer Energiespeicher, welcher in der elektrischen Analogie einer **Induktivität** entspricht. Beispiele: mech. Masse und Fluidmasse.

Das **R-Element** entspricht in der Analogie dem elektrischen **Widerstand** und ist ein Energiedissipator, d.h. in ihm wird Entropie erzeugt, die als Wärme in Erscheinung tritt: $\mathcal{F} \cdot \mathcal{I} = T \cdot \dot{S}_{erz} = \dot{Q}$. Das Vorhandensein von dissipativen Elementen bedeutet, daß irreversible Prozesse ablaufen. Jedes **R-Element** stellt demnach einen Energiewandler dar, der zugeführte Energie in Wärme umwandelt. Beispiele: el. Widerstand, Strömungswiderstand, mech. Reibung.

Die konstituierenden Gleichungen der Grundelemente für den allgemeinen Fall und für verschiedene physikalische Gebiete sind in Tabelle A.1 im Anhang referenzartig angegeben. Die Zusammenhänge sind so dargestellt, daß der verallgemeinerte Strom \mathcal{I} unabhängige Größe und die verallgemeinerte Kraft \mathcal{F} abhängige Größe ist.

In der Praxis betrachtet man ein System unter bestimmten Randbedingungen. Dies erlaubt eine Eingrenzung des Gesamtmodells unter Berücksichtigung der Systemumgebung. Die Systemumgebung wird dabei mit Hilfe von Abschlußimpedanzen \mathcal{Z} und/oder Energiequellen berücksichtigt. Analog zur el. Strom- oder Spannungsquelle stehen die *verallgemeinerte Stromquelle* $\mathcal{I}(t)$ und die *verallgemeinerte Kraftquelle* $\mathcal{F}(t)$ zur Verfügung:



Weitere Systemkomponenten wie (modulierte) Transformatoren oder (modulierte) Gyratoren werden hier der Übersicht halber nicht behandelt (siehe [34]).

2.2.2.3 Koppelung der Grundelemente

Das Zusammenfügen der einzelnen Systemkomponenten zu einem Schaltbild erfolgt durch eine Verallgemeinerung der Kirchhoffschen Gesetze. Maschen- und Knotenregel müssen von Fall zu Fall aufgestellt und in die entsprechende elektrische Parallel- oder Serienschaltung umgesetzt werden. Zur Erläuterung der Zusammenhänge werden in Tabelle A.2 im Anhang beispielhaft Systeme zweiter Ordnung (Serien- und Parallelresonanzkreise) aufgeführt, die sich analog verhalten.

2.2.2.4 Sonderfall Wärmeübertragung

Bei Verwendung des konjugierten Paares (T, \dot{S}) für die Wärmeübertragung tritt die folgende Problematik auf: Ein thermisches R_{th} -Element darf nur in Verbindung mit einer Entropiequelle \dot{S}_{erz} auftreten, welche die durch die Wärmeübertragung erzeugte Entropie in das Wärmeübertragungsmodell einspeist. Der damit verbundene erhöhte Modellbildungsaufwand kann umgangen werden, wenn statt des konjugierten Paares (T, \dot{S}) das konjugierte Paar (T, \dot{Q}) verwendet wird. Die Verwendung von (T, \dot{Q}) resultiert aus der Analogie zwischen dem FOURIERSchen Gesetz der Wärmeleitung und dem OHMSchen Gesetz [69]:

$$\vec{q} = -\lambda \text{grad}T \quad \leftrightarrow \quad \vec{J} = -\sigma_{el} \text{grad}U \quad (2.2)$$

mit \vec{J} : Stromdichte
 σ_{el} : spezifische elektrische Leitfähigkeit
 \vec{q} : Wärmeflußdichte
 λ : Wärmeleitfähigkeit

Da das Produkt $T \dot{Q}$ keinen Energiefluß mehr darstellt, muß bei der Anpassung des Wärmeleitungsmodells an die übrigen Komponenten des Gesamtmodells eine nichtlineare Transformation mit Hilfe der Zusammenhänge

$$\dot{S} = \frac{\dot{Q}}{T}, \quad \text{Wärmeleitungsmodell} \rightarrow \text{übriges Modell} \quad (2.3)$$

$$\dot{Q} = T \cdot \dot{S}, \quad \text{übriges Modell} \rightarrow \text{Wärmeleitungsmodell} \quad (2.4)$$

vorgenommen werden. Die konstituierenden Gleichungen thermischer \mathcal{R} -, \mathcal{C} - und \mathcal{L} -Elemente sind in Tabelle 2.3 angegeben.

Gebiet		\mathcal{R} -Element	\mathcal{C} -Element	\mathcal{L} -Element
Wärmeübertragung	nichtlin.	$T = \Phi(\dot{Q})$	$T = \Phi(Q)$	nicht existent
	linear	$T = R_{th} \cdot \dot{Q}$	$T = 1/C_{th} \cdot Q$	
	$[\mathcal{Z}]$	$[R_{th}] = \left[\frac{\text{K}}{\text{W}} \right]$	$[C_{th}] = \left[\frac{\text{J}}{\text{K}} \right]$	

Tabelle 2.3: Konstituierende Gleichungen der Grundelemente \mathcal{R} , \mathcal{C} , \mathcal{L} für die Wärmeleitung

2.2.3 Die Systemkomponenten der Mikropumpe

In diesem Unterkapitel werden theoretische Modelle für die Teilkomponenten der Mikropumpe aufgestellt und in el. Ersatzschaltbilder umgesetzt. Diese werden in eine Form gebracht, die es ermöglicht, ein Gesamtmodell zu generieren. Das Simulationsmodell, das im folgenden aufgestellt wird, bezieht sich auf Mikropumpen zur Förderung von Gasen¹ nach Kap. 1.3. Es wurde

¹Die Modellparameter zum hier aufgestellten Simulationsmodell sind in Tabelle A.3 im Anhang angegeben.

ebenfalls ein Simulationsmodell für flüssigkeitsfördernde Mikropumpen mit Gasaktor nach Kap. 1.4 aufgestellt, welches hier nicht dargestellt wird, da es sich auf einfache Weise aus dem beschriebenen Modell reduzieren läßt.

Die im Gesamtmodell verwendeten konjugierten Paare (\mathcal{F}, \mathcal{I}) sind:

(p, \dot{V}_{fl}) für fluidische Komponenten.

(p, \dot{V}_m) für mechanische Komponenten. Diese Analogie wurde statt der in Kapitel 2.2.2 aufgestellten Analogie verwendet, da es sich bei den bewegten mechanischen Teilen der Pumpe um Membranen handelt, deren Beschreibungsparameter flächenbezogen sind.

(T, \dot{Q}) für thermische Komponenten (instationäre Wärmeleitung).

(U, I) für elektrische Komponenten.

2.2.3.1 Pumpmembran als mechanische Modellkomponente

Eine nach dem Übertragungsverfahren hergestellte Membran aus photostrukturierbarem Polyimid besitzt auf ihrem Substrat herstellungsbedingte innere Zugspannungen $\sigma_{0,S}$, welche in der Abkühlphase eines Polymerisationsprozesses, der bei 400°C stattfindet, eingepreßt werden. Sind Silizium-Wafer und Polyimidschicht bei 400°C spannungsfrei, so beträgt die innere Spannung im Polyimid bei Normaltemperatur T_N [29]:

$$\sigma_{0,S} = \frac{E_{PI}}{1 - 2\nu_{PI}} \int_{T_N}^{T_T} \alpha_{PI}(T) dT - \frac{E_{PI}}{1 + \nu_{PI}} (T_T - T_N) \alpha_{Si}, \quad E_{PI} h \ll E_{Si} d_{Si} \quad (2.5)$$

mit	T_T :	Tempertemperatur
	$\alpha_{PI}(T)$:	thermischer Ausdehnungskoeffizient von Polyimid
	α_{Si} :	linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient von Silizium
	E_{Si}, E_{PI} :	Elastizitätsmodule
	h :	Schichtdicke Polyimid
	d_{Si} :	Waferdicke
	ν_{PI} :	Querkontraktionszahl von Polyimid

Die so errechnete innere Spannung in der Polyimidschicht ist vierfach höher als die gemessene innere Spannung $\sigma_{0,S} = 21$ MPa, was darauf hindeutet, daß in der 10-stündigen Abkühlphase ein Spannungsabbau stattfindet oder die Schicht bei 400 °C nicht spannungsfrei ist.

Eine weitere vorteilhafte Reduzierung der inneren Membranspannung wird durch den Montageprozeß erreicht: Das Justieren und Fügen von Membran und Polysulfongehäusen wird bei erhöhter Temperatur durchgeführt. Die endgültig verbleibende Membranspannung σ_0 nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur berechnet sich zu:

$$\sigma_0 = \sigma_{0,S} - \frac{E_{PI}}{1 - \nu_{PI}} \left(\int_{T_N}^{T_F} \alpha_{PSU}(T) dT - (T_F - T_N) \alpha_{Si} \right) + \frac{E_{PI}}{1 - 2\nu_{PI}} \int_{T_N}^{T_F} \alpha_{PI}(T) dT \quad (2.6)$$

mit	T_F :	Fügetemperatur
	α_{PSU} :	thermischer Ausdehnungskoeffizient von PSU

Für die Berechnung der Auslenkungen sehr dünner Polyimidmembranen ist der von Cabrera [2] angegebene Zusammenhang

$$p(\omega_m) = \frac{E}{1 - \nu_{PI}} \frac{h}{4a^2} \omega_m + \frac{\sigma_0 h}{a^4} \omega_m^3 \quad (2.7)$$

mit ω_m : Auslenkung in der Mitte der Membran
 p : angelegter Differenzdruck
 a : Radius der Membran
 h : Dicke der Membran
 σ_0 : Eigenspannung der Membran
 E : Elastizitätsmodul
 ν_{PI} : Querkontraktionszahl von Polyimid

hinreichend verifiziert.

Bezüglich der in Kapitel 2.2.2 aufgestellten Nomenklatur stellt eine Membran ein mechanisches C-Element dar. Die Aufstellung der konstituierenden Gleichung in der für das Gesamtmodell benötigten Form $V = \Phi^{-1}(p)$ erfolgt in zwei Schritten: Im ersten Schritt wird die Kausalität von Gl. (2.7) geändert [7]:

$$\omega_m(p) = \zeta_3(p) - \frac{1}{3\zeta_1} \frac{\zeta_2}{\zeta_3(p)} \quad (2.8)$$

$$\text{mit } \zeta_1 = \frac{8}{3} \frac{h}{a^4} \frac{E}{1 - \nu_{PI}} \quad \zeta_2 = \frac{4h\sigma_0}{a^2} \quad \zeta_3(p) = \left[\frac{p}{2\zeta_1} + \sqrt{\left(\frac{\zeta_2}{3\zeta_1} \right)^3 + \left(\frac{p}{2\zeta_1} \right)^2} \right]^{1/3}$$

Im zweiten Schritt wird aus der Auslenkung $\omega_m(p)$ das verdrängte Volumen bestimmt [7]. Dabei wird von der in [2] angesetzten Annahme Gebrauch gemacht, daß infolge der Biegefreiheit die ausgewölbte Membran die Oberflächenform eines Kugelabschnittes annimmt.

$$V(p) = \omega_m(p) \frac{\pi}{6} (3a^2 + \omega_m(p)^2) \quad (2.9)$$

Die nichtlineare Kapazität einer Membran ergibt sich aus Tabelle A.1 (Seite 85) mit Hilfe der Gleichungen (2.9) und (2.8) zu:

$$C_M = \frac{\partial V(p)}{\partial p} \quad (2.10)$$

Abb. 2.2 zeigt den Einfluß der Fügetemperatur auf den Verlauf der nichtlinearen Kapazität $C_M(p)$ der Pumpmembran in Abhängigkeit verschiedener Fügetemperaturen.

2.2.3.2 Zustandsbeschreibung für ein ideales Gas: Die Modellkomponenten Aktorkammer und Pumpkammer

Sowohl das Aktorgas als auch das geförderte Gas werden als ideales Gas betrachtet². Bezüglich der Nomenklatur in Kapitel 2.2.2 ist ein ideales Gas ein Speicher potentieller Energie (C-

²Reale Gase können bis zu einem Druck von 1 MPa als ideale Gase behandelt werden [1]. Die in der Mikropumpe auftretenden Drücke liegen bei max. $0,2\text{ MPa}$.

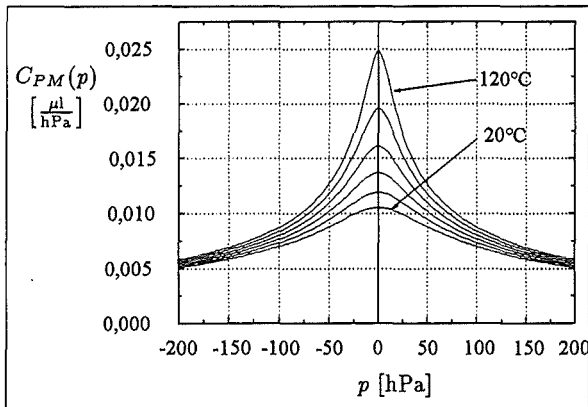


Abbildung 2.2: Kapazität der Pumpmembran in Abhängigkeit der Fügetemperatur für $T_F = 20, 40, \dots, 120^\circ\text{C}$ mit $a = 1,85\text{ mm}$ und $h = 1,5\ \mu\text{m}$

Element), wobei es diese in drei Formen speichern und ineinander überführen kann. Die zu betrachtenden konjugierten Paare sind: (p, \dot{V}) für mechanische Energie, (T, \dot{S}) für thermische Energie und (μ, \dot{N}) für chemische bzw. stoffgebundene Energieübertragung. Die verallgemeinerten Kraftgrößen \mathcal{F} sind die intensiven Größen $T(S, V, N)$, $p(S, V, N)$ und $\mu(S, V, N)$ [34, 35]. Sie sind durch die allgemeinen Zustandsgleichungen für ideale Gase gegeben [11, 47].

$$T(S, V, N) = T_0 \cdot \left(\frac{V_0 + \Delta V}{N_0 + \Delta N} \frac{V_0}{N_0} \right)^{-\frac{R}{c_v}} \cdot \exp \left(\frac{1}{c_v} \frac{S_0 + \Delta S}{N_0 + \Delta N} - \frac{1}{c_v} \frac{S_0}{N_0} \right) \quad (2.11)$$

$$p(S, V, N) = p_0 \cdot \left(\frac{V_0 + \Delta V}{N_0 + \Delta N} \frac{V_0}{N_0} \right)^{-\frac{R+c_v}{c_v}} \cdot \exp \left(\frac{1}{c_v} \frac{S_0 + \Delta S}{N_0 + \Delta N} - \frac{1}{c_v} \frac{S_0}{N_0} \right) \quad (2.12)$$

$$\mu(S, V, N) = \mu_0 \cdot \left(\frac{V_0 + \Delta V}{N_0 + \Delta N} \frac{V_0}{N_0} \right)^{-\frac{R}{c_v}} \cdot \exp \left(\frac{1}{c_v} \frac{S_0 + \Delta S}{N_0 + \Delta N} - \frac{1}{c_v} \frac{S_0}{N_0} \right) \cdot \left[1 - \frac{1}{R + c_v - S_0/N_0} \left(\frac{S_0 + \Delta S}{N_0 + \Delta N} - \frac{S_0}{N_0} \right) \right] \quad (2.13)$$

mit R : universelle Gaskonstante
 c_v : spez. Wärmekapazität bei konst. V und konst. N
 μ : chemisches Potential
 N : Molenzahl
 Index 0: vorgeg. Anfangszustand

Mit ihrer Hilfe lassen sich beliebige reversible Zustandsänderungen beschreiben. Die Einbindung in das Gesamtmodell erfordert eine Umrechnung der konjugierten Paare (T, \dot{S}) , (p, \dot{V}) und (μ, \dot{N}) in die konjugierten Paare (T, \dot{Q}) , (p, \dot{V}_m) und (p, \dot{V}_{fl}) . Der Unterschied zwischen (p, \dot{V}_m) und (p, \dot{V}_{fl}) liegt darin, daß im ersten Fall lediglich Arbeit übertragen wird, während im zweiten Fall eine Stoff- und Entropieübertragung stattfindet. Desweiteren läßt sich eine einfache Ankopplung an das Strömungsmodell vornehmen.

Die Umrechnung von (T, \dot{S}) in (T, \dot{Q}) für die Ankopplung an das Wärmeleitungsmodell geschieht mittels $\Delta S = \Delta Q/T$, wobei ΔQ die übertragene Wärmemenge ist. Strömt ein Gasvolumen ΔV ein, so erhöht sich die Teilchenzahl um $\Delta N = \rho_N \Delta V$ und die Entropie um den Betrag

$\Delta S = \rho_N s_N \Delta V$. ΔS und ΔN aus (2.11) und (2.12) lassen sich somit umschreiben in:

$$\Delta S = \rho_N s_N \Delta V + \frac{\Delta Q}{T} \quad (2.14)$$

$$\Delta N = \rho_N \Delta V \quad (2.15)$$

mit ρ_N : Molendichte im Normalzustand
 s_N : spez. Entropie im Normalzustand

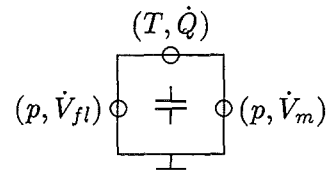
Die spezifischen Größen ρ_N und s_N für den Normalzustand werden im Rahmen der Modellgenauigkeit statt der Größen $\rho(p, T)$ und $s(p, T)$ verwendet.

Mit Hilfe von (2.11) und (2.12) und unter Verwendung von (2.14) mit (2.15) lassen sich die konstituierenden Gleichungen für den C-Speicher *ideales Gas* aufstellen.

$$T(\dot{Q}, \dot{V}_m, \dot{V}_{fl}) = T_0 \cdot A \cdot B^{-\frac{R}{c_v}} \quad (2.16)$$

$$p_m(\dot{Q}, \dot{V}_m, \dot{V}_{fl}) = p_0 \cdot A \cdot B^{-\frac{(R+c_v)}{c_v}} \quad (2.17)$$

$$p_{fl}(\dot{Q}, \dot{V}_m, \dot{V}_{fl}) = p_0 \cdot A \cdot B^{-\frac{(R+c_v)}{c_v}} \quad (2.18)$$



mit

$$A = \exp\left(\frac{1}{c_v} \frac{S_0 + \rho_N s_N \Delta V + \frac{\Delta Q}{T}}{N_0 + \rho_N \Delta V_{fl}} - \frac{1}{c_v} \frac{S_0}{N_0}\right)$$

$$B = \frac{V_0 + \Delta V_{mech}}{N_0 + \rho_N \Delta V_{fl}} \cdot \frac{N_0}{V_0}$$

und

$$\Delta Q = \int_{t_0}^t \dot{Q}(t) dt, \quad \Delta V_{mech} = \int_{t_0}^t \dot{V}_{mech}(t) dt, \quad \Delta V_{fl} = \int_{t_0}^t \dot{V}_{fl}(t) dt.$$

Neben der Beschreibung beliebiger reversibler Zustandsänderungen eines Gases durch die Gleichungen (2.16), (2.17) und (2.18) haben diese eine weitergehende Bedeutung für die Simulation der kompletten Mikropumpe: Sie stellen die eigentlichen Koppelbeziehungen zwischen den Energieformen der Wärmeübertragung, der Fluidodynamik und der mechanischen Arbeit dar und sind damit die Grundgleichungen für einen thermopneumatischen Aktor.

2.2.3.3 Beschreibung der Fluidkanäle

Die Kanäle zwischen der Pumpkammer und den Ventilen haben in zweierlei Hinsicht Einfluß auf die Pumpleistung. Sie besitzen einen *Strömungswiderstand*, der die Förderrate \dot{V} herabsetzt und ein *Volumen* („schädlicher Raum“), welches nicht beheizt wird und somit den Pumpkammerdruck verringert.

Die Untersuchung der Strömungsverhältnisse zeigt, daß es sich um eine kompressible und reibungsbehaftete Strömung mit Wärmeaustausch handelt. Die Zuordnung in ein turbulentes oder laminares Modell kann nicht klar vorgenommen werden, da die vorliegenden Kanäle so kurz sind ($l_K < \text{Einlaufstrecke } x_E = 0,003 d Re$), daß sich keines der beiden Strömungsmuster voll ausbilden kann.

Die Klassifizierung wird mit Hilfe der von Gravesen [24] vorgeschlagenen kritischen Reynoldszahl Re_t für kurze Kanäle vorgenommen:

$$Re_t = 30 \frac{l_K}{d_h}, \quad d_h = \frac{4 A_K}{U_K} \quad (2.19)$$

mit l_K : Kanallänge
 d_h : Hydraulischer Querschnitt
 A_K : Querschnittsfläche des Kanals
 U_K : Benetzter Umfang des Kanals

Die rechteckförmigen Strömungskanäle in der Mikropumpe haben eine Länge von $l = 1$ mm, eine Breite von $b = 0,2$ mm und eine Höhe von $h = 0,2$ mm. Unter Annahme eines maximalen Volumenstroms³ von 2 ml/min ergeben sich mittlere Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu 4 m/s. Der Vergleich der Reynoldszahl $Re \sim 35$ mit der kritischen Reynoldszahl $Re_t = 180$ nach Gl. (2.19) zeigt, daß die Strömung näherungsweise laminar behandelt werden kann.

Da sich keine analytisch geschlossene Form für das dynamische Verhalten der Kanalströmung angeben läßt, wird eine Diskretisierung des Kanals entlang seiner Kanalachse vorgenommen und ein elektrisches Analogiemodell aufgestellt. Innerhalb eines Kanalsegmentes der Länge Δl berechnet sich der Strömungswiderstand nach HAGEN-POISEUILLE unter Verwendung der idealen Gasgleichung

$$\rho = \frac{p}{R T}$$

zu [73, 34]

$$\Delta R_{fl}(T, p) = \frac{\Delta p}{\dot{V}} = 12 \nu \rho_N \frac{[1 + (h_K/b_K)^2]}{h_K^3 b} \frac{T}{T_N} \frac{p_N}{p} \Delta l. \quad (2.20)$$

mit Δp : Druckabfall im Kanalsegment b_K : Breite des Kanalsegments
 \dot{V} : Volumenstrom Δl_K : Länge des Kanalsegments
 ν : kinematische Viskosität Index N : Normalbedingungen
 h_K : Höhe des Kanalsegments

Voraussetzungen: $v \ll c$: subsonische Strömung
 $\lambda_{min} = c/f_{max} \gg \Delta l_K, b_K, h_K$: keine Schallausbreitung

mit c : Schallgeschwindigkeit f_{max} : höchste spektrale Komponente
 v : Strömungsgeschwindigkeit eines angelegten Druckverlaufs
 λ_{min} : akustische Wellenlänge von f_{max}

³Dieser Wert tritt kurzzeitig beim Ausstoßen des Fluids auf.

Die thermodynamischen Eigenschaften des Gases werden durch das Ersatzmodell des C -Speichers *ideales Gas* aus Kapitel 2.2.3.2 modelliert. Damit kann jede Form der Energieübertragung auf das strömende Gas berücksichtigt werden: Die Wärmeübertragung auf die Kanalwände mit Hilfe des konvektiven Wärmeübergangswiderstandes

$$R_Q(\dot{V}, T_{Gas}, T_{Geh}) = 1/(\alpha_{th} A_W) \quad (2.21)$$

mit A_W : Wandfläche eines Kanalsegmentes
 α_{th} : konvektiver Wärmeübergangskoeffizient

die Einkoppelung der im Strömungskanal dissipierten Wärme in das Gas

$$\dot{Q}_{diss} = T \cdot \dot{S}_{erz} = \Delta p \cdot \dot{V} = \dot{V}^2 \cdot R_{fl} \quad (2.22)$$

und, falls erforderlich, die Elastizität der Kanalwände. Abb. 2.3 zeigt ein elektrisches Analogiemodell als Grundmodell für eine kompressible Kanalströmung.

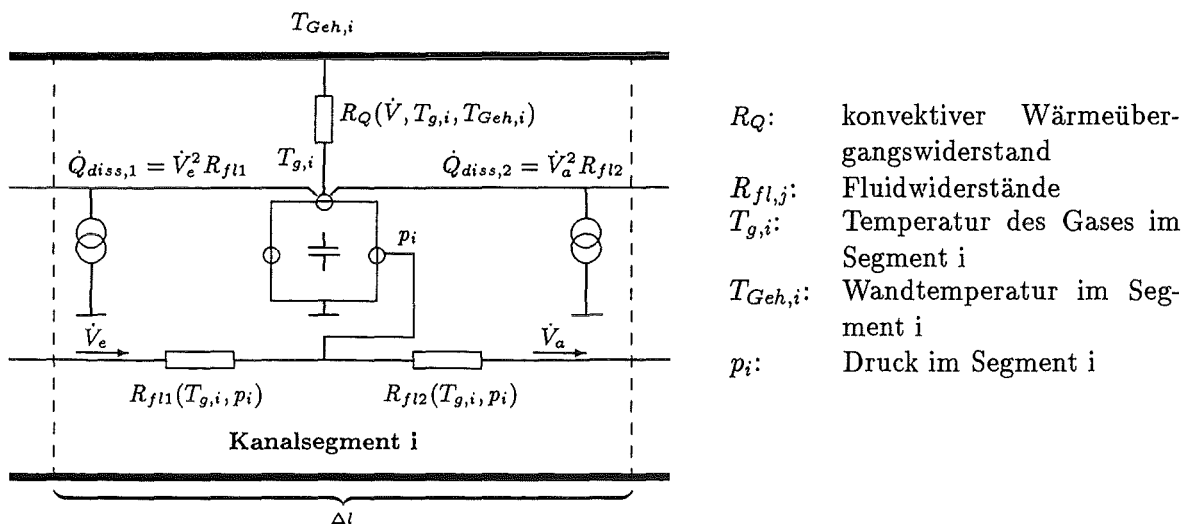


Abbildung 2.3: Elektrisches Ersatzmodell für die Strömung eines kompressiblen Mediums in einem Strömungskanal unter Berücksichtigung des konvektiven Wärmeaustauschs mit den Wänden und der Dissipationswärme

Da das hier vorgestellte Grundmodell sehr rechenintensiv ist, das zugrunde gelegte laminare Strömungsprofil nur näherungsweise repräsentiert wird und der Druckabfall in den Strömungskanälen klein ist, werden verschiedene Vereinfachungen vorgenommen:

- Die Einkoppelung der dissipierten Energie wird vernachlässigt.
- Die Strömung wird als isotherm betrachtet. Das Einströmen des Gases finde unter Normalbedingungen statt, und für die Temperatur des ausströmenden Gases wird empirisch die über die Aufheizphase gemittelte Temperatur von 400 K angesetzt.
- Der Gesamt-Druckabfall im Kanal sei $\Delta p_{K,ges} \ll p$, wodurch p_N/p in Gl. (2.20) ~ 1 wird.

Unter den beschriebenen Voraussetzungen genügt es, die Kompressibilität des Gases im Kanal in Form eines einfachen C -Elementes zu berücksichtigen:

$$C_K = \frac{V_K}{p_N} \quad (2.23)$$

mit V_K : Volumen des Kanals
 p_N : Druck unter Normalbedingungen

Das vereinfachte Modell besteht nun ausschließlich aus linearen Komponenten. Als Folge der Modellvereinfachung können die für Einlaß- und Auslaßkanal unterschiedlichen Modellparameter nur durch eine separate Modellierung berücksichtigt werden (Abb. 2.4 und 2.5):

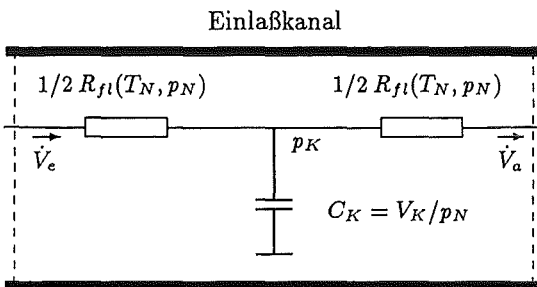


Abbildung 2.4: Vereinfachtes elektrisches Ersatzmodell für den Einlaßkanal

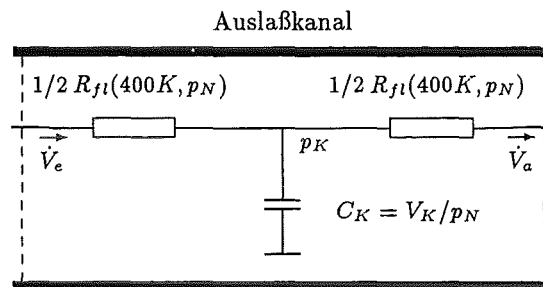


Abbildung 2.5: Vereinfachtes elektrisches Ersatzmodell für den Auslaßkanal

Anmerkung: Aus der Verwendung des konjugierten Paares (p, \dot{V}) folgt, daß der Entropietransport $\dot{S} = \rho_N s_N \dot{V}$ in der Beschreibung des strömenden Gases im Kanal nicht explizit auftritt. Er wird bereits im Modell des *idealen Gases* berücksichtigt, das auch für die Pumpkammer Anwendung findet.

2.2.3.4 Beschreibung der passiven Ventile

Die passiven Ventile zur Fluidgleichrichtung bestehen aus einem festen Ventilsitz und einer darüber befindlichen Membran, die in der Mitte eine Öffnung, das Ventilloch, besitzt. Die Ventilwirkung wird durch eine druckabhängige Veränderung der Spaltweite eines Ringspaltkanals zwischen Ventilmembran und Ventilsitz hervorgerufen. Wirkt ein Überdruck in Durchlaßrichtung, so wird durch das Abheben der Membran die Spaltweite des Ringspaltkanals vergrößert. Bei einem Überdruck in Sperrichtung des Ventils wird die Ventilmembran an den Ventilsitz gepreßt. Die Spaltweite wird zu Null und das Ventil ist geschlossen. Abbildung 2.6 zeigt den schematischen Aufbau eines passiven Ventils und die Bezeichnung der im folgenden verwendeten geometrischen Größen.

Das dynamische Verhalten des Ventils läßt sich grob durch drei konstruktionsbedingte Eigenschaften beschreiben, die die (komplexe) Fluidimpedanz $Z_{fl} = \Delta p / \dot{V}$ bestimmen :

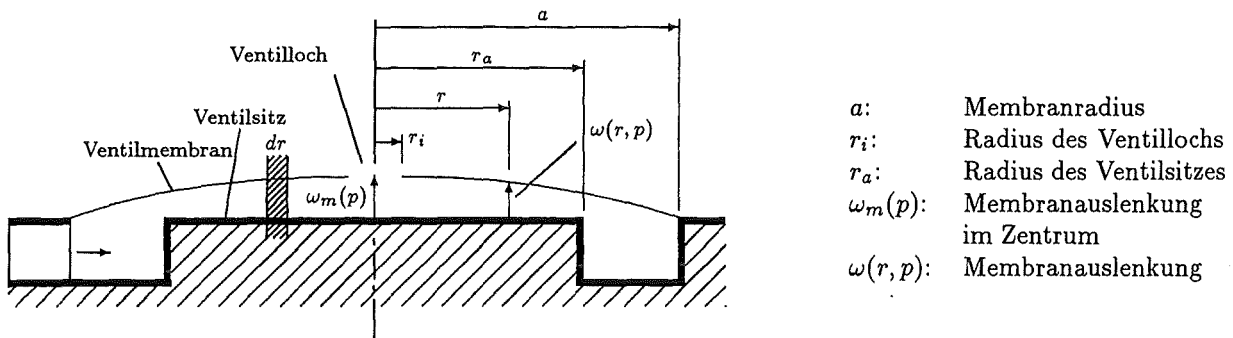


Abbildung 2.6: Schematischer Aufbau eines passiven Ventils

- Der *Fluidwiderstand* R_V des Ventils in Durchlaßrichtung ist stark nichtlinear und resultiert aus dem Abstand zwischen Membran und Ventilsitz. In Sperrichtung ist $R_V = \infty$, vollkommene Dichtigkeit vorausgesetzt.
- Beim Öffnen des Ventils wird potentielle Energie in die Ventilmembran hineingesteckt, welche beim Schließen wieder an das Fluid abgegeben wird. Dabei wird das Volumen zwischen Ventilsitz und Membran verdrängt. Dieses *Schlagvolumen* führt in der Phase des Schließens zu einem Rückfluß des Fluids.
- Das Ventil öffnet bzw. schließt nicht unmittelbar mit dem Auftreten sprunghafter Druckveränderungen am Ein- oder Auslaß. *Öffnungszeit* und *Schließzeit* wirken sich bei hohen Pumpfrequenzen aus.

Zur Berechnung des *Schlagvolumens* V in Abhängigkeit des anstehenden Differenzdruckes p wird von einer Membran wie in Kapitel 2.2.3.1 ausgegangen. Für die Membraneigenschaften gelten die Gleichungen (2.8) und (2.9) auf Seite 36. Es wird angenommen, daß das Ventilloch in der Mitte der Membran deren Auswölbung nicht beeinflusst. In analoger Weise zur Pumpmembran besitzt die Ventilmembran dann eine Speicherkapazität $C_V(p)$ für mechanische Energie

$$C_V(p) = \frac{\partial V(p)}{\partial p} \quad p > 0. \quad (2.24)$$

Bei negativen Differenzdrücken liegt die Ventilmembran am Ventilsitz an, das verdrängte Volumen ist $V(p) = 0$ und somit ist $C_V(p < 0) = 0$. Abbildung 2.7 zeigt den Verlauf von $C_V(p)$ in Abhängigkeit der Fügetemperatur (siehe Kapitel 2.2.3.1).

Zur Berechnung des *Fluidwiderstandes* R_V in Abhängigkeit des anstehenden Differenzdruckes p wird die Annahme gemacht, daß die Membran eine feste geometrische Randbedingung in Form eines Kugelabschnittes für die Ringspaltströmung darstellt. Die Beeinflussung der Membranauslenkung durch die Strömung wird hier nicht berücksichtigt⁴.

Ausgangspunkt ist ein differentieller Ringspalt der Breite dr , in dem eine ebene, laminare Spaltströmung *in radialer Richtung* anzutreffen ist. Der Strömungswiderstand des Ringelementes

⁴Die wechselseitig gekoppelte Simulation fluidischer und mechanischer Komponenten ist zum gegenwärtigen Stand mit FEM nur bedingt möglich.

beträgt unter Verwendung der vereinfachenden Annahmen in Kapitel 2.2.3.3 ($p \sim p_N$, $T = \text{konst.}$ aber verschieden für Ein- und Auslaßventil) und der Zusammenhänge für eine ebene Spaltströmung [73], wobei $2r\pi$ die Spaltbreite und die Membranauslenkung $\omega(r, p)$ (vgl. Abb. 2.6) die Spalthöhe ist:

$$dR_V(r, p, T) = \frac{6 \rho_N \nu}{\pi} \frac{T}{T_N} \frac{1}{r \omega(r, p)^3} dr. \quad (2.25)$$

Die Membranauslenkung $\omega(r, p)$ folgt aus der geometrischen Randbedingung einer Kugelkalotte und der Kenntnis der zentralen Auslenkung $\omega_m(p)$ aus Gleichung (2.8), Seite 36. Der Druckabfall $\Delta p(T)$ findet zwischen dem Radius des Ventilsitzes r_a und dem Radius des Ventilloches r_i statt. Da die durchströmte Fläche des Ventilloches $r_i^2 \pi$ konstruktiv wesentlich größer gehalten wird als die maximale durchströmte Fläche im Ringkanal bei maximaler Membranauslenkung, kann der Druckabfall im Ventilloch vernachlässigt werden. So ergibt sich für den Strömungswiderstand $R_V(p, T)$

$$R_V(p, T) = \frac{6 \rho_N \nu}{\pi} \frac{T}{T_N} \int_{r_i}^{r_a} \frac{1}{r \omega(r, p)^3} dr \quad (2.26)$$

und die Ventilkennlinie $\dot{V}(p, T)$

$$\dot{V}(p, T) = \frac{p}{R_V(p, T)} \quad (2.27)$$

Die Ventilkennlinie kann durch die Einstellung der inneren Membranspannung σ_0 über die Füge-temperatur T_F der ersten Pumpenverklebung stark beeinflusst werden (siehe Abbildung 2.8).

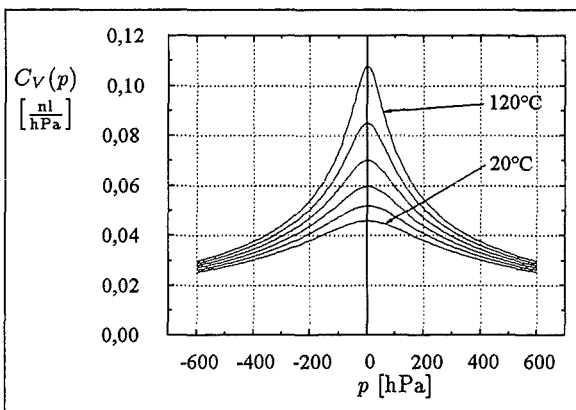


Abbildung 2.7: Ventilkapazität in Abhängigkeit der Fügetemperatur (20, 40, ..., 120°C) mit $a = 475 \mu\text{m}$ und $h = 1,5 \mu\text{m}$

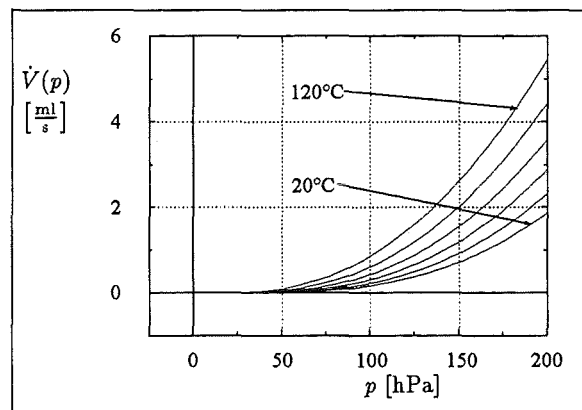


Abbildung 2.8: Ventilkennlinie in Abhängigkeit der Fügetemperatur (20, 40, ..., 120°C) mit $a = 475 \mu\text{m}$, $r_i = 75 \mu\text{m}$, $r_a = 275 \mu\text{m}$ und $h = 1,5 \mu\text{m}$

Um den Einfluß dynamischer Effekte bei Druckänderungen abzuschätzen, wird eine einfache radiale (nicht äquidistante) Inkrementierung des Ventils über die Breite der Dichtfläche zwischen Membran und Ventilsitz vorgenommen, indem jedes Inkrement einen Bruchteil des jeweiligen Gesamtwertes von $R_V(p)$ und $C_V(p)$ erhält. Es muß gelten:

$$\sum_{j=1}^n R_{V,j} = R_V \quad \text{und} \quad \sum_{j=1}^n C_{V,j} = C_V \quad (2.28)$$

mit $R_{V,j}$: Strömungswiderstand im Inkrement j
 $C_{V,j}$: Membrankapazität im Inkrement j

Bei äquidistanter radialer Inkrementierung ergibt sich für das j -te Inkrement:

$$R_{V,j} = \int_{r_j}^{r_{j+1}} dR_V(r, p, T) \quad (2.29)$$

$$C_{V,j} = \frac{1}{p} \cdot \int_0^{2\pi} \int_{r_j}^{r_{j+1}} \omega(r, p) \, dr \, d\varphi \quad (2.30)$$

Diese Art der Inkrementierung hat zur Folge, daß das Simulationsergebnis im Widerspruch zur Annahme stehen wird, daß die ausgelenkte Ventilmembran die Form einer Kugelkalotte annimmt. Jedes Inkrement stellt näherungsweise ein ringförmiges Teilsegment der Kugelkalotte dar. Die Inkrementierung wird zwischen dem Radius des Ventilloches r_i und dem Radius der Ventilmembran a vorgenommen. Im Bereich des Ringkanals ($r_a < r < a$) ist der Strömungswiderstand des „Ventilspalts“ $R_{V,j} = 0$. Der Ringspalt um den Ventilsitz herum wird durch einen Strömungswiderstand $R_{V,0}$ und eine Kapazität $C_{V,0}$ und die Ventilkammer auf der Auslaßseite wird durch die Kapazität $C_{V,6}$ berücksichtigt. Zur schaltungstechnischen Verknüpfung der Elemente $R_{V,j}$ und $C_{V,j}$ werden die in Kapitel 2.2.2.3 aufgestellten Regeln verwendet.

Als Ergebnis ist in Abbildung 2.9 das elektrische Analogiemodell dargestellt.

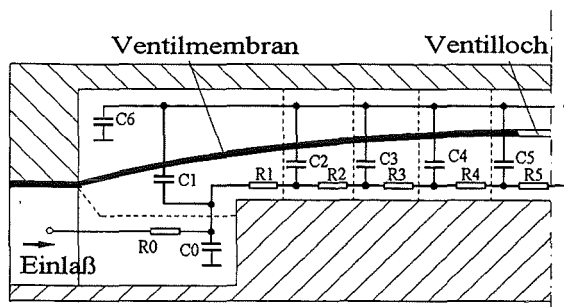


Abbildung 2.9: Elektrisches Analogiemodell für ein passives Ventil

Zur Interpretation des dynamischen Verhaltens wird die Systemantwort des Ventils infolge sprungartiger Veränderungen der anliegenden Druckdifferenz Δp untersucht:

$$\Delta p = \begin{cases} -100 \text{ hPa} & : t < 0 \\ 100 \text{ hPa} & : 0 < t < 10\mu\text{s} \\ -100 \text{ hPa} & : t > 10\mu\text{s} \end{cases}$$

Dazu wird das Ventil in radialer Richtung in $n = 10$ Inkremente unterteilt. Beim Auftreten des positiven Drucksprunges bei $t = 0$ tritt anfangs ein hoher Volumenstrom \dot{V} auf (siehe Abbildung

2.10), der durch die Auswölbung der Ventilmembran vor allem im Randbereich verursacht wird. Nach der Öffnungsphase nähert sich \dot{V} dem stationären Wert $\dot{V}(p)$ nach Gleichung (2.27). Mit dem Auftreten des negativen Drucksprunges findet kurzzeitig ein starker Rückfluß statt, da das Gasvolumen unterhalb der ausgelenkten Membran mit dem Anlegen der Membran an den Ventilsitz verdrängt wird. Liegt die Membran am Ventilsitz an, so ist $\dot{V} = 0$ und das Ventil geschlossen. Für ein tieferes Verständnis der Schaltvorgänge ist in Abbildung 2.11 der zeitliche Verlauf von \dot{V} im Ventilspalt zwischen $r = r_i$ und $r = r_a$ aufgetragen.

Nach dem Auftreten des Drucksprunges bei $t = 0$ stellt sich der Volumenstrom vom Rand des Ventilsitzes beginnend zum Zentrum hin ein. Durch das innerste Inkrement des Ventilspaltes bei $r = r_i$ strömt das Fluid erst nach der Zeit t_a , welche als *Öffnungszeit* bezeichnet wird. Für $t < t_a$ liegt die Ventilmembran im Bereich des Ventillochs noch am Ventilsitz an. Ist die Zeitdauer des Druckpulses kleiner als t_a , so findet nur eine Bewegung der Ventilmembran statt, ohne daß Fluid durch das Ventil zur Auslaßseite fließt.

Das Schließen des Ventils durch einen negativen Drucksprung erfolgt in unsanfter Weise, da der angelegte negative Differenzdruck und die unter Spannung stehende, ausgelenkte Membran sich gegenseitig in der Verdrängung des zwischen Membran und Ventilsitz befindlichen Fluidvolumens unterstützen, wodurch die Membran auf den Ventilsitz aufschlägt. Die Folge ist, daß die *Schließzeit* t_z kürzer als die Öffnungszeit t_a ist und in der Nähe des Ringspaltes bei $r = r_a$ ein hoher Rückfluß stattfindet, während bei $r = r_i$ ein Teil des Fluidvolumens unter dem Einfluß der Membranrückstellkraft durch das Ventilloch abfließt.

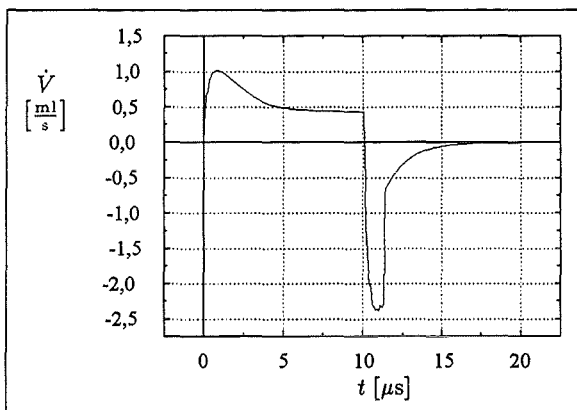


Abbildung 2.10: Volumenstrom beim sprunghaftigen Öffnen und Schließen des Ventils

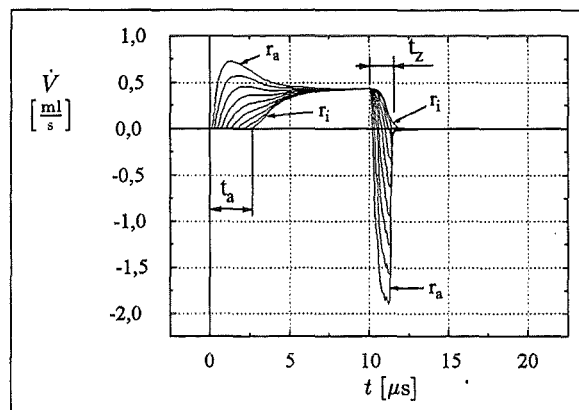


Abbildung 2.11: Volumenstrom im Ventilspalt zwischen $r = r_i$ und $r = r_a$

Eine empirisch vorgenommene Inkrementierung der Ventile in Ringsegmente hat ergeben, daß die Ventile eine Öffnungszeit t_a und eine Schließzeit t_z besitzen. Diese liegen mit $t_a \sim 4 \mu s$ und $t_z < t_a$ weit unter den thermischen Zeitkonstanten des Systems Mikropumpe und sind daher von untergeordneter Bedeutung für das dynamische Gesamtverhalten der Mikropumpe.

2.2.3.5 Thermisches Modell

Die Entwicklung eines thermopneumatischen Mikroaktors hoher Effizienz erfordert eine ausreichende Kenntnis der instationären Wärmeübertragungsvorgänge im Umfeld des Aktors. Die Interpretation hierzu aufgestellter elektrischer Analogiemodelle kann dazu beitragen, Schwachstellen im Designkonzept und der Dimensionierung zu erkennen und zu beseitigen. Weiterhin läßt sich die thermische Beanspruchung der verwendeten Materialien bestimmen.

Zur Aufstellung des thermischen Modells wird von einer instationären, eindimensionalen Wärmeübertragung ausgegangen, wie sie in dünnen Schichtlaminaten unendlicher lateraler Ausdehnung zu finden ist. Es wird angenommen:

$$l_{x,y} \gg l_z, \quad \dot{Q}_{x,y} = 0. \quad (2.31)$$

Das Modell besteht aus einem Laminat der folgenden acht Schichten, die im Bereich der kreisförmigen Pumpmembran (Radius r_a) in vertikaler Richtung aufeinander folgen (Abb. 2.12):

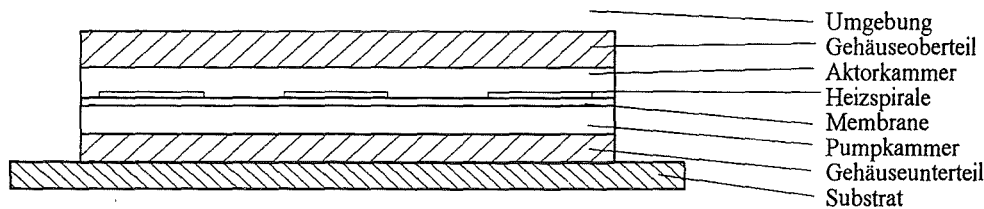


Abbildung 2.12: Schichtenmodell im Bereich der Pumpmembran für die instationäre Wärmeübertragung

Substrat (1. Randbedingung) – Gehäuseunterteil – Pumpkammer – Membran – Heizwendel – Aktorkammer – Gehäuseoberteil – Umgebung (2. Randbedingung). Jede Schicht j ist durch ihren Wärmewiderstand $R_{th,j}$ und ihre Wärmekapazität $C_{th,j}$ charakterisiert. Für eine einzelne Schicht ergibt sich nach dem FOURIERSchen Wärmeleitungsgesetz und dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik [69]:

$$R_{th,j} = \frac{d}{\lambda a^2 \pi}, \quad C_{th,j} = \rho d a^2 \pi c_j \quad (2.32)$$

mit

- a : Kammerradius
- d : Schichtdicke
- λ : Wärmeleitfähigkeit
- ρ : Dichte
- c_j : spezifische Wärmekapazität

Die instationäre Wärmeübertragung einer Schicht findet ihr Analogon in der elektrischen Verzögerungsleitung. Hierzu werden die integralen Werte der Wärmeleitfähigkeit $R_{th,j}$ und Wärmekapazität $C_{th,j}$ in n Inkremente zerlegt, die quasistationär behandelt werden können. Das i -te Inkrement der Schicht j hat eine einheitliche Temperatur $T_{i,j}$ und besteht aus zwei Wärmewiderständen $R_{th,i,j}$ und einer Wärmekapazität $C_{th,i,j}$, welche sich zu

$$R_{th,i,j} = \frac{1}{2n} R_{th,j} \quad C_{th,i,j} = \frac{1}{n} C_{th,j} \quad (2.33)$$

berechnen. Abb. 2.13 zeigt das elektrische Ersatzmodell für eine einzelne Schicht [69].

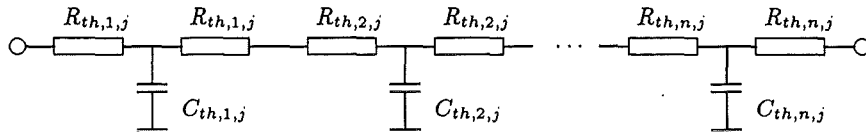


Abbildung 2.13: Elektrische Verzögerungsleitung zur Beschreibung des instationären Wärmetransportes durch eine dünne Schicht j .

Die Genauigkeit eines solchen Modells steigt mit der Anzahl n der Inkremente einer Schicht. Die Inkrementierung erfolgt nach einem Vergleich der $R_{th,j}$ - und $C_{th,j}$ -Werte aller Schichten. Dieser ergibt im Fall der Mikropumpe:

- Polysulfongehäuse: $n = 4$
- Luft in Aktor- und Pumpkammer: $n = 1$
- Membran: $n = 1$ und Vernachlässigung des sehr kleinen $R_{th,m}$
- Heizwendel: $n = 1$ und Vernachlässigung des sehr kleinen $R_{th,h}$

Im Fall der luftgefüllten Aktor- und Pumpkammer wird $C_{th,AK}$ und $C_{th,PK}$ durch die in Kapitel 2.2.3.2 beschriebene Modellkomponente *ideales Gas* unter Verwendung des (T, \dot{Q}) -Anschlusses dargestellt.

Da die Heizwendel nur einen Teil der Fläche der Pumpmembran bedeckt, wird die Luft in der Aktorkammer und Pumpkammer lateral unterschiedlich stark erwärmt. Eine eindimensionale Darstellung der Wärmeübertragung reicht deshalb für das (innere) System aus Pumpmembran, Heizwendel, Pump- und Aktorkammer nicht aus. Es wird die folgende Differenzierung vorgenommen: Das innere System besteht aus einem *warmen* Anteil, der sich oberhalb und unterhalb der Heizwendel befindet und parallel dazu einem *kalten* Anteil, der sich oberhalb und unterhalb der nicht von der Heizspirale bedeckten Polyimidmembran befindet. Zur Quantifizierung wird ein Geometriefaktor, der Heizwendelbedeckungsgrad $\delta = A_{HW}/(a^2\pi)$, definiert, der den flächenmäßigen Anteil der Heizwendel auf der Membran beschreibt und damit ein Maß für den beheizten Anteil im inneren System ist. Es wird eine Gewichtung der warmen (δ) und kalten $(1 - \delta)$ R_{th} - und C_{th} -Werte des inneren Systems vorgenommen

Abb. 2.14 zeigt das elektrische Ersatzmodell des thermischen Systems. Hierin berücksichtigen die Widerstände R_{aqw} , R_{aqk} , R_{mq} , R_{pqw} , R_{pqk} den radialen Wärmeaustausch zwischen dem warmen und kalten Anteil von Membran, Pump- und Aktorkammer. Die Luft in Pump- und Aktorkammer befindet sich auf einer mittleren, gewichteten Temperatur zwischen dem warmen und kalten Teil.

Neben der konvektiven Wärmeübertragung findet zusätzlich ein Wärmeaustausch durch *Wärmestrahlung* zwischen Heizwendel und Gehäuse statt. Es handelt sich hierbei um den Strahlungsaustausch zwischen graustrahlenden, näherungsweise ebenen, parallelen Platten. Nach [37] eignet

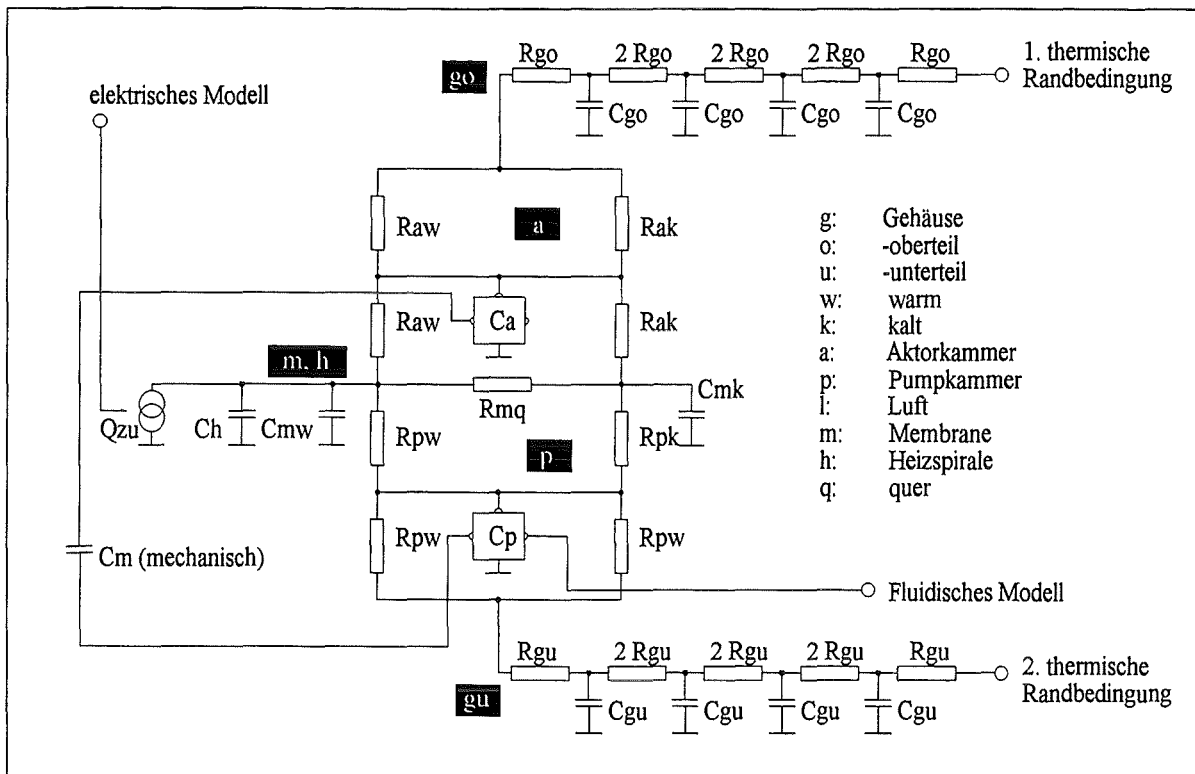


Abbildung 2.14: Thermisches Modell der Mikropumpe

sich die Rechenmethode der mehrfachen Absorption/Reflexion für die Berechnung des Wärmeübergangs. Der resultierende Wärmestrom $\dot{Q}_{str, HW \rightarrow G}$ durch eine der beiden Kammern stellt sich von der Heizwendel (HW) zum Gehäuse (G) ein :

$$\dot{Q}_{str, HW \rightarrow G} = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_{HW}} + \frac{1}{\epsilon_G} - 1} (T_{HW}^4 - T_G^4) A \quad (2.34)$$

mit ϵ_1, ϵ_2 : Emissionskoeffizienten
 T_{HW}, T_G : Heizwendel- und Gehäusetemperatur
 A : Fläche der Heizwendel

Das thermische Verhalten des Aktors wird im wesentlichen durch zwei thermische Zeitkonstanten bestimmt (vgl. Abb. 2.14): Die erste bestimmt die Abkühlung der Heizwendel und der Membran,

$$\tau_{th,1} \approx 2(C_h + C_{mw}) R_{aw} = 14,3 \text{ms}, \quad (2.35)$$

die zweite Zeitkonstante $\tau_{th,2}$ beschreibt die Aufheizung und Abkühlung der Gehäusehälften und liegt zwischen 1 und 10 s, je nachdem, welche äußeren thermischen Randbedingungen vorliegen. Diese Zeitkonstante, welche den höchsten Wert aller im Gesamtsystem Pumpe vorhandenen Zeitkonstanten hat, bestimmt die Dauer der Aufheizphase, nach der die Mikropumpe „stationär“ arbeitet. Mit Hilfe des Modells in Abb. 2.14 lassen sich die Temperaturen an jedem Knoten

verfolgen. Auf diese Weise kann sichergestellt werden, daß diese die kritischen Temperaturen, bei denen die beteiligten Materialien Schaden nehmen, nicht überschreiten.

Die Erkenntnisse aus obigem thermischen Modell führten zu den folgenden Verbesserungen:

1. Durch die Reduzierung der Dicke der Polyimidmembran von $3\ \mu\text{m}$ auf $1,5\ \mu\text{m}$ und der Heizwendel von $2,7\ \mu\text{m}$ auf $0,3\ \mu\text{m}$ konnte $\tau_{th,1}$ verringert werden, wodurch erheblich höhere Pumpfrequenzen und Förderleistungen möglich wurden.
2. PMMA wurde wegen der geringen thermischen Belastbarkeit durch Polysulfon ersetzt.
3. Die Reduktion der Dicke von Gehäuseoberteil und -unterteil hat zur Verringerung der Zeitkonstanten $\tau_{th,2}$ auf unter 10 s geführt.
4. Simulationen zeigten die positive Auswirkung eines hohen Heizwendelbedeckungsgrades δ auf die Förderleistung und führten zu einem Redesign der Heizwendelgeometrie.

Ergebnis: Die Aufstellung und Interpretation eines thermischen Modells hat in der Konzeptionierung der Mikropumpe die Aussage geliefert, daß grundsätzlich die Realisierung eines leistungsfähigen thermopneumatischen Aktors in einem Umfeld von Polymerwerkstoffen möglich ist. In der weiteren Entwicklung konnten mit Hilfe dieses Modells Aussagen zu Designänderungen und zur Ansteuerung der Mikropumpe gemacht werden, die in der praktischen Umsetzung zu erheblich leistungsfähigeren Mikropumpen geführt haben (vgl. Abb. 2.25 auf Seite 63).

Anmerkung: Durch eine stationäre Beheizung der Mikropumpe lassen sich die Wärmewiderstände der Mikropumpe und des äußeren Wärmeübergangs *auch meßtechnisch* bestimmen. Bei bekanntem elektrischem Kaltwiderstand R_0 und Temperaturkoeffizient α_{el} der Heizwendel, die sich genau in der Mitte der thermisch symmetrisch aufgebauten Mikropumpe befindet, genügt eine einfache Spannungs-Strommessung unter verschiedenen thermischen Randbedingungen (Luft, Metall-Kühlkörper, bewegtes Wasser):

$$R_{th} = \frac{1}{I R \alpha_{el}} \left(\frac{1}{I} - \frac{I R_0}{U} \right) \quad (2.36)$$

Mit Hilfe dieses Verfahrens werden zuerst Messungen bei perfekter Kühlung (Metall-Kühlkörper, bewegtes Wasser) vorgenommen, wodurch sich die berechneten thermischen Werte im Innern der Mikropumpe überprüfen lassen. Dann werden nacheinander Messungen mit ein- oder beidseitig angrenzender Umgebungsluft durchgeführt. Mit Hilfe der gemessenen R_{th} -Werte und des Ersatzschaltbildes in Abb. 2.14 lassen sich die unbekanntenen Wärmeübergangswiderstände zur Luft und zum Substrat errechnen.

2.2.3.6 Elektrisches Modell

Das elektrische Modell beschreibt die elektrischen Eigenschaften der Heizwendel und die elektrische Ansteuerung der Mikropumpe. Die Heizwendel besitzt einen temperaturabhängigen Widerstand $R_{HW}(T)$:

$$R_{HW}(T) = R_0 \left[1 + \alpha_{el} (T - T|_{R_0}) \right]. \quad (2.37)$$

mit α_{el} : Temperaturkoeffizient des Heizwendelwiderstands

Die elektrische Ansteuerung in Form kurzer elektrischer Impulse erfolgt im einfachsten Fall durch Spannungspulse oder Strompulse. Deren Pulsenergie ist bei gleicher Dauer und Anfangspulsleistung verschieden, da der Heizwendelwiderstand $R_{HW}(T)$ innerhalb der Pulsdauer ansteigt.

1. *Spannungsansteuerung*: Die Pulsleistung nimmt innerhalb der Pulsdauer wegen $P_{el} = U^2/R_{HW}(T)$ ab.
2. *Stromansteuerung*: Die Pulsleistung nimmt innerhalb der Pulsdauer wegen $P_{el} = I^2 R_{HW}(T)$ zu.

Weitere Ansteuerungsmethoden sind in Kap. 2.3.3 beschrieben.

2.2.4 Gesamtmodell der Mikropumpe

Das Gesamtmodell (Abb. 2.15) ermöglicht eine geschlossene Simulation des dynamischen Verhaltens der Mikropumpe mit Hilfe des elektrischen Schaltungssimulators PSPICE. Wegen der zum größten Teil nichtlinearen Komponenten erfordert das eigentliche PSPICE-Modell einen sehr viel höheren Schaltungsaufwand als in Abb. 2.15 dargestellt (siehe Anhang A.1).

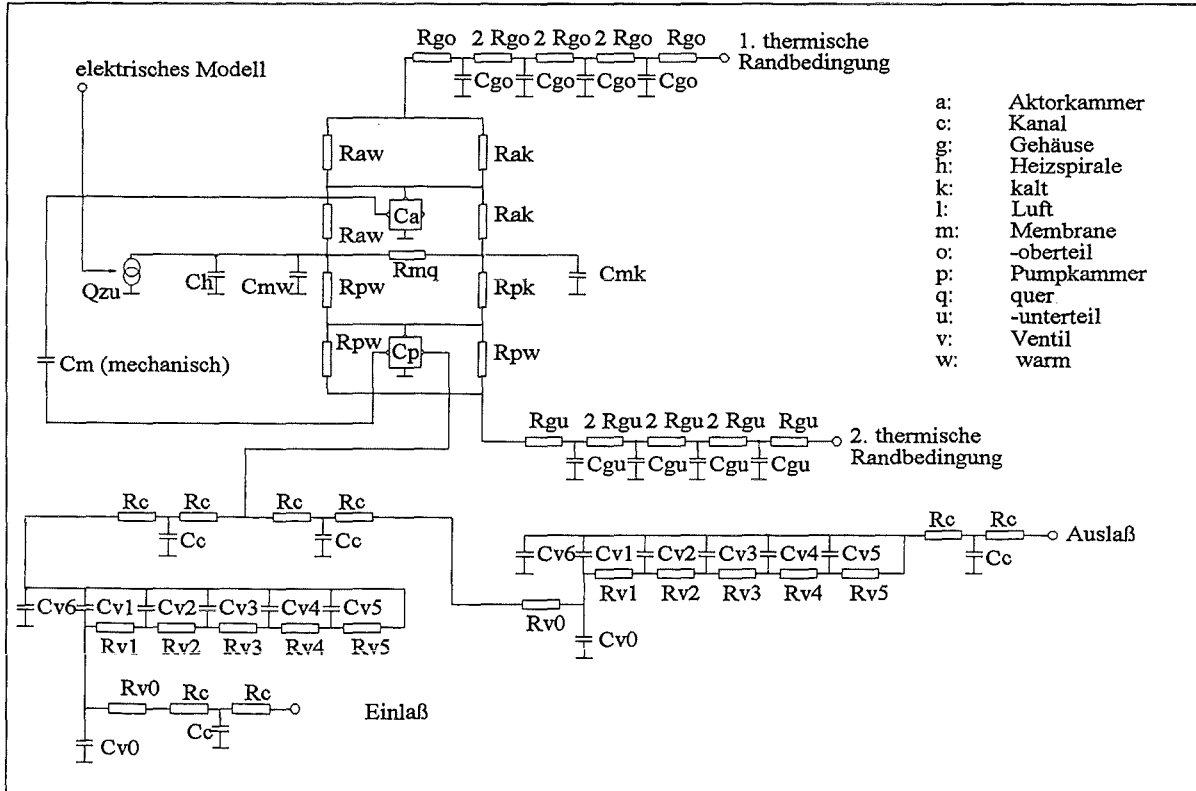


Abbildung 2.15: Gesamtsimulationsmodell der Mikropumpe

Wird eine einzelne Modellkomponente verändert, so wirkt sich dies auf alle elektrischen, thermischen, fluidischen und mechanischen Modellvariablen aus. Der dynamische Verlauf aller Temperaturen, Drücke, elektrischen Spannungen, Wärmeströme, Volumenströme und elektrischen Ströme läßt sich bestimmen. Dabei können beliebige elektrische, thermische oder fluidische Randbedingungen gesetzt werden, und das Modell kann um weitere Systeme, etwa Komponenten eines Mikroanalysesystems, erweitert werden.

Das dynamische Verhalten der Mikropumpe wird durch eine *Aufwärmphase* bestimmt (siehe auch Kap. 2.2.3.5), welche in ein anschließendes *stationäres Verhalten* übergeht. Dabei wird der Zustand als stationär bezeichnet, wenn Veränderungen der über eine Arbeitsperiode gemittelten Zustandsgrößen nicht mehr feststellbar sind. Für diesen Fall ist in Abb. 2.16 eine Auswahl charakteristischer Größen dargestellt. Die in den gezeigten Verläufen berücksichtigte Aufwärmzeit beträgt 15,4 s. Um den Einfluß des Gegendruckes am Auslaß der Pumpe zu verdeutlichen, sind die Größen jeweils für einen Gegendruck von 0 hPa und 150 hPa dargestellt. Die in der Simulation verwendeten Randbedingungen und Modellparameter entsprechen denen der in Kleinserie gefertigten Mikropumpen (siehe Tabelle A.3, Anhang Seite 87).

Beschreibung transienter Verläufe (Abb. 2.16):

1. **Aufheizphase, Abkühlphase.** Die Anregung erfolgt durch Spannungspulse (15 V, 20 Hz, 2 ms), (a). Diese führen in der *Aufheizphase* zu einem steilen Anstieg der Heizwendel-, der Membrantemperatur T_{Mem} (c) und der Lufttemperatur in der Aktorkammer T_{AK} . Der Verlauf der elektrischen Heizleistung \dot{Q}_{heiz} (b) resultiert aus dem temperaturabhängigen Widerstand $R(T)$ der Heizwendel. Die Veränderung der Temperatur an der Gehäuseinnenseite T_{PSU} ist wegen der hohen Wärmekapazität der Gehäuse gering (e). Der Druckanstieg in Aktor- (f) und Pumpkammer (g) resultiert aus den jeweiligen Temperaturanstiegen und hängt stark von der ausströmenden Gasmenge durch das Auslaßventil (j) ab. Am Ende der Aufheizphase sind die Temperaturen, die Drücke und der Volumenstrom durch das Auslaßventil maximal. In der nun folgenden *Abkühlphase* verringern sich die Drücke, und es findet weiterhin ein Ausfluß durch das Auslaßventil statt, bis der Druck in der Pumpkammer dem Gegendruck am Auslaß entspricht. Die elektrische Pulsleistung und die thermische Kapazität von Heizwendel und Polyimidmembran bestimmen die Steilheiten in der Aufheizphase, während die Abkühlung von den thermischen Eigenschaften aller Elemente, einschließlich der äußeren thermischen Umgebung beeinflusst wird. Im Verlauf der weiteren Abkühlung folgt eine Phase, in der weder durch das Einlaßventil noch durch das Auslaßventil Luft strömt. Die Dauer dieser Phase hängt von der Höhe des Gegendruckes am Auslaßventil ab. Erst mit dem Unterschreiten des Eingangsdruckes (hier Umgebungsdruck) öffnet das Einlaßventil und es strömt Luft ein. Es läßt sich erkennen (i,j), daß das Einströmen in die Pumpe erheblich gleichmäßiger als das Ausströmen erfolgt, was für spezielle Anwendungen von Bedeutung sein kann.
2. **Der Einfluß des Gegendruckes:** Die Rückwirkung unterschiedlicher Gegendrücke läßt sich von den Druckverhältnissen im Innern der Pumpe, über die Temperaturen (c,d) bis hin zur elektrischen Ansteuerung zurückverfolgen. Bei niedrigem Gegendruck am Auslaß wird der maximal mögliche Pumpkammerdruck, der bei isochorem Prozeßverlauf vorliegt (kein Ein- und Ausströmen), nicht erreicht. Der Prozeß nähert sich einem isobaren Verlauf. Mit einer Erhöhung des Gegendruckes am Auslaß steigt der maximale Pump- und Aktorkammerdruck (f,g) in der Aufheizphase aufgrund des geringer werdenden Luftausstoßes an.

Übersteigt der Gegendruck den bei isochorem Prozeßverlauf maximalen Pumpkammerdruck $p_{PK,max}$, so findet keine Fluidförderung mehr statt. Die Membranbewegung nimmt mit steigendem Gegendruck ab (h). Sie verschwindet wegen ungleicher thermischer und pneumatischer Verhältnisse oberhalb und unterhalb der Membran jedoch nie vollkommen.

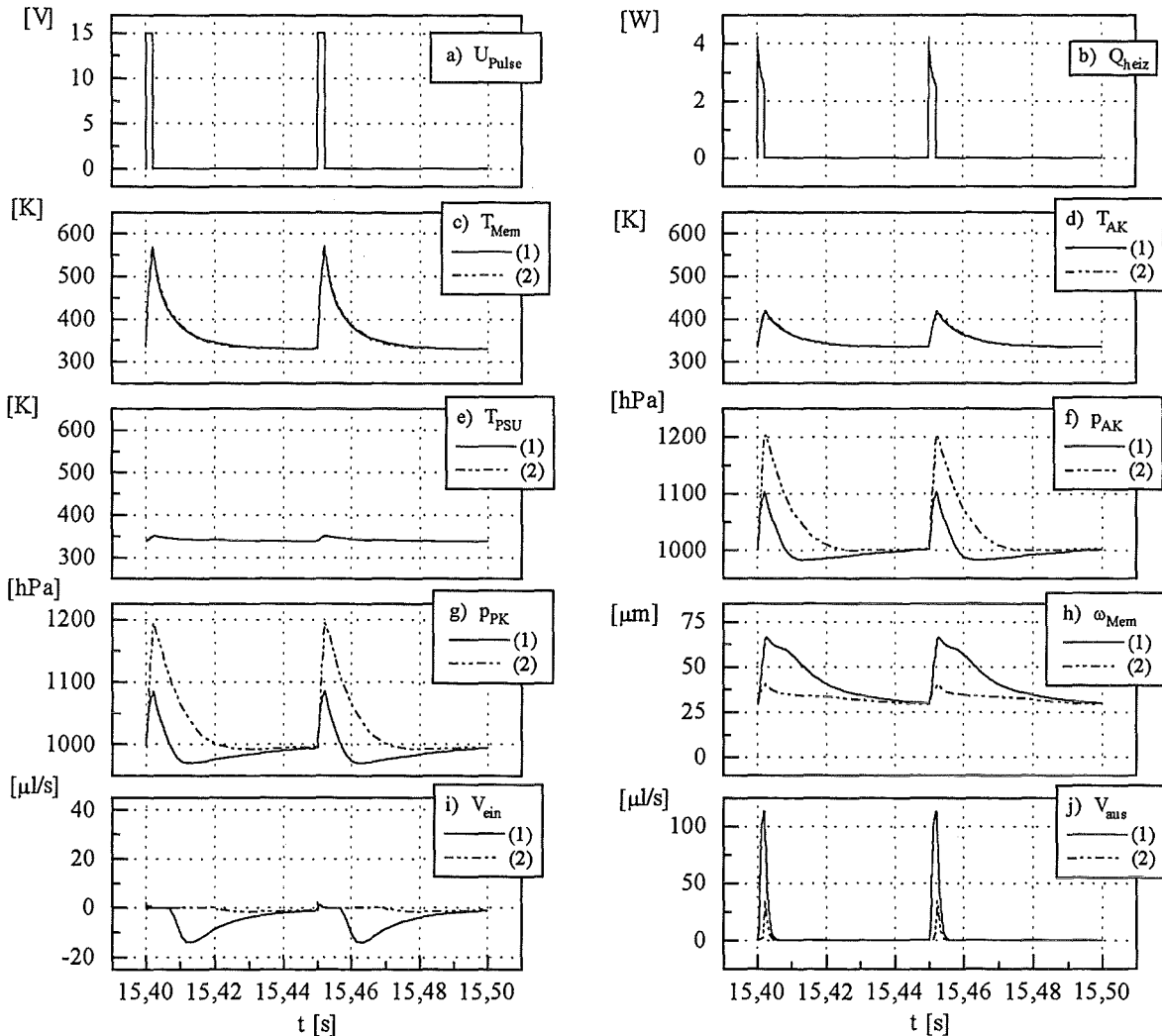


Abbildung 2.16: Simulation des transienten Verhaltens zweier Pumpzyklen bei 0 hPa (1) und 150 hPa (2) Gegendruck am Auslaß: elektrische Spannungspulse U_{Pulse} einer Breite von 2 ms bei einer Frequenz von 20 Hz; Heizleistung \dot{Q}_{heiz} ; Membrantemperatur T_{Mem} (\approx Heizwendeltemperatur); Temperatur der Luft in der Aktorkammer T_{AK} , Temperatur der Gehäuseinnenwand T_{PSU} ; Absolutdruck in Aktorkammer p_{AK} und Pumpkammer P_{PK} ; zentrale Auslenkung der Pumpmembran ω_{Mem} ; Volumenstrom \dot{V} an Ein- und Auslaß der Mikropumpe

Werden statt der Spannungspulse Strompulse verwendet, so führt der temperaturabhängige Widerstand der Heizwendel zu von Abb. 2.16 abweichenden transienten Verläufen, da die Pulsleistung im Verlauf eines Pulses ansteigt.

Der Einfluß der Membranspannung auf die Förderkennlinien ($p-\dot{V}$ - Diagramm) der Mikropum-

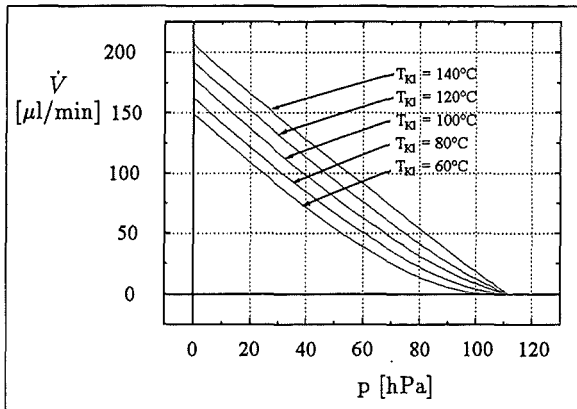


Abbildung 2.17: Der Einfluß der aus der Füge­temperatur T_F resultierenden Membranspannung auf die Fördercharakteristik der Mikropumpen (Spannungspulse 15 V, Pulsweite 1,5 ms, 20 Hz)

pen läßt sich simulieren, indem unterschiedliche Gegendrücke im Modell angelegt werden. Die simulierten Verläufe (Abb. 2.17) zeigen, daß sich mit höherer Füge­temperatur und somit kleineren Membranspannungen die Förderkennlinien dem Idealfall des linearen Verlaufs nähern, der dadurch gekennzeichnet ist, daß die Drosselung in den Fluidkanälen und vor allem in den Ventilen vernachlässigbar ist. Der maximal erreichbare Förderdruck wird von der inneren Membranspannung nicht beeinflusst. Er resultiert ausschließlich aus den thermischen Parametern oder aus der zugeführten mittleren elektrischen Pulsleistung.

Für viele Anwendungen der Mikropumpe ist die Kenntnis der Fördercharakteristik unmittelbar nach dem Einschalten der Pumpe wichtig. Als Folge der instationären Erwärmung der Pumpgehäuse innerhalb der Aufwärmphase treten Schwankungen in der Förderleistung bis zum Eintreten stationärer Verhältnisse auf. Abb. 2.18 zeigt den zeitlichen Verlauf von jeweils über einer Periode gemittelten charakteristischen Größen.

Mit dem Ansteigen der mittleren Temperaturen von Membran, Aktorkammer und Gehäuse (a) in der Aufheizphase sinkt die Differenz zwischen Maximaldruck und Minimaldruck in der Pumpkammer (c) und damit die Förderrate der Pumpe (d). Die mittlere Membranauslenkung (b) in Richtung der Pumpkammer ist eine Folge der Zunahme der mittleren Temperatur in der geschlossenen Aktorkammer.

2.2.5 Zusammenfassung

Auf der Basis physikalischer Analogiebetrachtungen ist ein elektrisches Analogiemodell für die gesamte Mikropumpe aufgestellt worden, welches das dynamische, nichtlineare Verhalten der Mikropumpe unter Beachtung der miteinander verkoppelten physikalischen Vorgänge beschreibt. Es handelt sich um ein Makromodell, das sich ausschließlich auf analytische Beschreibungen stützt. Diese Tatsache und die hohe Anschaulichkeit einer elektrischen Ersatzschaltung fördern das unmittelbare Verstehen der dynamischen gekoppelten Vorgänge in der Mikropumpe. Das Modell ist in ein aufwendiges PSPICE-Modell übertragen worden, mit dem sich auf numerischem Wege transiente Simulationen und Optimierungen durchführen lassen.

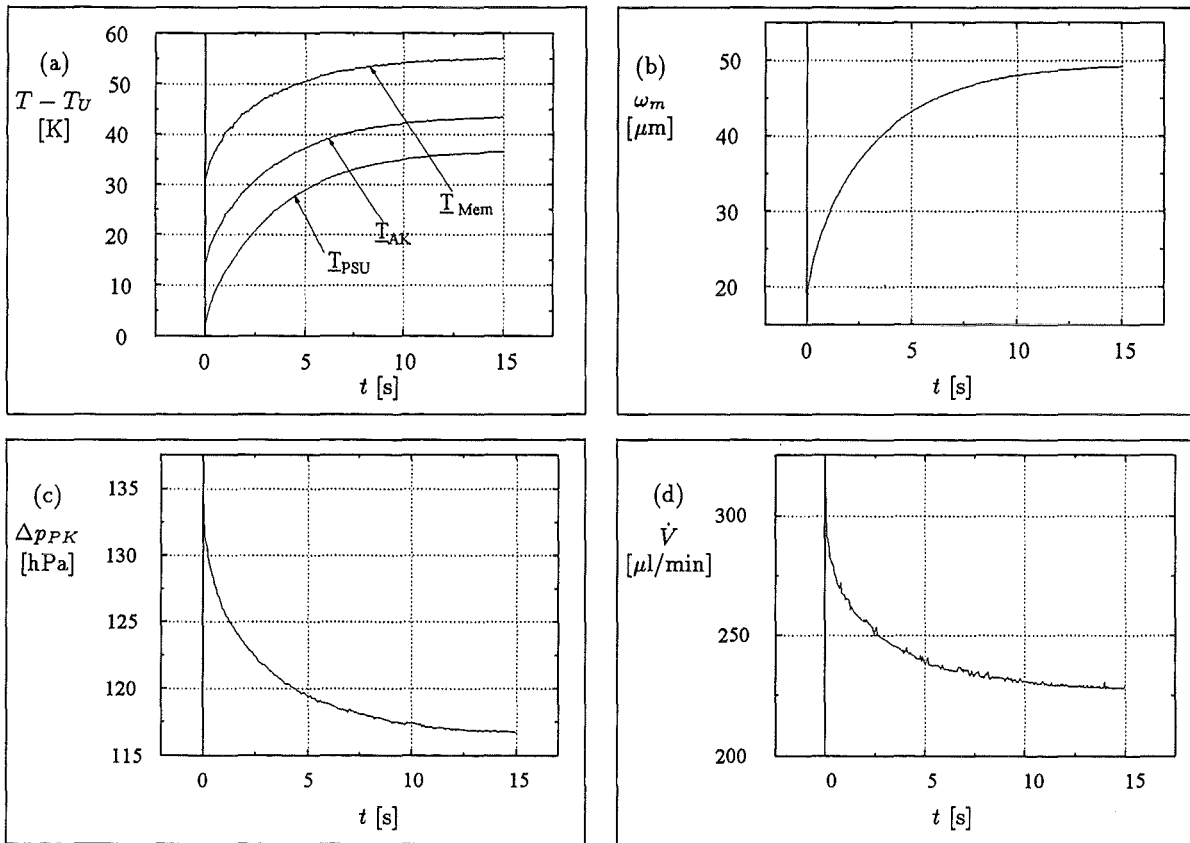


Abbildung 2.18: Simulierter Verlauf der mittleren Temperaturen von Membran, Aktorkammer und Gehäuse (a), der mittleren Membranauslenkung (b), der mittleren Förderate (d) und der Differenz zwischen Maximal- und Minimaldruck pro Periode (c) in der Aufwärmphase bei Spannungsansteuerung (2 ms, 20 Hz, 15 V) ohne Gegendruck

2.3 Meßtechnische Charakterisierung

2.3.1 Einführung

Die meßtechnische Charakterisierung stellt das Bindeglied zwischen Simulation und Praxis dar. Die Meßmethoden müssen in ihrer Genauigkeit die Streuung der Systemparameter übertreffen und dürfen das Systemverhalten der Mikropumpen nicht wesentlich verändern. Die Erfassung mikropneumatischer Größen wie Druck und Volumenstrom stellt ein besonderes Problem dar, da derzeit käufliche Sensoren kleiner Abmessungen, insbesondere Volumenstromsensoren, noch nicht die erforderliche Empfindlichkeit bieten. Aus diesem Grund wurden eigene Volumenstromsensoren entwickelt.

Verzichtet wird auf die Messung von Druckverläufen im Innern der Mikropumpen, da der Einbau von Drucksensoren sehr aufwendig ist und das Systemverhalten dadurch stark verzerrt würde. Für die fluidische Charakterisierung bleibt die Aufzeichnung der für den Anwender wichtigen externen Größen Druck und Volumenstrom. Da die Heizwendeltemperatur über den Heizwendelwiderstand verfolgt werden kann, lassen sich auch pumpeninterne pneumatische Größen ableiten. In jedem Fall besitzt die Meßanordnung wegen vorhandener (Gas-) Kompressibilitäten,

der Fluidträgheit und mechanischer Elastizitäten eine Eigendynamik, die bei der Interpretation der Meßdaten berücksichtigt werden muß.

Eine Reihe von Ansteuerungskonzepten wurde aufgestellt und in Zusammenarbeit mit der Hauptabteilung für Prozeßtechnik und Elektronik (HPE) des Forschungszentrums Karlsruhe in die Praxis umgesetzt. Diese werden weiter unten detailliert beschrieben.

2.3.2 Mikrofluidischer Meßaufbau

2.3.2.1 Druckmessung

Für die Messung dynamischer Drücke werden mikromechanisch hergestellte Silizium-Differenzdrucksensoren mit einem Meßbereich von 0 bis 300 hPa verwendet, die für gasförmige Medien geeignet sind [12]. Sie bestehen aus einer Siliziummembran mit aufgebrachter piezoresistiver Vollbrücke und besitzen beidseitig der Membran jeweils ein Totvolumen von $2 \mu\text{l}$. Das Totvolumen (Gaskompressibilität) und die Elastizität der Sensormembran führen zu einem Verzögerungsverhalten des Sensors im Zusammenspiel mit den Fluidwiderständen des Meßaufbaus und der Mikropumpe, so daß hochfrequente Anteile im Druckverlauf unterdrückt werden.

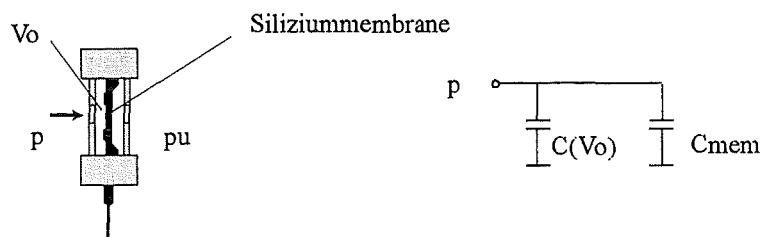


Abbildung 2.19: Mikromechanischer Drucksensor zur Messung von Gasdrücken; elektrisches Ersatzmodell

Durch Anbringen einer längeren Anschlußkanüle läßt sich der Gasdrucksensor auch zur Messung von Flüssigkeitsdrücken einsetzen, da sich eine Grenzfläche in der Kanüle ausbildet, die verhindert, daß das Innere des Gasdrucksensors mit Flüssigkeit in Kontakt kommt. Der bei konstantem Kanülenquerschnitt entstehende konstante Kapillardruck kann durch einen Offsetabgleich kompensiert werden.

2.3.2.2 Messung des Volumenstroms

Der Druckabfall einer reibungsbehafteten Strömung in einer Kapillarleitung kann ausgenutzt werden, um den Volumenstrom zu messen [73, 6]. Er beträgt $\dot{V} = \Delta p / R_{fl}$ unter Verwendung des Strömungswiderstandes R_{fl} nach Gl. (2.20). Gemessen wird der Druckabfall Δp mit Hilfe eines Differenzdrucksensors [12] hoher Empfindlichkeit (Druckbereich 70 hPa). Je höher die Empfindlichkeit des Differenzdrucksensors ist, desto kleiner kann der Strömungswiderstand der Kapillarleitung dimensioniert werden (kleine Länge, großer Durchmesser) und desto kleiner ist der Druckverlust. Die Auflösung des aufgebauten Volumenstromsensors beträgt $< 2 \text{ hPa}$ an der Grenze des thermischen Rauschens. Abb. 2.20 zeigt den Aufbau eines Volumenstromsensors und dessen elektrisches Ersatzschaltbild.

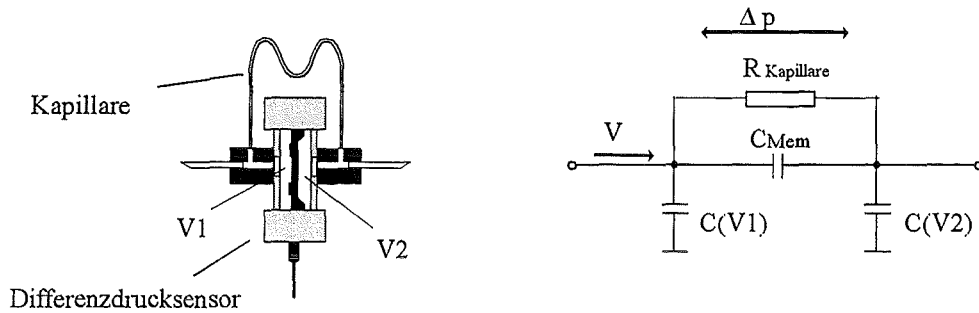
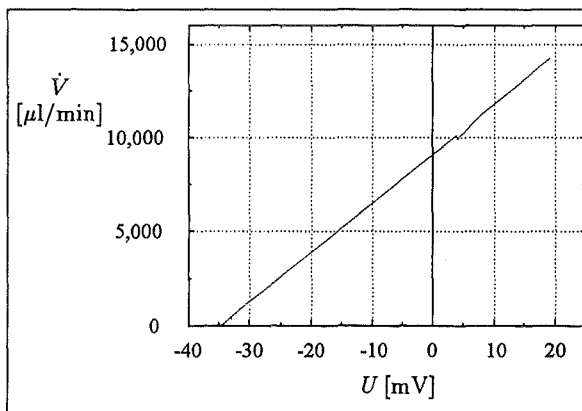


Abbildung 2.20: Volumenstromsensor zur Messung kleinster Gasflüsse; elektrisches Ersatzmodell

Die Kalibrierung des Sensors muß wegen der Abhängigkeit des Strömungswiderstandes vom Gegendruck und der Gastemperatur unter den Zustandsbedingungen aufgenommen werden, wie sie bei späteren Messungen vorzufinden sind. Wegen $T \simeq T_N$ (vgl. Gl. (2.20)) genügt es, die Kalibrierung bei verschiedenen Gegendrücken für Luft vorzunehmen. Die Kalibrierkurve (Abb. 2.21, Gegendruck 0 hPa) für Luft zeigt die gute Linearität dieses Meßverfahrens. Als hinreichend exaktes Kalibrierverfahren hat sich die folgende einfache Methode bewährt: Ein in einer dünnen Meßpipette eingebrachter Flüssigkeitstropfen erlaubt die Messung der Strömungsgeschwindigkeit v der Gasströmung, die über die Querschnittsfläche A mit $\dot{V} = v \cdot A$ in einen Volumenstrom umgerechnet wird.

Abbildung 2.21: Kalibrierkurve eines Volumenstromsensors für Luft bei einem Gegendruck von 0 hPa. Die Länge der Kapillare beträgt 2 cm, der Durchmesser 130 μ m

2.3.2.3 Messung der Heizwendeltemperatur

Die Heizwendeltemperatur der Mikropumpe läßt sich sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase durch die Verfolgung (Spannungs-Strommessung) des Heizwendelwiderstandes messen (Gl. 2.37). In der Abkühlphase muß dabei ein Strom in die Heizwendel (eine Spannung) eingespeist werden, wobei die dabei dissipierte elektrische Leistung zu keiner wesentlichen Erwärmung der Heizwendel führen darf. Um die Heizwendeltemperatur zu jedem Zeitpunkt verfolgen zu können, wird der Quotient $R = U/I$ durch einen analogen elektronischen Quotientenbaustein gebildet. Das resultierende, zur Temperatur direkt proportionale Signal kann für Steuerzwecke innerhalb der Ansteuerelektronik weiterverwendet werden (Kap. 2.3.3.2).

2.3.2.4 Rechnergesteuerter Gesamtmeßaufbau

Der Gesamtmeßaufbau besteht aus den beschriebenen Druck- und Volumenstromsensoren, welche nach dem Baukastenprinzip mit Hilfe von einheitlichen Verbindungsschläuchen zusammengesteckt werden können, um unterschiedliche Meßkonfigurationen realisieren zu können. Der gewählte Schlauchdurchmesser (0,9 mm) stellt einen Kompromiß zwischen den gegenläufigen Forderungen nach kleinem Strömungswiderstand und kleinem kompressiblen Luftvolumen dar.

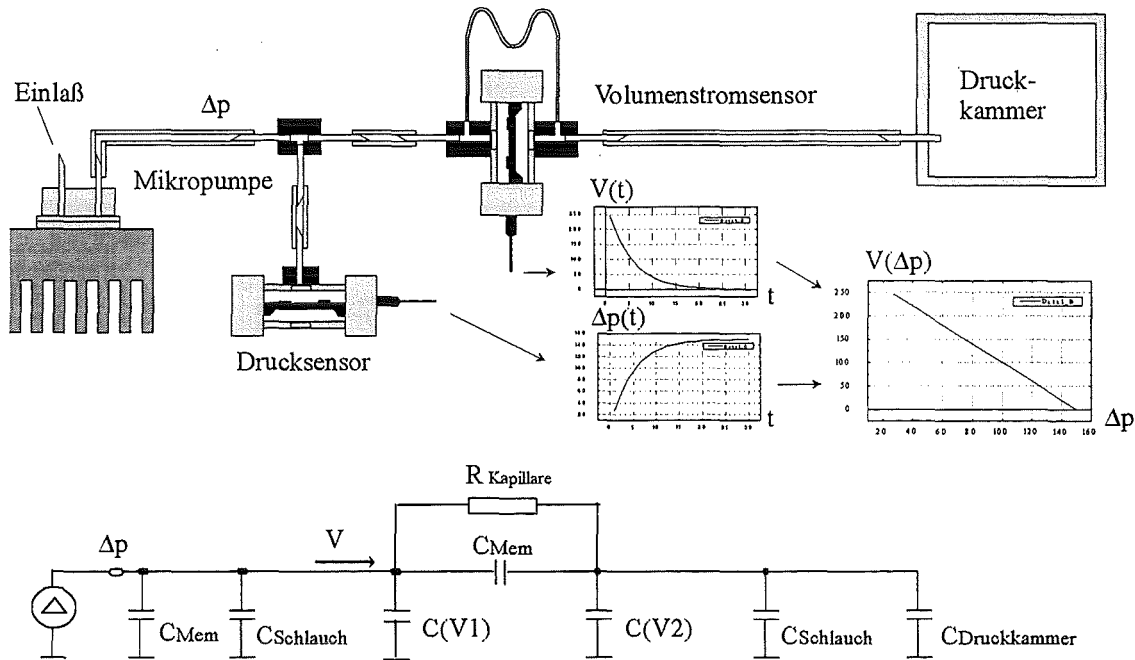


Abbildung 2.22: Meßprinzip zur Aufnahme von Förderkennlinien, elektrisches Ersatzmodell

Die Aufnahme der Förderkennlinien der Mikropumpen (\dot{V} - Δp -Diagramm) erfolgt nach dem folgenden Prinzip (Abb. 2.22): Luft wird durch die Mikropumpe in eine geschlossene Druckkammer gepumpt. Dies führt zu einem ansteigenden Gegendruck, gegen den die Mikropumpe fördern muß. Die Aufzeichnung des Volumenstroms in Abhängigkeit des erzeugten Gegendrucks liefert die erwünschte Förderkennlinie. Mit Hilfe des elektrischen Ersatzmodells (Abb. 2.22, unten) lassen sich die dynamischen Eigenschaften des Meßaufbaus interpretieren. Hierbei ist zu beachten, daß die Kompressibilität $C_{Druckkammer}$ erheblich größer als alle übrigen Kompressibilitäten ist und daß die Strömungswiderstände der Verbindungsschläuche und Kanülen gegenüber dem des Volumenstromsensors vernachlässigbar sind. Sie sind deshalb nicht in das Ersatzschaltbild aufgenommen worden. Die Kompressibilitäten C_i der Gasvolumina zwischen der Mikropumpe und der Membran des Volumenstromsensors haben in Verbindung mit dem Kapillarschlauch des Volumenstromsensors eine glättende Wirkung auf die Druckspitzen am Ausgang der Mikropumpe. Der tatsächliche Verlauf dieser Druckspitzen läßt sich daher nicht messen. Hierzu müßten Drucksensoren vorhanden sein, die wesentlich kleinere Abmessungen als die Mikropumpen besitzen.

Im Gegenzug ist hier jedoch erkennbar, wie mit Hilfe eines Puffervolumens und einer Kapillare ein einfaches Glättungselement realisiert werden kann (Verzögerungsglied 1. Ordnung).

Der beschriebene fluidische Meßaufbau wird zusätzlich zur Vermessung der in Kleinserie gefertigten

tigten Mikropumpen verwendet. Die Meßablaufsteuerung erfolgt vollautomatisch mit Hilfe von PASCAL-Programmen, die mit einer Meßkarte kommunizieren. Zusätzlich zu dem fluidischen Meßaufbau sorgt ein elektrisch steuerbares Ventil für die Entlüftung der Druckkammer vor und nach jeder Messung („Entlüftungsventil“). Folgende Funktionen werden rechnergesteuert ausgeführt:

- Ansteuerung des Entlüftungsventils
- Offsetabgleich der Sensoren vor jeder Messung. Vor allem der Volumenstromsensor erfordert eine Offsetmessung, da dessen Nutzsignal bereits in der Größenordnung des thermischen Rauschens liegt
- Triggerung der Pumpenansteuerelektronik mit der Pumpfrequenz, Ein- und Ausschalten der Mikropumpe
- Aufzeichnung der Kennlinien

Vor dem Beginn der Aufzeichnung einer Kennlinie muß eine Warmlaufphase für die Mikropumpe eingerichtet werden. Erst im stationären Betriebsbereich aufgenommene Kennlinien können reproduziert werden (siehe auch Kap. 2.2.4).

2.3.3 Möglichkeiten der elektrischen Ansteuerung

Für die Ansteuerung der Mikropumpen wurden zahlreiche Konzepte aufgestellt, die in Zusammenarbeit mit der Hauptabteilung für Prozeßtechnik und Elektronik (HPE) realisiert worden sind. Es hat sich gezeigt, daß sich die Fördercharakteristik der Mikropumpen in weiten Bereichen beeinflussen läßt. Unterschiedliche Ansteuerungskonzepte erweisen sich für unterschiedliche Anwendungen als vorteilhaft. Der nun folgenden Beschreibung der einzelnen Ansteuerungskonzepte schließt sich deren Bewertung an, welche dem Anwender der Mikropumpen helfen kann, die günstigste Lösung auszuwählen.

2.3.3.1 Ansteuerung durch voreingestellte Pulse

Bei Spannungsansteuerung (Fall A) kann ein handelsüblicher Pulsgenerator mit einem nachgeschalteten Impedanzwandler verwendet werden. Bei Stromansteuerung (Fall B) muß zusätzlich ein Spannungs-Stromwandler verwendet werden. Prinzipiell ist diese Methode für Dosieranwendungen geeignet, vorausgesetzt die elektrische Leitfähigkeit der Heizwendel bleibt langzeitstabil (siehe Kap 1.3.1.2). Sind hohe Förderleistungen verlangt, so besteht die Gefahr der Überhitzung der Heizwendel, da keine Kontrolle über die Heizwendeltemperatur besteht. Auch die Verschlechterung von thermischen Randbedingungen, beispielsweise durch den Einbau der Mikropumpe in ein Mikroanalyse-System, kann bei festen Pulsformen zur Überhitzung der Heizwendel führen.

2.3.3.2 Temperaturregelte Ansteuerungen

Mit Hilfe einer Temperatursteuerung kann die Mikropumpe bei hohen Förderraten sicher betrieben werden. Die Grundlage hierzu liefert das in Kap. 2.3.2.3 beschriebene Verfahren, mit dem der Heizwendelwiderstand und damit die Heizwendeltemperatur kontinuierlich gemessen wird.

Es sind zwei Konzepte aufgestellt und experimentell erprobt worden (Abb. 2.23 und Abb. 2.24). Die beiden Konzepte haben gemeinsam, daß die Breite der Strompulse nicht von Hand vorgegeben wird, sondern sich automatisch einstellt, indem bei Erreichen einer zuvor gewählten maximalen Heizwendeltemperatur T_{max} die Stromzufuhr ausgeschaltet wird. T_{max} kann deshalb nicht überschritten werden. Weiterhin ist bei beiden Konzepten sowohl eine Spannungsansteuerung als auch eine Stromansteuerung möglich.

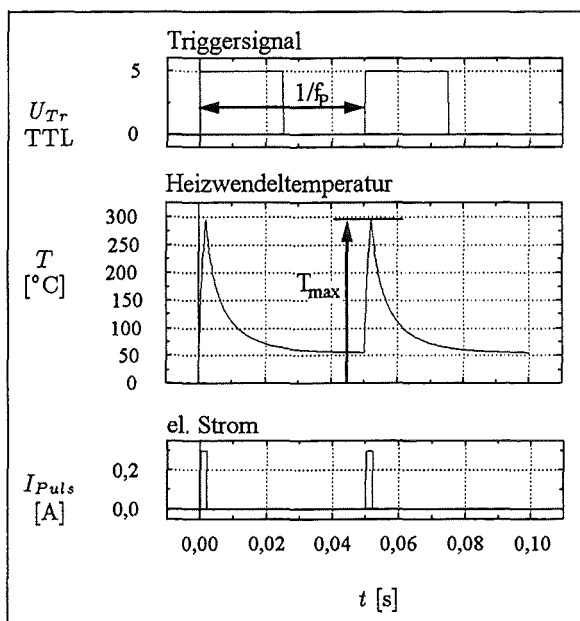


Abbildung 2.23: Temperaturgesteuerte Ansteuerung der Mikropumpe durch Vorgabe der Pulsfrequenz und der Maximaltemperatur der Heizwendel (Fall C)

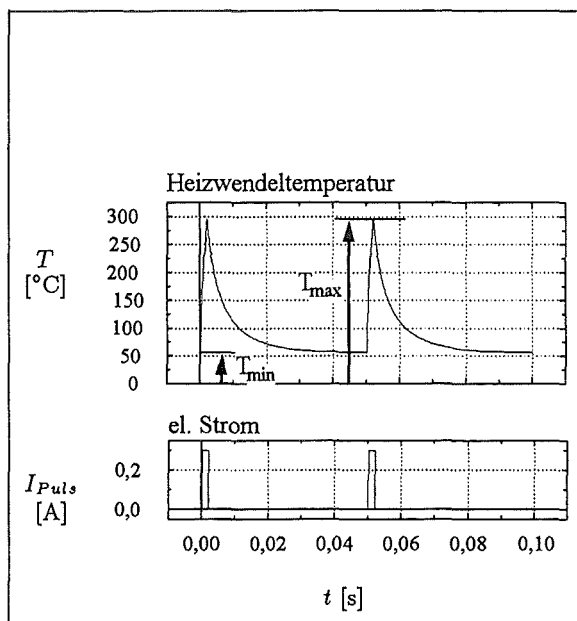


Abbildung 2.24: Ansteuerung mittels einer Temperatur-Zweipunktregelung. Vorgegeben wird die Maximal- und Minimaltemperatur der Heizwendel (Fall D)

Konzept 1 (Fall C): Im ersten Konzept wird die gewünschte Pumpfrequenz durch ein Triggersignal vorgegeben. Sieht die Ansteuerelektronik eine positive Flanke eines TTL-Signals (Abb. 2.23, oben) am Triggereingang, so wird ein Strom mit zuvor eingestellter Höhe in die Heizwendel der Pumpe geleitet (Abb. 2.23, unten). Mit der Erhöhung der Temperatur (Abb. 2.23, Mitte) steigt der Heizwendelwiderstand an. Erreicht der Heizwendelwiderstand den Wert R_{max} , so ist $T = T_{max}$ und der Heizstrom wird ausgeschaltet. Bis zum Auftreten der nächsten Triggerflanke kühlt die Heizwendel ab. Wird die Frequenz erhöht, so verkürzt sich die Abkühlzeit, wodurch die Minimaltemperatur T_{min} einer Periode ansteigt. Ist die Triggerfrequenz sehr hoch (kHz-Bereich), dann geht T_{min} gegen T_{max} , was nicht zur Zerstörung der Heizwendel führt, jedoch zur Überhitzung der Pumpgehäuse aus PSU.

Das Ansteuerungskonzept läßt sich mit wenigen elektronischen Komponenten realisieren und eignet sich sehr gut für die Verwendung in Mikrosystemen, in denen ungünstige thermische Randbedingungen gegeben sind und hohe Förderraten ($> 100 \mu\text{l}/\text{min}$) gewünscht werden. Aus diesem Grund ist das Konzept für die Entwicklung einer Standard-Ansteuerelektronik aufgegriffen worden, welche in den Mikrosystem-Demonstratoren des Forschungszentrums (siehe Kap. 4) Anwendung findet. Die Pumpen-Elektronik ist in SMT-Technik und in Dickfilmtechnik aufgebaut worden. Sie ist schaltungstechnisch und im Layout derart optimiert worden, daß die

Abmessungen der Dickfilm-Pumpenansteuerung nur noch $7 \cdot 9 \cdot 4 \text{ mm}^3$ betragen, wodurch eine Montage auf der Oberseite der Mikropumpe möglich ist: Mikropumpe und Mikroelektronik bilden eine miniaturisierte Einheit [20].

Konzept 2 (Fall D): Das zweite Konzept stellt eine Temperatur-Zweipunktregelung mit einstellbarer Hysterese dar (Abb. 2.24). Hier wird neben der Höhe des Heizstroms nur die Minimal- und Maximaltemperatur der Heizwendel vorgegeben. Die Pulsfrequenz stellt sich von selbst in Abhängigkeit des Heizstromes und der thermischen Verhältnisse in der Mikropumpe ein.

Dieses Verfahren ermöglicht den Pumpbetrieb an der thermischen Grenze der Mikropumpen. Der elektronische Schaltungsaufwand übersteigt den des ersten Konzeptes bei weitem, da der Heizwendelwiderstand sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase der Mikropumpe mit Hilfe eines schnellen analogen Quotientenbausteins errechnet werden muß.

2.3.3.3 Ansteuerung mit konstanter Pulsenergie

Als weitere Alternative ist die Ansteuerung mit konstanter Pulsenergie (Fall E) untersucht worden. Diese Pumpenansteuerung ist durch eine Schaltung realisiert worden, in der ein Kondensator elektrisch auf die Energie ($E_{el} = 1/2 C U^2$) aufgeladen wird, der sich nach Anlegen eines Triggersignals über den Heizwendelwiderstand der Mikropumpe vollständig entlädt. Die Pulsleistung in der Heizwendel fällt mit der Zeitkonstante $\tau_{el} \approx 1/2 R_0 C$ ab. Dieses Verfahren ist unempfindlich gegenüber Änderungen des Heizwendelwiderstandes infolge von Alterung und bietet sich daher für Langzeit-Dosieraufgaben an. Nachteil dieses Verfahrens ist, daß die Auslegung entweder zu großen C -Werten ($> 10 \mu\text{F}$), die eine Miniaturisierung der Ansteuerelektronik verhindern, oder zu hohen Betriebsspannungen ($> 30 \text{ V}$) führt.

2.3.3.4 Verhalten der Ansteuerungsverfahren bezüglich herstellungsbedingter Streuungen gasfördernder Mikropumpen

Hier wird der Frage nachgegangen, ob sich herstellungsbedingte Streuungen unter den gasfördernden Mikropumpen durch die oben beschriebenen Ansteuerungsverfahren kompensieren lassen. Größere relative Toleranzen können vor allem in der Dicke der Heizwendel und der Polyimidmembran auftreten, aber auch im spezifischen Widerstand der Dünnschichtheizwendel oder deren Temperaturkoeffizient. Neben herstellungsbedingten Toleranzen können auch Alterungseffekte in der Dünnschicht-Heizwendel auftreten. Die Folge sind Unterschiede und Veränderungen im elektrisch-thermischen Verhalten der einzelnen Mikropumpen. In Tabelle 2.4 wird ein qualitativer Vergleich der Ansteuerungsverfahren bei veränderter Dicke der Polyimidmembran (Veränderung der Wärmekapazität) und verändertem Heizwendelwiderstand vorgenommen. Es wird davon ausgegangen, daß die jeweilige Ansteuerelektronik *nicht* an die einzelnen Pumpen angepaßt wird.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß sich Fertigungsstreuungen thermischer Komponenten durch temperaturgeregelter Verfahren und Streuungen der elektrischen Eigenschaften der Heizwendel durch eine Ansteuerung mit konstanter Pulsenergie teilweise kompensieren lassen.

2.3.3.5 Ansteuerungskonzept für Dosieraufgaben

Ein Dosiervorgang beginnt in der Regel mit dem Einschalten der Pumpe, welche dann pro Pumpzyklus ein Volumeninkrement ΔV fördert. Durch die Einstellung der Heizenergie pro Pumpzy-

Fall	Pumpmembran dünner				Heizwendelwiderstand kleiner			
	E_{Puls}	T_{max}	$\Delta p_{max} _{\dot{V}=0}$	$\dot{V} _{p=0}$	E_{Puls}	T_{max}	$\Delta p_{max} _{\dot{V}=0}$	$\dot{V} _{p=0}$
A	↘	↑	↑	↑	↑	↑	↑	↑
B	↗	↑	↑	↑	↓	↓	↓	↓
C[U]	↓	→	→	→	↑	↑	↑	↑
C[I]	↓	→	→	→	↗	↑	↑	↑
D[U]	↓	→	→	→	↑	↑	↘	↑
D[I]	↓	→	→	→	↗	↑	→	→
E	→	↑	↑	↑	→	→	→	→

Tabelle 2.4: Qualitativer Einfluß von Herstellungstoleranzen auf die Förderleistung bei den verschiedenen Ansteuerungsverfahren: Spannungsansteuerung (Fall A) und Stromansteuerung (Fall B) bei fester Pulsvorgabe, Frequenz-Temperaturansteuerung (Fall C) als Spannungs- [U] und Stromansteuerung [I], Zweipunkt-Temperaturregelung (Fall D) als Spannungs- [U] und Stromansteuerung [I], Ansteuerung mit konstanter Pulsenergie (Fall E). Legende: ↑ ↗ → ↘ ↓ bedeuten: viel höher, höher, ungefähr gleich, niedriger, viel niedriger

klus läßt sich ΔV so einstellen daß nach k Pumpzyklen die gewünschte Menge V_{soll} gefördert wird.

Da eine Gasmikropumpe nach Kap. 1.3 erst nach einer Warmlaufphase konstante Förderraten abgibt, kann innerhalb dieser Zeit nicht dosiert werden. Das Problem läßt sich beseitigen, indem die Mikropumpe zwischen den Arbeitsperioden im Standby-Betrieb durch eine kostante Heizleistung „warmgehalten“ wird. Die Heizleistung muß der mittleren zugeführten Leistung im Betrieb (maximal 0,2 W) entsprechen. Beim Einschalten der Pumpe wird somit unmittelbar im thermisch stationären Zustand gefördert.

Für die Umsetzung dieses Konzeptes ist eine Leistungsansteuerung notwendig, was nur mit relativ hohem elektronischen Schaltungsaufwand zu erreichen ist. Eine Leistungsansteuerung stellt sicher, daß unabhängig vom Heizwendelwiderstand und somit von der Heizwendeltemperatur mit stets konstanter Pulsleistung P_{Puls} angesteuert wird. Die mittlere elektrisch zugeführte Leistung \bar{P}_{el} im Standby-Betrieb beträgt:

$$\bar{P}_{el} = P_{Puls} t_{Puls} f_{Tr}. \quad (2.38)$$

Thermische Randbedingungen müssen hier nicht berücksichtigt werden. Soll statt der Leistungsansteuerung eine Spannungs- oder Stromansteuerung in Form eines der oben genannten Konzepte verwendet werden, so muß wegen der Temperaturabhängigkeit des Heizwendelwiderstandes $R(T)$ die mittlere anzulegende Spannung (der mittlere eingepreßte Strom) iterativ im thermischen Umfeld der Mikropumpe bestimmt werden.

Unabhängig vom verwendeten Ansteuerungsverfahren muß für Dosierzwecke eine Kalibrierung der Mikropumpen unter Beachtung aller thermischen und fluidischen Randbedingungen vorgenommen werden.

Die genauesten Ergebnisse lassen sich jedoch nicht durch eine Ansteuerung, sondern durch eine

Volumenstromregelung erzielen. Diese benötigt allerdings einen (mikrostrukturierten) Volumenstromsensor, der (statt der Mikropumpe) kalibriert werden muß und dessen relative Meßgenauigkeit besser als die relative Fördergenauigkeit der Mikropumpe sein muß. Gelingt eine „robuste“ Einstellung der Regelkreisparameter, so sind auch hohe Leistungsschwankungen der Mikropumpe tolerabel.

2.3.4 Ergebnisse der Messungen und Vergleich zur Simulation

Da nach der Aufstellung des Konzeptes der Mikropumpe und nach dem ersten kompletten Funktionsnachweis ständig Weiterentwicklungen vorgenommen worden sind, wird den Meßergebnissen eine Dokumentation der Entwicklungsstufen vorausgeschickt:

PL1 Erste funktionierende Mikropumpe für Luftförderung mit einer Polyimidmembran der Stärke $3\ \mu\text{m}$, einer Titanheizwendel der Stärke $2,7\ \mu\text{m}$ und Polysulfongehäusen mit einer Strukturhöhe von $100\ \mu\text{m}$ und einer Dicke von jeweils $1\ \text{mm}$.

PL2 Mikropumpe aus der Kleinserienfertigung für Luftförderung mit einer Polyimidmembran der Stärke $1,5\ \mu\text{m}$, einer Goldheizwendel der Stärke $150\ \text{nm}$ und Polysulfongehäusen mit einer Strukturhöhe von $120\ \mu\text{m}$ und einer Dicke von jeweils $0,5\ \text{mm}$.

PW1 Mikropumpe für Luft- und Flüssigkeitsförderung mit einer Polyimidmembran der Stärke $1,5\ \mu\text{m}$, einer Goldheizwendel der Stärke $150\ \text{nm}$ auf dem Grund der $50\ \mu\text{m}$ hohen Aktorkammer im Gehäuseunterteil aus Polyimid (Stärke: $80\ \mu\text{m}$) und einem Gehäuseoberteil aus Polysulfon wie in PL2.

2.3.4.1 Förderkennlinien von Mikropumpen

Die graphische Darstellung der Förderrate \dot{V} in Abhängigkeit des Gegendrucks p_A wird als Förderkennlinie bezeichnet. Da die Mikropumpen so ausgelegt sind, daß die Drosselung in den Fluidkanälen und in den passiven Ventilen klein ist, besitzen die Kennlinien einen näherungsweise linearen Verlauf, dessen Steigung und Nulldurchgang aus der Art der elektrischen Ansteuerung und der thermischen Randbedingungen resultieren. Die im folgenden dargestellten Kennlinien geben nicht die obere Grenze der Leistungsfähigkeit an, sondern sind als typische Verläufe für sicheren Betrieb zu sehen. Die maximale Förderleistung, die an der Grenze der thermischen Überlastung auftritt, läßt sich nur durch Versuche bestimmen, bei denen die Mikropumpen zerstört werden. Dahingehende Experimente führten zu Förderraten \dot{V} von bis zu $400\ \mu\text{l}/\text{min}$, und Enddrücken p bis zu $200\ \text{hPa}$ (Stromansteuerung: $I_P = 300\ \text{mA}$, $T_P = 2\ \text{ms}$, $f = 20\ \text{Hz}$).

Abb. 2.25 zeigt die Förderkennlinien für Luft der neun funktionierenden Mikropumpen [PL2] eines Herstellungsnutzens (Nr. 38). Die Mikropumpen [PL2] werden temperaturgesteuert unter Vorgabe der Pulsfrequenz und der Maximaltemperatur der Heizwendel angesteuert (mit $R_{max} = 1,8 R_{min}$, $U = 15\ \text{V}$, T_P resultiert zu $2\ \text{ms}$; vgl. hierzu Abb. 2.23 auf Seite 59, „Standard-Pumpenansteuerung“). Unterschiede der Förderleistung zwischen einzelnen Mikropumpen sind im wesentlichen auf Herstellungstoleranzen zurückzuführen, die die Funktion der Ventile beeinträchtigen. Die Mikropumpen 7 und 12 sind durch in die Ventilkammern eingetretenen Klebstoff in ihrer Leistung gedrosselt. Ist Klebstoff im Bereich des Ringspaltes der Ventile eingetreten, so wird die Ventilmembran von der Oberflächenspannung des Klebstoffs und der Klebstoffschwindung während des Aushärtens über den Ventilsitz gespannt. Dies führt dazu, daß das so

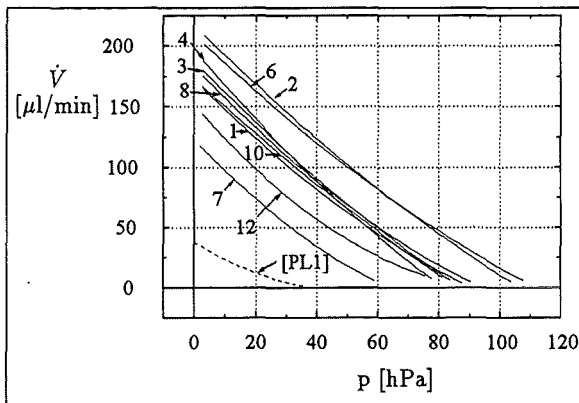


Abbildung 2.25: Förderkennlinien für Luft der neun funktionierenden Mikropumpen [PL2] eines Herstellungsnutzens (Nr. 38, 12 Mikropumpen). Zum Vergleich ist die Förderkennlinie der ersten gasfördernden Mikropumpe eingezeichnet [PL1]

beeinträchtigte Ventil erst oberhalb eines Öffnungsdruckes p_o öffnet und der Fluidwiderstand stark erhöht ist.

2.3.4.2 Verifikation des Simulationsmodells

Ein Simulationsmodell wird dann als verifiziert bezeichnet, wenn es über dessen gesamten k -dimensionalen Parameterraum (bei k Modellparametern) mit praktischen Messungen im Rahmen der gewünschten Genauigkeit übereinstimmt. Da der Aufwand für eine Verifikation bei einer hohen Zahl an Modellparametern (Modell der Mikropumpe: 17 Geometrieparameter + 3 Ansteuerparameter + 2 Prozeßparameter) unangemessen hoch wird, muß die Verifikation auf einen Ausschnitt des Parameterraums beschränkt werden.

Für den Vergleich des Simulationsmodells mit realen Mikropumpen wird deshalb aus ökonomischen Gründen auf eine Variation von Geometrieparametern verzichtet und ausschließlich eine Variation von Ansteuerparametern vorgenommen. Zu diesem Zweck sind zwei Mikropumpen aus der Kleinserienfertigung ausgewählt worden [PL2], die in ihrer Förderleistung das statistische Mittel der vermessenen Mikropumpen repräsentieren. Variiert werden bei einer Stromansteuerung die *Pulsweite* und *Pulsfrequenz* bei einem Pulsstrom von 300 mA. Tabelle 2.5 zeigt gemessene und simulierte Förderkennlinien. Die Förderkennlinien sind linear interpoliert (mit Korrelationskoeffizienten $R_i > 0,97$) aufgetragen und die zugehörigen Geradengleichungen angegeben.

Der Vergleich der gemessenen und simulierten Förderkennlinien zeigt eine gute Übereinstimmung bei $T_P > 0,75$ ms. Bei $T_P = 0,5$ ms liegen die simulierten Kennlinien über den gemessenen. Mögliche Ursachen sind Adhäsionseffekte oder Abstandstoleranzen (Folge: Undichtigkeit, wenn Ventilsitz zu niedrig oder Auftreten eines *Öffnungsdruckes*, falls Ventilsitz zu hoch) zwischen Ventilmembran und Ventilsitz realer Mikropumpen, die jeweils bei niedrigen maximalen Pumpkammerdrücken eine Rolle spielen und im Modell nicht berücksichtigt worden sind. Im folgenden werden für den Fall einer reinen Spannungsansteuerung der Einfluß der Ansteuerparameter und der thermischen Randbedingungen angegeben.

Einfluß der Pulsweite: Mit zunehmender Pulsweite steigt sowohl die maximale Förderrate als auch der Enddruck an. Die Steigung der Förderkennlinien bleibt unverändert (Tab. 2.5, siehe auch [55]).

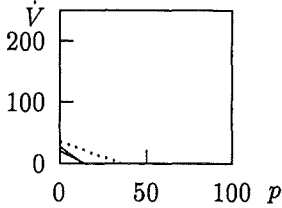
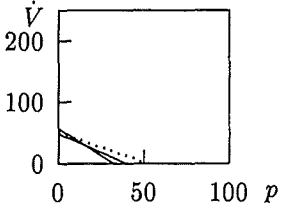
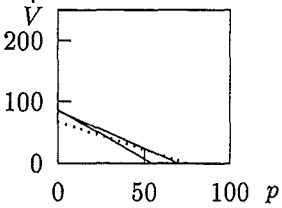
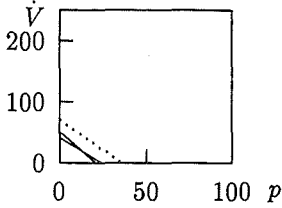
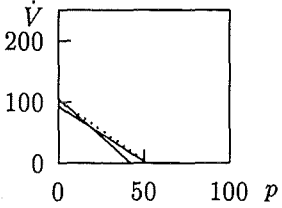
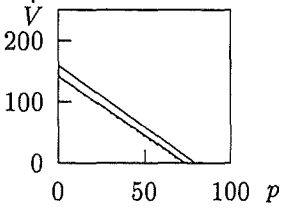
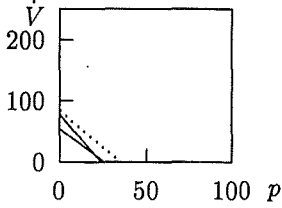
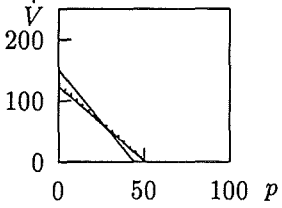
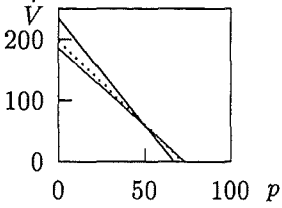
$f =$	$T_P = 0.5 \text{ ms}$	$T_P = 0.75 \text{ ms}$	$T_P = 1 \text{ ms}$
10 Hz	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 20,1 - 1,38 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 27,2 - 2,03 p$ Sim.: $\dot{V} = 35,0 - 1,01 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 48,1 - 1,20 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 56,6 - 1,76 p$ Sim.: $\dot{V} = 49,9 - 0,96 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 84,6 - 1,20 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 86,9 - 1,59 p$ Sim.: $\dot{V} = 66,9 - 0,90 p$</p>
20 Hz	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 40,9 - 1,70 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 51,6 - 2,49 p$ Sim.: $\dot{V} = 70,0 - 2,00 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 92,9 - 1,80 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 105,6 - 2,50 p$ Sim.: $\dot{V} = 102,0 - 1,97 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 141,4 - 1,92 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 158,9 - 2,00 p$ Sim.: $\dot{V} = 141,5 - 1,96 p$</p>
30 Hz	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 54,4 - 2,10 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 78,7 - 3,31 p$ Sim.: $\dot{V} = 83,4 - 2,43 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 123,7 - 2,44 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 150,3 - 3,42 p$ Sim.: $\dot{V} = 127,5 - 2,49 p$</p>	 <p>Pumpe 1: $\dot{V} = 184,7 - 2,52 p$ Pumpe 2: $\dot{V} = 233,2 - 3,50 p$ Sim.: $\dot{V} = 195,7 - 2,21 p$</p>

Tabelle 2.5: Messungen zur Verifikation des Simulationsmodells unter verschiedenen Ansteuerparametern. Variiert wird die Pulsweite T_P und die Pulsfrequenz f bei Stromsteuerung (300 mA). Aufgetragen sind linear interpolierte Förderkennlinien (Einheiten: $\dot{V} \mu\text{l}/\text{min}$, $p \text{ hPa}$) aus Messungen an zwei Mikropumpen [PL2] (—) und aus der Simulation (\cdots)

Einfluß der Pulsfrequenz: Bis zu einer Frequenz von etwa 30 Hz steigt die Förderrate an und der maximale Förderdruck p_{max} bleibt von der Frequenz unbeeinflusst. Bei höheren Frequenzen kann sich die Luft in Aktor- und Pumpkammer nicht ausreichend abkühlen, und das Verhältnis $p_{max,PK}/p_{min,PK}$ in der Pumpkammer nimmt infolge kleinerer Pulsleistungen (höherer Heizwendelwiderstand) ab. Dadurch sinken die Förderraten und der maximal mögliche Förderdruck p_{max} (siehe auch [55]).

Einfluß der Kühlung: Messungen [55] unter Verwendung verschiedener Kühlkörper ($R_{th} = 83, 50, 13, 8,5 \text{ K/W}$) zeigten eine Zunahme der Förderleistung mit kleinerem R_{th} . Leistungsverbessernd wirkt auch eine hohe Temperaturleitfähigkeit $a_T = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ (λ : Wärmeleitfähigkeit des Kühlkörpermaterials; c_p : spezifische Wärmeleitfähigkeit des Kühlkörpermaterials; ρ : Dichte des

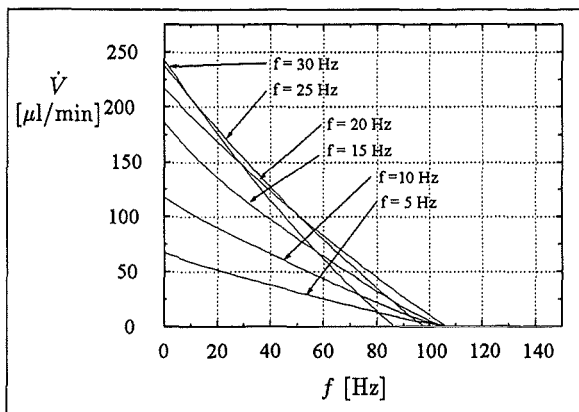


Abbildung 2.26: Förderkennlinien in Abhängigkeit der Pulsfrequenz (Pumpe: [PL2])

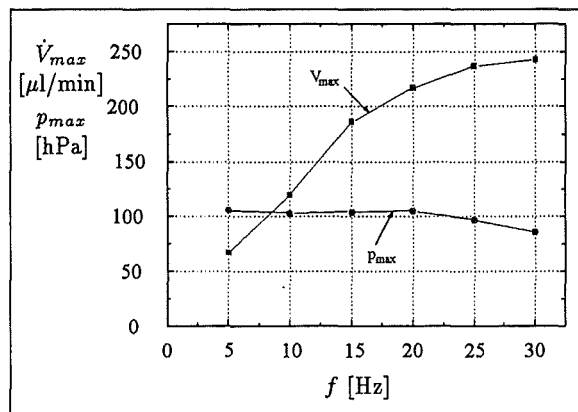


Abbildung 2.27: Maximaler Förderdruck und Volumenstrom in Abhängigkeit der Pulsfrequenz

Kühlkörpermaterials), also eine hohe thermische Qualität des Kühlkörpermaterials. Auch sollten die Mikropumpen grundsätzlich auf dem Kühlkörper verklebt werden. Höchste Förderleistungen ergaben sich bei einer aktiven Kühlung durch Peltierelemente (bei 5, 10, ..., 40 °C). Besonders bei niedriger Temperatur waren hohe Förderleistungen (5°C: 400 $\mu\text{l}/\text{min}$, z. Vgl.: 20°C: 145 $\mu\text{l}/\text{min}$) zu verzeichnen.

2.3.4.3 Langzeitmessungen

Langzeitmessungen wurden an Pumpen aus der Kleinserie (PL2) im Institut und extern [55] durchgeführt. Im Verlauf der Langzeitmessungen wurden dabei in festen Zeitabständen die Förderraten aufgezeichnet. Beobachtet wurde ein Absinken der Förderrate, was auf die stets erkennbare stationäre Auswölbung der Pumpmembran zur Pumpkammer hin, also einer verringerten Membrannachgiebigkeit, zurückgeführt wird. Die Auswölbung der Membran durch die Vergrößerung der Stoffmenge in der Aktorkammer ist als Folge der Gas-Diffusion durch die Pumpmembran zu erklären, da die Unterdruckphase in der Aktorkammer erheblich länger als die Überdruckphase ist. Verbesserungen sind beispielsweise durch Belassen oder zusätzliches Verstärken der Goldtrennschicht auf der Membran möglich. Gegenwärtig können noch keine statistisch untermauerten Angaben zur Lebensdauer angegeben werden. Extern durchgeführte Dauertests sind jeweils nach einem ununterbrochenen Betrieb von 338 bzw. 380 Stunden abgebrochen worden ($U = 13\text{V}$, $T_P = 1,6\text{ms}$, $f = 35\text{Hz}$), was etwa 42 bzw. 48 Millionen Lastzyklen entspricht.

2.3.4.4 Zusammenschalten von Mikropumpen

Um höhere Förderraten und/oder Enddrücke zu bekommen, können mehrere Mikropumpen miteinander verschaltet werden:

Bei der *Parallelschaltung* von n Mikropumpen addieren sich die Förderkennlinien der Einzel-

pumpen zur Gesamtkennlinie:

$$\dot{V}_{ges}(\Delta p) = \sum_{i=1}^n \dot{V}_i(\Delta p). \quad (2.39)$$

Der erreichbare Enddruck entspricht dem der Mikropumpe mit dem höchsten Enddruck. Der Enddruck kann durch eine *Serienschaltung* von Mikropumpen erhöht werden. Wegen der diskontinuierlichen Arbeitsweise der Mikropumpen ist dies nur möglich, wenn sich zwischen den einzelnen zusammenschalteten Pumpen ein Gaspuffer befindet. Das in den Verbindungsschläuchen (Durchmesser: 0,9 mm; Länge: einige cm) enthaltene Gasvolumen reicht hierzu in seiner Pufferwirkung vollkommen aus. Die resultierende Förderkennlinie $\dot{V}_{ges}(\Delta p)$ ergibt sich aus dem folgenden Zusammenhang:

$$\Delta p_{ges}(\dot{V}) = \sum_{i=1}^n \Delta p_i(\dot{V}). \quad (2.40)$$

Abb. 2.28 zeigt die Einzel- und die Gesamtförderkennlinie zweier in Serie geschalteter Mikropumpen.

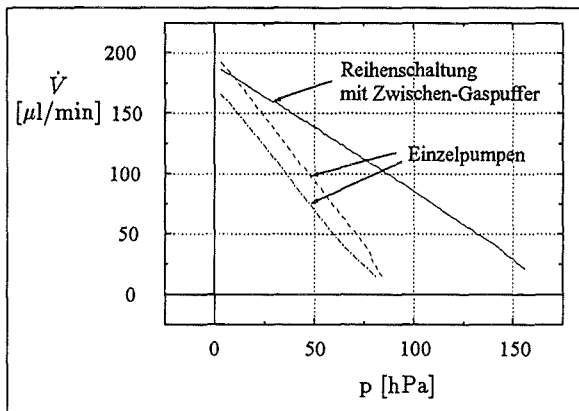


Abbildung 2.28: Serienschaltung zweier Mikropumpen: Einzel- und Gesamtförderkennlinien

2.3.5 Zusammenfassung

Für die meßtechnische Charakterisierung der Mikropumpen wurde ein flexibler mikrofluidischer Meßplatz aufgebaut, der es erlaubt, die Förderkennlinien der Mikropumpen rechnergesteuert aufzunehmen. Hierzu sind Volumenstromsensoren entwickelt worden, die mit Hilfe von mikromechanischen Differenzdrucksensoren den Druckabfall über einer Kapillarstrecke messen und eine Auflösung von $< 2 \mu\text{l}/\text{min}$ besitzen. Zur elektronischen Ansteuerung der Mikropumpen wurden sechs unterschiedliche Ansteuerkonzepte aufgestellt und praktisch in ihrem Zusammenspiel mit Mikropumpen untersucht. Die Untersuchungen haben ergeben, daß einige für Dosieraufgaben geeignet sind, jedoch nur eine geringe Betriebssicherheit bieten, wenn sich thermische Randbedingungen verändern, und andere eine hohe thermische Betriebssicherheit gewährleisten, wenn hohe Förderleistungen gewünscht sind. Mit Hilfe des rechnergesteuerten Meßplatzes wurden die Förderkennlinien von derzeit über 200 funktionierenden Mikropumpen aufgenommen und der Einfluß von Ansteuerparametern auf die Fördercharakteristiken untersucht. Der Vergleich der gemessenen Förderkennlinien mit den simulierten zeigte innerhalb eines praktikablen Betriebsbereiches eine gute Übereinstimmung.

2.4 Optimierung der Mikropumpen

Eine Optimierung der Mikropumpen muß für spezielle Förderaufgaben, zur Verbesserung des Wirkungsgrades oder der Funktionssicherheit oder zur Maximierung der Förderleistung vorgenommen werden.

Die Basis zur Durchführung von Design- und Ansteuerungsoptimierungen bildet das in Kap. 2.2.4 aufgestellte Simulationsmodell. Das Problem der Anwendung des Simulationsmodells für eine Optimierung liegt in der großen Zahl der Modellparameter (insgesamt 22). Einige Parameter lassen sich festsetzen oder einschränken, und bestimmte Parameterkonfigurationen scheiden von vorn herein aus. Die verbleibende Zahl der unbekannt Parameter ist dennoch zu hoch, um aufgrund von Erfahrung und Fachkenntnis optimal bestimmt zu werden.

In Zusammenarbeit mit dem Institut für angewandte Informatik (IAI) am Forschungszentrum Karlsruhe werden unter Verwendung des oben beschriebenen Simulationsmodells Optimierungsrechnungen auf rein numerischer Basis durchgeführt [31]. Zur eigentlichen Optimierung wird ein adaptives Suchverfahren GLEAM [5] verwendet, welches auf Prinzipien der Evolution basiert („Genetische Algorithmen“). Das lernfähige Verfahren ist auf die Optimierung auch stark nichtlinearer und unstetiger Problemstellungen zugeschnitten, die eine hohe Anzahl frei oder eingeschränkt wählbarer Parameterkonfigurationen besitzen.

Derzeit werden in einem ersten Schritt Ansteuerungsparameter optimiert, was bereits die Nützlichkeit des Verfahrens demonstriert: So hat sich gezeigt, daß bei vorgegebenen niedrigen Gegen drücken die Verwendung von Spannungspulsen mit breiten Pulsflanken und kleiner Pulsweite zu höheren Förderraten und geringerer Gesamterwärmung der Mikropumpe führt als bei Verwendung steilflankiger Pulse. Im nächsten Schritt sollen zusätzlich Geometrie- und Prozeßparameter an vorgegebene Optimierungsziele angepaßt werden.

2.5 Zusammenfassung

Zum Verständnis der dynamischen, physikalisch gekoppelten Vorgänge in der Mikropumpe ist ein Simulationsmodell auf der Basis elektrischer Analogien aufgestellt worden. Dieses hat sich bereits als leistungsfähiges Entwicklungsinstrument in der Prototypentwicklung bewährt und ist hinreichend verifiziert, um für weitere Optimierungen eingesetzt werden zu können. Das Modell kann künftig verwendet werden, um Anfragen von Interessenten bezüglich möglicher Förderleistungen bei vorgegebenen Randbedingungen zu beantworten oder um Designoptimierungen vorzunehmen, wenn für spezielle Anwendungen ein Redesign erforderlich ist. Zur Optimierung der 22 Modellparameter wird das Modell in eine numerische Optimierungsumgebung eingebunden, die auf genetischen Algorithmen aufbaut.

Nach der Bereitstellung des Funktionskonzeptes und der Herstellungsprozesse ist schließlich mit dem Simulationsmodell ein Werkzeug vorhanden, auf das sich die zweite Phase der Entwicklung, die Produktentwicklung, stützen kann, um die Mikropumpen vielschichtigen Anwendungen zuführen zu können.

Kapitel 3

Kleinserienfertigung von Mikropumpen

Um die Serientauglichkeit des Herstellungsverfahrens der gasfördernden Mikropumpen zu demonstrieren und diese Interessenten zugänglich zu machen, wurde in Zusammenarbeit mit verschiedenen Abteilungen und Instituten des Forschungszentrums Karlsruhe mit einer Kleinserienfertigung der Mikropumpen begonnen. Die Zielvorgaben des Projektes sind:

- parallele Herstellung im Nutzen
- Schaffung von Vorrichtungen für eine kleinseriengerechte Fertigung und Qualitätssicherung
- Prozeßweiterentwicklung zur Optimierung des Fertigungsdurchsatzes und der Ausbeute
- Aufstellung einer Kostenkalkulation
- Deckung des Bedarfs an Mikropumpen für die Demonstratoren „Elektrolyt-Analysator“ und „Optochemischer Schadstoffanalysator“ des Forschungszentrums
- Belieferung einer zunehmenden Zahl von Interessenten aus der Industrie

3.1 Flexibles Design der Serienpumpen

Das Design wurde für die Serienpumpen so gestaltet, daß sowohl Einzelpumpen für die Auslieferung an Interessenten als auch Pumpenmodule, bestehend aus vier zusammenhängenden Einzelpumpen, für den Einsatz in den Mikrosystem-Demonstratoren des Forschungszentrums zur Verfügung stehen. Weitere Flexibilitäten wurden vorgesehen, um Variationsmöglichkeiten in den Herstellungsprozessen zu erlauben. So ist es beispielweise möglich, durch die freie Wahl der Reihenfolge der Verklebungen die Lage der Pads für die elektrische Kontaktierung zu variieren (Gehäuseoberteil oder Gehäuseunterteil). Das Design der festen Strukturen in den Gehäusen wurde so ausgearbeitet, daß das Hohlraumsystem um die Funktionsstrukturen der Mikropumpen herum blasenfrei mit Klebstoff gefüllt werden kann. Hierfür hat sich die Verwendung zusätzlicher fluidischer Leitstrukturen und fluidischer „Schikanen“ (Kapillarstrecken bei Strukturverzweigungen) innerhalb des Hohlraumsystems bewährt. Auf die auch im Design der Serienmikropumpen

in Erwägung gezogene Verwendung von *Paßstiften* wurde zugunsten einer erhöhten Herstellungsflexibilität verzichtet.

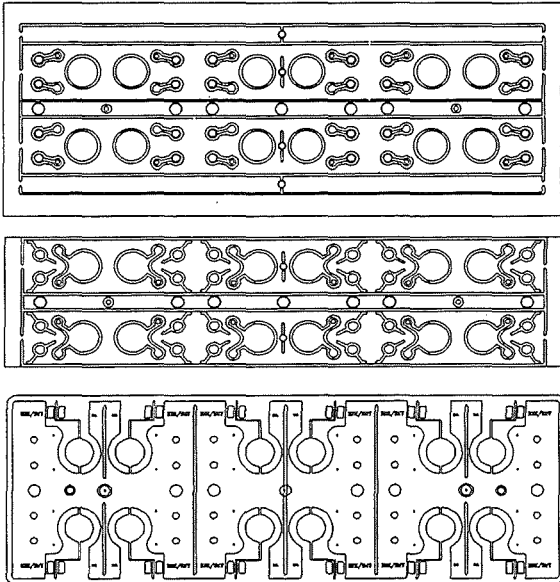


Abbildung 3.1: Design der drei Einzelteile der Mikropumpen für die Kleinserienfertigung (von o. nach u.): Gehäuseunterteile (Aktorkammern), Gehäuseoberteile (Pumpkammern) und Membranstrukturen. Die Einzelteile besitzen die Strukturen von 12 Mikropumpen, aus denen drei Viererblocks für die Verwendung in den Mikrosystem-Demonstratoren des Forschungszentrums oder 12 Einzelpumpen vereinzelt werden können. Dabei werden bis zum Vereinzeln sämtliche Prozeßschritte im Nutzen durchgeführt

Aus den Vorgaben der Abmessungen für die Mikrosystem-Demonstratoren (vier Pumpen $20 \times 20 \text{ mm}^2$) resultierte ein großzügiges Design der Mikropumpen ($10 \times 10 \text{ mm}^2$, inklusive Kontaktpads, weitere Abmessungen siehe Tabelle A.3 im Anhang). Erheblich kleinere Gesamt-Abmessungen bei unverminderter Förderleistung sind realisierbar, wodurch die Zahl der parallel gefertigten Mikropumpen erhöht werden kann.

3.2 Ablauf der Serienfertigung

Der Herstellungsprozeß besteht aus der Fertigung von Einzelkomponenten, aus denen durch Aufbau- und Verbindungstechniken Mikropumpen aufgebaut werden [64] (Abb. 3.2). Die Herstellungsprozesse entsprechen den Prozessen, mit denen die ersten Mikropumpen hergestellt worden sind. Der Fertigungsdurchsatz konnte durch verbesserte Vorrichtungen und durch Verbesserung der Qualität der Teile erhöht werden.

Gehäusehälften: Die Gehäusehälften aus Polysulfon wurden am Institut für Materialforschung (IMF 3) spritzgegossen. Der Fertigungsaufwand für die Messingformeinsätze — hergestellt in der Hauptabteilung Versuchstechnik (HVT) — wurde in Relation zu den geplanten Stückzahlen gesetzt: Wegen kleiner Stückzahlen erschien die Nachbearbeitung der Abformteile durch Grob- und Ultrafräsen ökonomisch, da keine Änderungen am vorhandenen Spritzgießwerkzeug vorgenommen werden mußten (vgl. auch Kap. 1.3.1.3).

Membranaufbau: Der Membranaufbau enthält die Membran- und Heizwendelstrukturen für zwei Nutzen (24 Mikropumpen). Weiterentwicklungen zum ursprünglichen Prozeßablauf waren bezüglich des elektrischen Langzeitverhaltens der Heizwendeln notwendig (Kap. 1.3.1.2). Die Herstellung des Membranaufbaus hat einen Fertigungsdurchsatz von nahezu 100% erreicht.

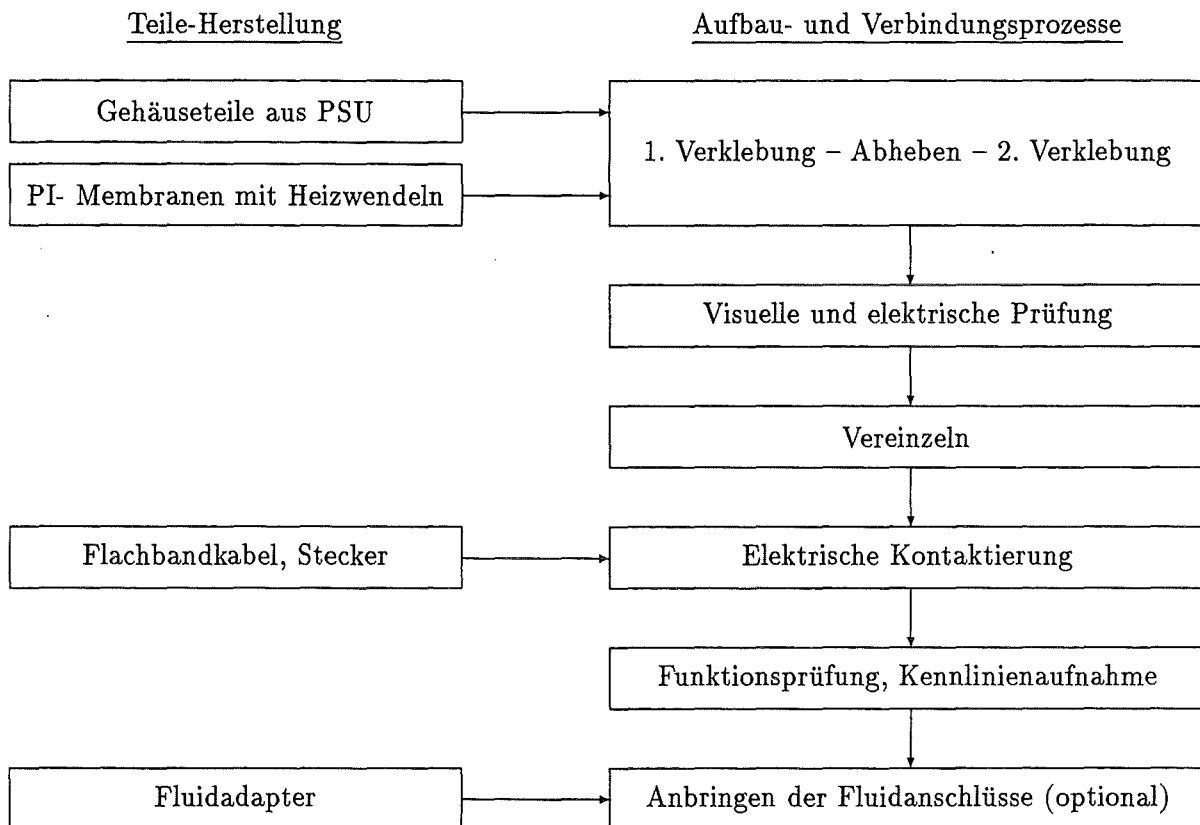


Abbildung 3.2: Ablaufschema der wichtigsten Prozessschritte bei der Kleinserienfertigung von Mikropumpen

Verklebung der Einzelteile: Der Aufbau einer Verklebevorrichtung mit optischer Justierung und mit kraftschlüssiger Verpressung der Fügeteile, eine gesonderte Teilevorbereitung (Spülschritte, Einsetzen von Klebstoffschläuchen) und die Optimierung des Klebstoffeinspritzdruckes haben die Reproduzierbarkeit des Klebeprozesses verbessert. Statt der optischen Justierung in der zweiten Verklebung wurden auch separate Paßstifte verwendet. Entwicklungspotential besteht noch in der Klebstoffauswahl nach den in Kap. 1.3.1.4 aufgestellten Kriterien und der gezielten Beeinflussung des Oberflächenbenetzungsverhaltens der Fügepartner.

Vereinzeln: Nach einer visuellen Kontrolle des Nutzens werden die Mikropumpen auf einer feinmechanischen Tischkreissäge in Einzelpumpen oder Viererblocks vereinzelt.

Elektrische Kontaktierung: Die elektrischen Anschlußpads sind im Design der Serien-Mikropumpen seitlich herausgeführt. Es wurde eine zum Materialkonzept passende Anschlußtechnik, das anisotrope Leitkleben, verwendet [64]: Ein flexibles Flachbandkabel und eine thermoplastische Folie, die in geringer Konzentration duroplastische Mikrokugeln eines Durchmessers von $12\ \mu\text{m}$ mit elektrisch leitendem Nickelüberzug enthält, werden zu den Kontaktpads der Mikropumpe justiert (Abb. 3.3, links). Mit einer Heißsiegelvorrichtung werden die Teile verbunden, indem die thermoplastische Folie geschmolzen wird und unter Druck das Flachbandkabel mit den Anschlußpads verklebt wird (Abb. 3.3, rechts). Über die Mikrokugeln wird dabei ein elektrischer

Kontakt in ausschließlich vertikaler Richtung (anisotrop) hergestellt. Der Übergangswiderstand eines solchen Kontaktes liegt nach dem Abkühlvorgang, in dem die thermoplastische Schmelzfolie stärker schrumpft als die duroplastischen Mikrokugeln, im $m\Omega$ - Bereich.

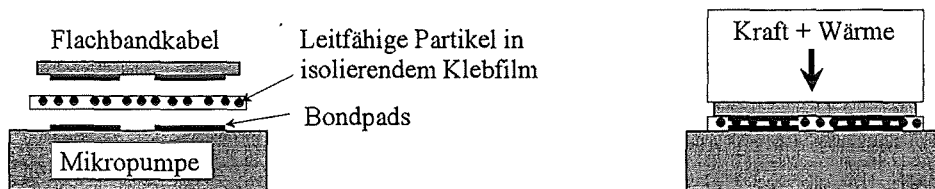


Abbildung 3.3: Elektrische Kontaktierung mit anisotrop leitender Klebfolie

Funktionsprüfung, Kennlinienaufnahme: Für jede einzelne Mikropumpe werden die Förderkennlinien aufgenommen. Zu diesem Zweck ist ein rechnergesteuerter Meßplatz aufgebaut worden, wie bereits in Kap. 2.3.2.4 beschrieben.

Fluidadapter: Um Schläuche direkt an die Mikropumpen anschließen zu können, wurden Fluidadapter entwickelt. Diese werden auf die Ein- und Auslaßöffnungen aufgesteckt und mit Hilfe einer Kapillarklebetchnik verklebt.

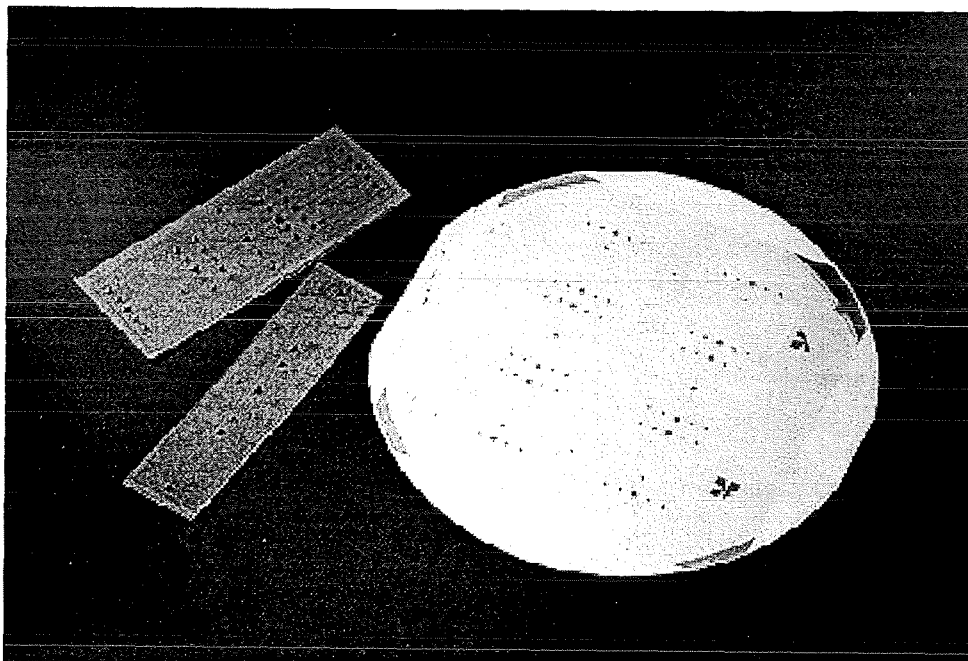


Abbildung 3.4: Einzelteile der Mikropumpen aus der Kleinserienfertigung: PSU-Pumpgehäusehälften (links) und Membranaufbau auf einem Siliziumsubstrat (rechts). In den Gehäusehälften befinden sich die Strukturen von 12, auf dem Siliziumsubstrat von 24 Mikropumpen.

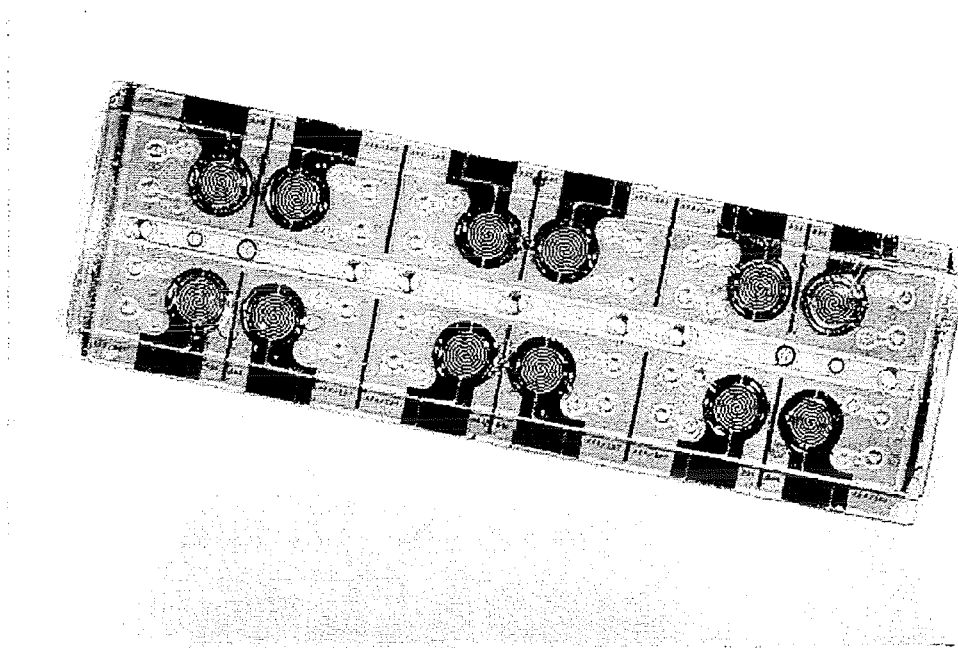


Abbildung 3.5: Herstellungsnutzen aus 12 Mikropumpen nach dem Verkleben



Abbildung 3.6: Fertige Mikropumpe aus der Kleinserie, elektrisch und fluidisch kontaktiert im Größenvergleich zu einer Ameise

3.3 Ergebnisse und Zusammenfassung

Durch die Kleinserienfertigung von Mikropumpen am Forschungszentrum Karlsruhe konnte die Serientauglichkeit des Herstellungsconzeptes erfolgreich demonstriert werden. Durch ständige

Verbesserungen der Qualität hauptsächlich der Abformteile konnte der Fertigungsdurchsatz an funktionierenden Mikropumpen auf etwa 70 % gesteigert werden. Bisher (Stand 12/95) wurden an 13 verschiedene Kunden insgesamt 53 der inzwischen über 200 hergestellten Mikropumpen verkauft. Die durchweg positive Resonanz der Kunden bescheinigt den Mikropumpen eine gute Praxistauglichkeit, Betriebssicherheit und eine unkomplizierte Betriebsweise. Bezüglich des weiteren Vorgehens ist geplant, die Mikropumpen im Forschungszentrum innerhalb eines Technikums herzustellen.

Kapitel 4

Mikropumpen in Mikrosystemen

Chemische Sensoren, insbesondere chemische Mikrosensoren, weisen oft eine Langzeitdrift auf. Wünschenswert sind Analysegeräte kleiner Abmessungen (Mikroanalysesysteme), die vor jeder Messung einen Selbsttest und eine Rekalibrierung automatisch ausführen und so bei bequemer Handhabung verlässliche Analyseergebnisse liefern [3, 56].

Am Forschungszentrum Karlsruhe ist im Rahmen zweier Projekte die Konzeption und Realisierung von Mikroanalysesystemen demonstriert worden. Die Aufgabenstellung lautete jeweils, unter Verwendung ausschließlich miniaturisierter Einzelkomponenten ein Gesamtsystem aufzubauen, welches mit Hilfe einer intelligenten Steuerung komplexe Analyseabläufe selbständig durchführt. Als chemische Sensoren werden im Demonstrator „Elektrochemisches Mikroanalysesystem“ pH-sensitive ISFETs eingesetzt [26, 27], und im Demonstrator „Optochemisches Mikroanalysesystem zur Messung der Konzentrationen von Umweltschadstoffen“ werden bei Beprobung mit blei-, quecksilber- und cadmiumhaltigen Flüssigkeiten photometrische Nachweisreaktionen mit Hilfe eines LIGA-Gitterspektrographen detektiert [45, 46].

Die Beprobung und Rekalibration der Sensoren und der Abtransport verbrauchter Reagenzien wird jeweils durch mehrere Mikropumpen bewerkstelligt [72, 60] und folgt einem Ablaufschema, das durch die Eigenschaften der chemischen Sensoren bestimmt wird.

Parallel zur Entwicklung der Mikropumpe sind das Grundkonzept der Flüssigkeitsförderung (Verwendung von Gas-Mikropumpen in Verbindung mit Gaspuffern) und dem Stand der Technik entsprechende Fluidhandlingkonzepte für das spezifische Fluidhandling der beiden Demonstratoren aufgestellt worden.

4.1 Grundkonzept für das Fluidhandling unter Verwendung von Gaspuffern

Eine luftfördernde Mikropumpe ist am oberen Ende eines geschlossenen Reservoirs angeschlossen, das teilweise mit Flüssigkeit gefüllt ist. Der Zu- und Abfluß der Flüssigkeit liegt am unteren Ende des Reservoirs (Abb. 4.1, links). Da das füllstandsabhängige Luftvolumen im Reservoir kompressibel ist, setzt der Flüssigkeitstransport nach dem Einschalten der Pumpe verzögert ein. Das fluidische Systemverhalten läßt sich mit Hilfe eines elektrischen Analogiemodells beschreiben (Abb. 4.1, rechts). Das flüssigkeitsgefüllte System besitzt eine Fluidimpedanz Z_{Fl} , die aus

dem Fluidwiderstand $R_{Fl} = \sum_{i=1}^k R_{Fl,i}$ (vgl. Kap. 2.2.3.3) und der „fluidischen Induktivität“ (Trägheit) $L_{Fl} = \sum_{i=1}^k \rho_{Fl} l_i / A_i$ zusammensetzt, wenn der Fluidaufbau aus k Teilstücken der Fläche A_i und Länge l_i besteht und keine mechanischen oder fluidischen Elastizitäten auftreten. Zusammen mit der fluidischen Kapazität $C_L = V_L / p_0$ der Luft im Reservoir liegt ein Verzögerungssystem zweiter Ordnung (VZ2-Glied) mit den folgenden Systemkonstanten vor:

$$\tau_{fl} = \sqrt{L_{Fl} C_L} \quad D = \frac{R_{Fl}}{2} \sqrt{\frac{C_L}{L_{Fl}}} \quad (4.1)$$

mit

- τ_{fl} : Zeitkonstante des fluidischen Systems
- D : Dämpfungskonstante des fluidischen Systems
- p_0 : Umgebungsdruck
- V_L : Luftvolumen im Reservoir
- V_{Res} : Volumen des Reservoirs
- R_{Fl} : Gesamt-Fluidwiderstand der Flüssigkeit im durchströmten Systems

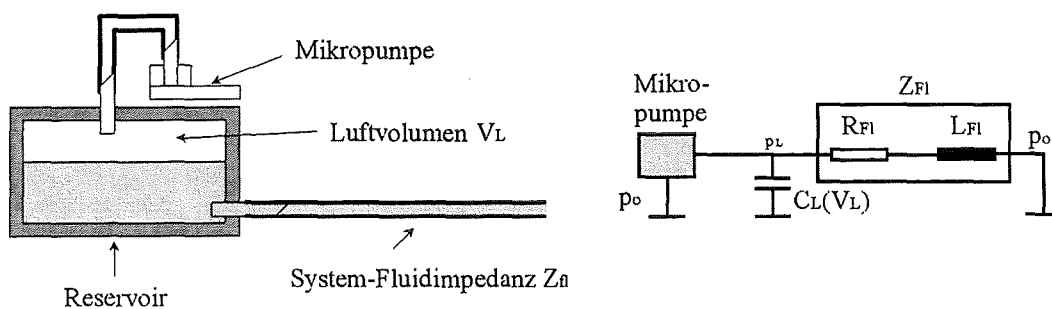


Abbildung 4.1: Fluidkonzept für das indirekte Fördern von Flüssigkeiten über ein Luftpolster (links) und das zugehörige elektrische Analogiemodell (rechts)

Für die Interpretation des dynamischen Systemverhaltens in Abhängigkeit von D ($D \stackrel{???}{<} \stackrel{???}{=} 1$) und τ_{fl} wird auf die Fachliteratur verwiesen [19].

Neben dem Verzögerungseffekt, der die Einstellung der Förderzeiten im Analyseablauf erschwert, sind jedoch gewichtige Vorteile des indirekten Förderkonzeptes gegenüber einer direkten Flüssigkeitsförderung durch Flüssigkeitspumpen zu verzeichnen:

- Werden Flüssigkeitspumpen verwendet, dann besitzen diese die kleinsten Strukturabmessungen ($\sim 10 \mu\text{m}$ hoher Ventilsplatt, abhängig von der Betriebsweise) des fluidischen Gesamtsystems. Bei indirekter Betriebsweise über ein Gaspolster jedoch können die Mikropumpen von Partikeln ($> 10 \mu\text{m}$), die in den Flüssigkeiten enthalten sind, nicht in ihrer Funktion beeinträchtigt werden. Die engsten verbleibenden Stellen des Fluidsystems haben nun Strukturdimensionen von mehreren hundert Mikrometern. Damit sind die fluidischen Voraussetzungen geschaffen, ungefilterte Flüssigkeiten analysieren zu können.

- Das fluidische System weist Tiefpaßverhalten (2. Ordnung) auf. Als Folge wird die pulsierende Förderrate der Mikropumpe, die kurzzeitige Maxima von über $100 \mu\text{l/s}$ enthält (vgl. Abb. 2.16 auf Seite 52), auf deren Mittelwert geglättet. Kontinuierliche Volumenströme sind vor allem gefordert, wenn die chemisch sensitiven Elemente eines Mikroanalysesystems strömungsempfindlich sind. Weiterhin schafft das Fluidkonzept die notwendigen Voraussetzungen für den Fall, daß die Sensoren wegen längerer Diffusionszeiten kontinuierlich angeströmt werden müssen.

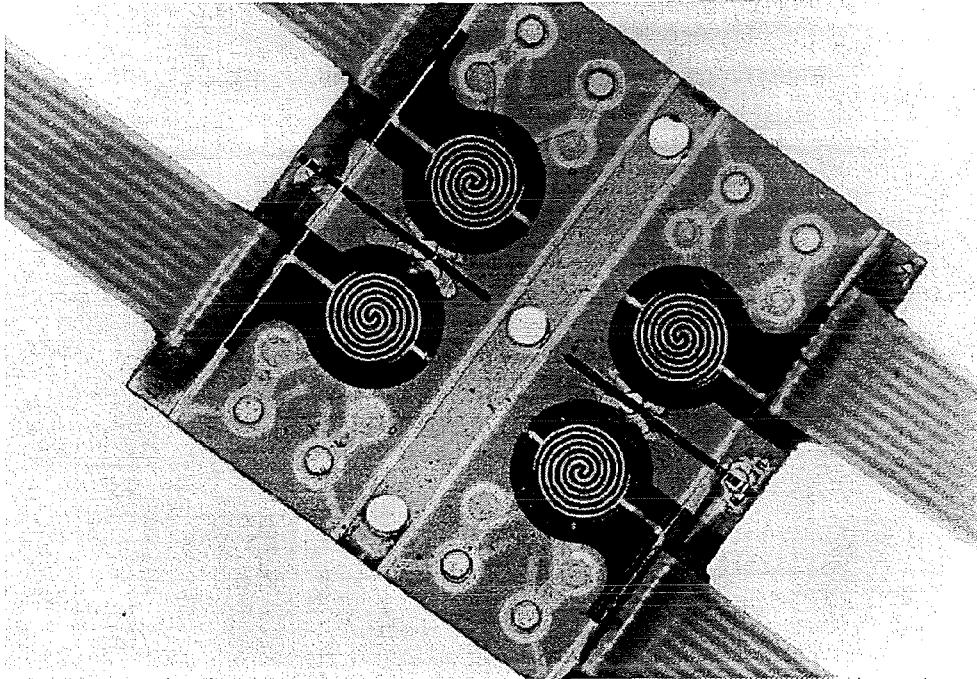


Abbildung 4.2: Pumpmodul bestehend aus vier Einzelpumpen für die Mikrosysteme „Elektrochemisches Mikroanalyseystem“ und „Optochemisches Mikroanalyseystem zur Messung der Konzentrationen von Umweltschadstoffen“

4.2 Elektrochemisches Mikroanalyseystem (ELMAS)

Das System zur pH-Wert-Messung [26, 27, 16] verfügt über zwei ISFETs (Ionensensitive Feldeffekttransistoren), von denen einer als Referenzsensor und der zweite als Meßsensor dient (Abb. 4.3). Es wird ein Differenzprinzip angewendet, indem der Referenzsensor ständig mit der Referenzlösung und der Meßsensor zum Offsetabgleich mit Referenz- und während der eigentlichen Messung mit Meßlösung beschickt wird. ELMAS verfügt über *eine* Referenzlösung mit definiertem pH-Wert. Werden *zwei* Referenzlösungen unterschiedlichen pH-Werts verwendet, so kann wegen linearer Kennlinien der Sensoren eine Zweipunktkalibrierung vorgenommen werden.

Ein Analyseintervall besteht aus folgenden Arbeitsschritten:

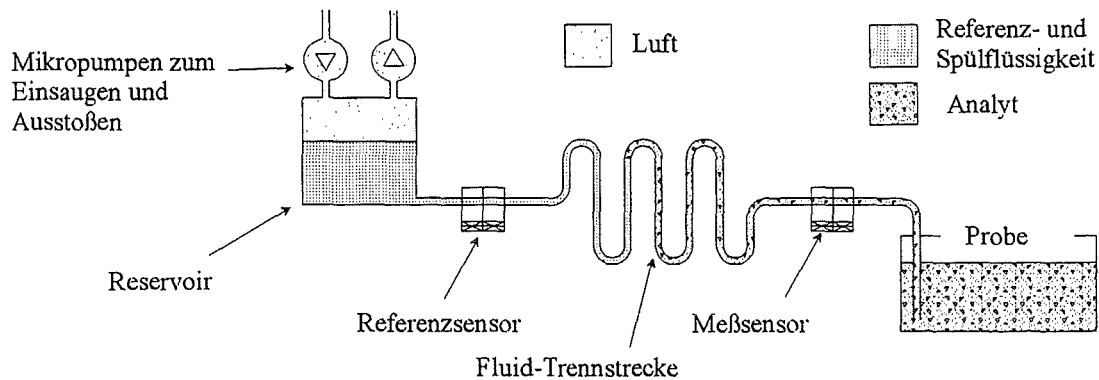


Abbildung 4.3: Fluidhandlingsystem für ELMAS

1. Funktionstest mit Offsetabgleich: Referenzlösung befindet sich an Referenz- und Meßsensor.
2. Ansaugen der Probe und Messung: Im Reservoir wird durch die erste Mikropumpe Unterdruck aufgebaut, um den Meßsensor mit dem Analyten in Kontakt zu bringen. Es darf hierbei keine Luft am Probeneingang angesaugt werden, da eine Ionen-Leitfähigkeit zwischen Meß- und Referenzsensor gewährleistet sein muß. Eine Fluid-Trennstrecke verhindert, daß Analyt an den Referenzsensor gelangt. Die Länge der Fluid-Trennstrecke ist wegen der bei kleinen Reynoldszahlen (< 10) auftretenden Durchmischung von Meß- und Referenzlösung erheblich größer als die Länge des Ansaugkanals.
3. Spülen mit Referenzlösung: Nach Abschluß der Messung wird durch die zweite Mikropumpe Überdruck im Reservoir aufgebaut und so der Analyt aus dem System verdrängt.

Die Mikropumpen sind in entgegengesetzter Förderrichtung am Reservoir angeschlossen. Dies bedeutet, daß sie zueinander in Durchlaßrichtung geschaltet sind, wodurch prinzipiell ein Leckfluß durch die nicht aktivierte Pumpe nach außen entsteht. Dieser Leckfluß könnte durch das Vorschalten von aktiven Ventilen unterbunden werden. Da jedoch keine aktiven Mikroventile verfügbar waren, bestand die Aufgabe darin, die Mikropumpen in Design und Herstellung so auszulegen, daß nur kleine Leckströme in Durchlaßrichtung auftreten. Ansatzpunkt für die Auslegung war der nichtlineare Verlauf des Strömungswiderstandes der Ventile (hoher Strömungswiderstand bei kleinen Differenzdrücken, siehe Kap. 2.2.3.4), der bei kleinen Differenzdrücken näherungsweise den gesamten Strömungswiderstand des fluidischen Teils der Mikropumpe repräsentiert. Durch eine breite Überlappung von Ventilsitz und Ventilmembranen (breite Dichtfläche) und durch die Einstellung der Fügtemperatur in der ersten Verklebung (Kap. 2.2.3.4) so, daß ausreichende innere Zugspannungen in den Membranen verbleiben, konnte ein genügend hoher Fluidwiderstand bei Differenzdrücken < 50 hPa erreicht werden. Der mit einhergehende Abfall der Förderleistung \dot{V} der fördernden Mikropumpe wird durch die veränderte Ventilkennlinie der nicht fördernden Pumpe überkompensiert.

Die Förderrate der aktiven Pumpe $\dot{V}(\Delta p)$ teilt sich im stationären Fall in einen Nutzstrom \dot{V}_{Sys} im Fluidsystem und einen Leckstrom $\dot{V}_{P2}(\Delta p)$ durch die zweite Pumpe in Durchlaßrichtung auf

(Δp : Druckdifferenz zwischen Reservoir und Umgebung):

$$\dot{V}_{Sys}(\Delta p) = \frac{R_{P2}(\Delta p)}{R_{Sys} + R_{P2}(\Delta p)} \cdot \dot{V}(\Delta p) \quad \dot{V}_{P2}(\Delta p) = \frac{R_{Sys}}{R_{Sys} + R_{P2}(\Delta p)} \cdot \dot{V}(\Delta p) \quad (4.2)$$

In der Praxis hat sich gezeigt, daß bei ELMAS neben der fluidischen Systemzeitkonstante τ_{fl} infolge der Luftkompressibilität im Reservoir (siehe Kap. 4.1. Es liegt ein stark gedämpftes System vor mit $D = 6,5$ [19]. $\tau_{fl} = 1,8$ s, bei leerem Reservoir) eine weitere fluidische Zeitkonstante $\tau_{fl,M}$ hinzukommt. Die angesichts laminarer Strömungsverhältnisse ($Re < 10$) im Kanalsystem und auf den ionensensitiven Sensormembranen stets vorhandenen Flüssigkeitsgrenzschichten [73] verhindern einen schnellen, vermischungsfreien Wechsel zwischen Probe und Referenzlösung. Erkennbar ist eine Verzögerungszeitkonstante $\tau_{fl,M}$ im Sensorsignal als Folge der Durchmischung von Probe und Referenz beim Wechsel. Die Zeitkonstante $\tau_{fl,M}$ ist erheblich höher als τ_{fl} und stellt somit die größte Zeitkonstante im System dar. $\tau_{fl,M}$ kann verringert werden, wenn der Ansaugkanal zwischen Meßsensor und Probe verkürzt wird, was jedoch auf praktische Grenzen stößt.

4.3 Optochemisches Mikroanalyzesystem zur Messung der Konzentrationen von Umweltschadstoffen

Im Demonstrator „Optochemisches Mikroanalyzesystem zur Messung der Konzentrationen von Umweltschadstoffen“ werden Blei-, Quecksilber- und Cadmiumkonzentrationen von Flüssigkeiten gemessen [45, 46]. Das modular aufgebaute System besteht aus einem Fluidhandlingsystem, einer Mikroküvette mit optochemischen Sensoren und einem Mikrospektrometersystem zur Messung der Transmissionsänderung der Sensoren. Die Transmissionsänderung kommt durch eine photometrische Nachweisreaktion zustande, indem Porphyrine mit zweiwertigen Metallen oder Übergangsmetallen Komplexe unterschiedlicher Absorptionsbanden ausbilden. Die Porphyrine sind in einer Polymerschicht immobilisiert, die sich in einer mit Lichtwellenleitern angekoppelten Meßküvette zwischen einer Lichtquelle und dem Mikrospektrometer befindet (Abb. 4.4).

Das Fluidhandlingsystem baut ebenfalls auf das Konzept der indirekten Förderung von Flüssigkeiten über Luftpuffer unter Verwendung gasfördernder Mikropumpen auf. Da sich Probe und Referenz nicht vermischen dürfen und verbrauchte Reagenzien nicht zurück in die Probe ausgestoßen werden sollen, gestaltet sich das Fluidhandling aufwendiger als im *Elektrochemischen Analysesystem*:

- Zusätzlich zu einem Reservoir mit Referenzflüssigkeit ist ein Abfallbehälter zur Entsorgung verbrauchter Reagenzien erforderlich.
- Zwischen den Einzelschritten Ansaugen und Rekalibration (Spülen der Meßküvette mit Referenzlösung) wird das System durch Verwendung einer dritten Mikropumpe mit Luft gespült und die im System enthaltenen Flüssigkeiten in den Abfallbehälter verdrängt. Diese Maßnahme vermeidet die Durchmischung von Probe und Referenz während der Förderzyklen, da die Fluidkanäle (Material: PMMA) wegen ihrer schlechten Benetzungseigenschaften stets trocken vor einer erneuten Beprobung sind. Weiterhin besteht im Systemleerlauf die Sicherheit, daß sich Referenz und Abfall nicht über die Fluidleitungen vermischen können.

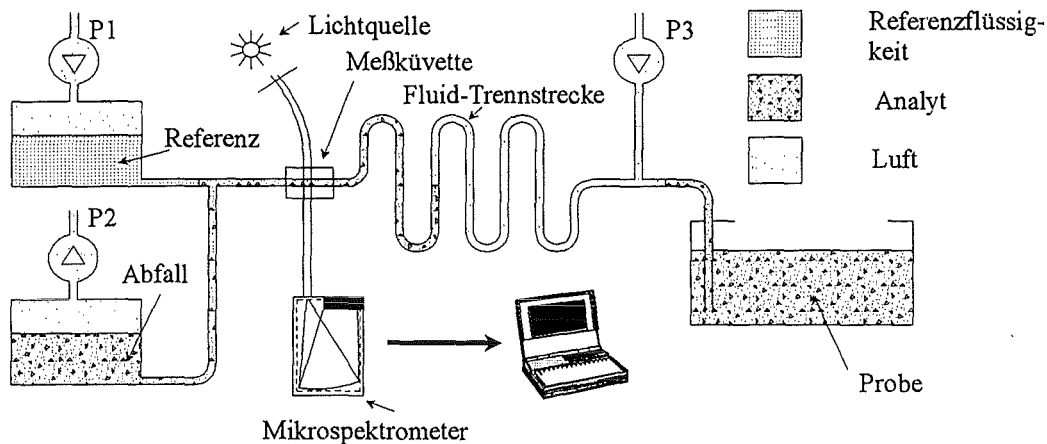


Abbildung 4.4: Fluidhandlungssystem für den optochemischen Schadstoffanalysator

Ein Analyseablauf besteht aus den folgenden Einzelschritten

1. Kalibration durch Spülen der Küvette mit Referenzlösung und Aufnahme des Referenzspektrums $F_{ref}(j\omega)$ (Pumpe P1 aktiv)
2. Abtransport der Referenzlösung in den Abfallbehälter und Belüften des Systems (Pumpen P2 und P3 aktiv)
3. Ansaugen der Probe und Bildung des Differenzspektrums $F(j\omega) - F_{ref}(j\omega)$ (Pumpe P2 aktiv)
4. Abtransport der verbrauchten Probe in den Abfallbehälter und Belüften des Systems (Pumpen P2 und P3 aktiv)

Auch bei der Konzeption des vorliegenden Mikrofluidsystems konnte auf den Einsatz aktiver Ventile verzichtet werden. Die Folge sind Leckströme in Durchlaßrichtung zeitweise nicht betriebener Mikropumpen. Durch eine Optimierung der Längen einzelner Fluidkanäle konnte jedoch sichergestellt werden, daß beim Spülen der Küvette keine Referenzlösung in den Abfallbehälter verloren geht und beim Ansaugen der Probe diese nicht in das Reservoir für die Referenzlösung gelangt [66].

Zusammenfassung

Im Rahmen der Arbeit wurden Mikropumpen zur Förderung von Gasen (1) entwickelt und Mikropumpen (2), die sowohl Gase als auch Flüssigkeiten selbstansaugend fördern können. Die Mikropumpen (1) und (2) werden jeweils elektro-thermopneumatisch durch Erwärmung eines Gases mit Hilfe einer Heizwendel angetrieben und besitzen passive Membranventile zur Fluidgleichrichtung. Sie sind lediglich aus drei Einzelteilen aufgebaut: Eine einzige Membranschicht aus $1,5 \mu\text{m}$ dünnem, photostrokturierbaren Polyimid, welche alle beweglichen Funktionen liefert, ist zwischen zwei festen Kunststoff-Gehäusehälften angebracht. Die Polyimidschicht bildet im Bereich der Pumpkammer eine hochelastische Pumpmembran und im Bereich des Ein- und Auslaßventils Ventilmembranen. Die Ventile arbeiten als Flatterventile, indem eine zentrale Öffnung in einer Ventilmembran durch einen festen Ventilsitz in den Gehäusen bedeckt wird. Die unterschiedlichen Mikropumpen (1) und (2) resultieren aus der Lage der Dünnschichtheizwendel aus Gold in der Aktorkammer.

Gasfördernde Mikropumpen (1) besitzen eine Goldheizwendel (Dicke: 130 nm) direkt auf der Pumpmembran. Wegen der geringen Dicke der Pumpmembran wird das zu fördernde Gas in gleicher Weise wie das Aktormedium erwärmt. Eine solche Mikropumpe arbeitet nicht als Verdrängerpumpe, sondern nutzt das zu fördernde Gas in gleicher Weise wie die Luft in der Aktorkammer als Aktorgas. Das zu fördernde Gas kühlt während der Abkühlphase einer Förderperiode mit einer Abklingzeit ab, die erheblich unter der thermischen Abkühlzeitkonstante der Heizwendel liegt. Da die Dünnschicht-Heizwendel und die Pumpmembran eine extrem kleine Wärmekapazität [10] besitzen, werden hohe Pumpfrequenzen ($> 30 \text{ Hz}$) und Förderraten bis $400 \mu\text{l}/\text{min}$ erreicht. Bei maximalen Heizwendeltemperaturen von $400 \text{ }^\circ\text{C}$ können Enddrücke bis zu 200 hPa aufgebaut werden, die mittlere zugeführte elektrische Leistung liegt dabei stets unter $0,2 \text{ W}$. Zur Abgabe konstanter Förderraten wird eine Warmlaufphase ($\sim 20 \text{ s}$) benötigt, die durch die asymptotische Erwärmung der Gehäuse verursacht wird.

Mikropumpen für Gase und Flüssigkeiten (2) besitzen ebenfalls eine luftgefüllte Aktorkammer. Die Heizwendel befindet sich auf der Gehäuseinnenwand der Aktorkammer und ist somit über das Gas der Aktorkammer von der Pumpmembran und dem geförderten Fluid thermisch entkoppelt. Die Mikropumpen (2) arbeiten als Membranpumpen nach einem reinen Verdrängungsprinzip und ermöglichen vergleichbare Förderleistungen wie die Gas-Mikropumpen (1). Wegen der direkten Erwärmung der Gehäusewand beträgt die mittlere elektrisch zugeführte Leistung bis zu 2 W . Es wurde gezeigt, daß Umgebungsluft und Wasser, jeweils ungefiltert, selbstansaugend und im unmittelbaren Wechsel ohne Veränderung der Ansteuerungsverhältnisse gefördert werden können. Weiterhin wurde gezeigt, daß bei optimaler Wärmeabfuhr keine Warmlaufphase notwendig ist, um konstante Förderraten abzugeben. Unter den beschriebenen Aspekten ist diese Mikropumpe deshalb sehr gut für die Dosierung kleiner Flüssigkeits- und Gasmengen ge-

eignet. Eine hohe Zuverlässigkeit ist auch gegeben, wenn Flüssigkeiten gefördert werden sollen, die Gasblasen enthalten.

Für beide Varianten wurden Herstellungsprozesse auf der Basis von Dünnschicht- und Lithographieprozessen, bzw. der Kunststoffabformung entwickelt. Das Design wurde dabei so ausgelegt, daß die Mikropumpen lediglich aus drei Einzelteilen — eine Membranschicht und zwei Gehäusehälften — bestehen, die im Nutzen separat gefertigt und mittels einer speziell entwickelten, dem Reaktionsguß verwandten Klebtechnik miteinander verbunden werden: Klebstoff wird nach dem mechanischen Formschluß in ein vorbereitetes Hohlraumsystem um die funktionellen Strukturen herum injiziert. Dabei verhindert der Formschluß durch Stege konstanter Höhe das Eintreten des Klebstoffs in die Kammern und Kanäle der Mikropumpen. Die Membranschicht wird auf einem Siliziumsubstrat durch optische Lithographie hergestellt und davon nach dem für LIGA-Röntgenmasken entwickelten Übertragungsverfahren wieder getrennt.

Die Gehäusehälften für gasfördernde Mikropumpen (1) werden im Kunststoff-Spritzguß hergestellt, wodurch eine breite Kunststoff-Materialpalette zur Verfügung steht. Die hierzu benötigten Formeinsätze wurden mit Verfahren der mechanischen Mikrofertigung unter Verwendung eines Mikrofräasers gefertigt. Es hat sich gezeigt, daß das hier entwickelte Herstellungskonzept nicht nur auf die Fertigung von Mikropumpen beschränkt ist. Eine Reihe weiterer mikrofluidischer Komponenten läßt sich auf diese Art realisieren, wie bereits an Mikromembranventilen [18] demonstriert worden ist.

Die Gehäusehälften für Gas-Flüssigkeits-Mikropumpen (2) wurden durch die Strukturierung dicker ($50\ \mu\text{m}$) Polyimidschichten auf handelsüblichen Kaptonfolien hergestellt. Kleinste Mikropumpen mit Gesamtabmessungen von $2 \times 2 \times 0,2\ \text{mm}^3$ konnten auf diese Weise hergestellt werden.

Die Serientauglichkeit des entwickelten Herstellungsverfahrens wurde anhand einer Kleinserienfertigung demonstriert. Über 200 funktionstüchtige gasfördernde Mikropumpen (1) konnten bereits hergestellt (Stand: 12/95) und 53 an 11 verschiedene Interessenten verkauft werden. Die erreichte Fertigungsausbeute beträgt derzeit 70%.

In den zwei Mikrosystem-Demonstratoren „Elektrolytanalysator“ und „Optochemischer Schadstoffanalysator“ des Forschungszentrums Karlsruhe wurden Mikropumpenmodule bestehend aus vier gasfördernden Einzelpumpen (1) eingesetzt, um das Fluidmanagement zu bewältigen. Hierfür wurde ein grundlegendes Fluidhandlingkonzept aufgestellt, das die Förderung von Flüssigkeiten mit Hilfe von Gas-Mikropumpen (1) unter Verwendung von Gaspuffern erlaubt. Diese Art der Flüssigkeitsförderung führt wegen der Kompressibilität des Gaspuffers zu einer zusätzlichen Verzögerungszeitkonstante im System, liefert aber stationäre Strömungsbedingungen in den Flüssigkeitskanälen und Meßküvetten. Weiterhin kommen die kleinsten Strukturen des fluidischen Systems, die Ventilspalte der Mikropumpen, nicht mit Meßlösungen in Kontakt, wodurch auch partikelbeladene Analyten ungefiltert verarbeitet werden können.

Begleitend zur Konzept- und Prozeßentwicklung wurde ein Simulationsmodell für eine gasfördernde Mikropumpe auf der Basis elektrischer Analogien aufgestellt, das die Mikropumpe als nichtlineares, gekoppeltes, dynamisches System beschreibt. Das Simulationsmodell wird als elektrisches Ersatzschaltbild dargestellt, welches eine hohe Anschaulichkeit besitzt und in geschlossener Form mit Hilfe der Simulationssoftware PSPICE simuliert werden kann. Der Vergleich mit gemessenen Fördereigenschaften realer Mikropumpen zeigt eine gute Übereinstimmung innerhalb eines für die Praxis interessanten Parameterbereichs. Neben dem Einsatz des Modells für die Entwicklung

und Überprüfung von Konzepten ist es hauptsächlich als Werkzeug für die anwendungsorientierte Produktentwicklung konzipiert. Grobe Designverbesserungen lassen sich aus einer unmittelbaren Schaltungsanalyse ableiten. Besteht jedoch das Interesse, die Mikropumpen auf eine spezielle Förderaufgabe hin zu optimieren, oder soll grundsätzlich geklärt werden, ob durch Designänderungen eine Erhöhung der Förderleistung erreicht werden kann, so müssen numerische Optimierungsverfahren herangezogen werden. Dies wurde bereits am Institut für angewandte Informatik (IAI) des Forschungszentrums gezeigt, indem das Modell in eine Optimierungsumgebung eingebunden wurde, die optimale Parameterkonfiguration für ein vorgegebenes Optimierungsziel mit Hilfe genetischer Algorithmen findet.

Für die Verifikation des Simulationsmodells und die Aufnahme der Förderkennlinien der Kleinserien-Mikropumpen wurde ein rechnergesteuerter Mikrofluidmeßplatz aufgebaut, welcher mikro-mechanische Silizium-Drucksensoren und eigens entwickelte Volumenstromsensoren hoher Empfindlichkeit besitzt.

Somit kann der Bereich der Vorentwicklung von Gas- und Flüssigkeit-Gas-Mikropumpen als abgeschlossen betrachtet werden. Eine nachfolgende Produktentwicklung kann auf robust arbeitende Mikropumpen, serienerprobte Herstellungsverfahren, eine umfangreiche theoretische Charakterisierung sowie praktische Erfahrungen im Umfeld von Mikrosystemen zurückgreifen, um auch spezielle Kundenwünsche in optimale Designs einfließen zu lassen und schnell in die Produktion umsetzen zu können. Durch die hohe Flexibilität des Designs und der Materialien sowie durch intensive Nutzung des Simulationsmodells können weite Anwendungsbereiche eröffnet werden.

Anhang A

A.1 Anmerkungen zu den Simulationen mit PSPICE

Da PSPICE [67, 17] ein Simulationspaket für elektronische Schaltungen ist, sind die zuvor abgeleiteten nichtlinearen \mathcal{R} - und \mathcal{C} -Elemente nicht Bestandteil der PSPICE-Modellpalette. Sie werden mit Hilfe von nichtlinearen gesteuerten Spannungs- oder Stromquellen in Form aufwendiger *idealisierter Sub-Ersatzmodelle* implementiert, wobei die nichtlinearen Kennlinien tabellarisch an die gesteuerten Quellen übergeben werden. Die Verwendung gesteuerter, idealisierter Quellen verlangt, daß das *Kausalitätsprinzip* (siehe Kap. 2.2.2.2) streng beachtet wird. Die Kausalität einzelner Grundelemente muß bereits bei deren Definition (Kap. 2.2.3) so gewählt werden, daß beim Zusammenfügen zu einer Gesamtschaltung keine Singularitäten in der Simulation auftreten. Diese treten beispielweise dann auf, wenn nichtlineare Komponenten in Reihe geschaltet werden, die aus gesteuerten Strom- und Spannungsquellen aufgebaut sind und am Ausgang eine Stromquelle besitzen (Kausalität $\mathcal{I}(\mathcal{F})$). Hier wird die elektrische Maschenregel verletzt. Deshalb muß die Kausalität einer oder beider Impedanzen umgekehrt werden (Kausalität $\mathcal{F}(\mathcal{I})$), was einer Spannungsquelle am Ausgang entspricht.

Nichtlineare \mathcal{R} -Elemente können je nach Kausalität direkt durch eine spannungsgesteuerte Stromquelle oder eine stromgesteuerte Spannungsquelle und Zuweisung einer Wertetabelle implementiert werden. Bei nichtlinearen \mathcal{C} -Elementen ist die Umsetzung schaltungstechnisch nur in Verbindung mit einer (linearen) Referenzkapazität möglich, die je nach Beschaltung mit nichtlinearen gesteuerten Quellen eine Integration oder eine Differentiation liefert.

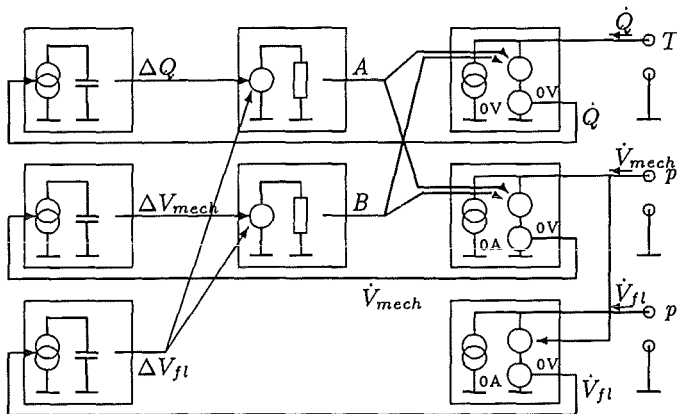


Abbildung A.1:
PSPICE-Modell für ein Gasvolumen

Auf eine detaillierte Beschreibung der Implementierung nichtlinearer Impedanzen in PSPICE wird hier verzichtet, da es sich um Problemstellungen handelt, die in den Bereich der elektronischen Schaltungstechnik fallen. Es sei lediglich als Beispiel das Makromodell für das in Kap. 2.2.3.2 beschriebene Gasvolumen angeführt (Abb. A.1). Die thermischen, mechanischen und fluidischen Anschlüsse stellen Spannungsquellen dar, deren Spannungen sich jeweils aus sämtlichen Strömen in diese Spannungsquellen berechnen. Die in den konstituierenden Gleichungen $\mathcal{F}_i = \Phi(\int (\mathcal{I}_1, \mathcal{I}_2, \mathcal{I}_3) dt)$, $i = 1 \dots 3$ für das \mathcal{C} -Element enthaltenen Integrationen werden durch Stromquellen in Verbindung mit Referenzkapazitäten implementiert.

Zur Umsetzung des Gesamt-Ersatzschaltbildes nach Abb. 2.15 sind insgesamt 39 aktive (linear und nichtlinear gesteuerte Strom- und Spannungsquellen) und 79 passive Bausteine verwendet worden.

Zur Erzeugung der Modelldatei für PSPICE wurde ein Programm in TURBO-PASCAL geschrieben, welches die Geometriedaten und die Materialdaten jeweils aus einer Parameterdatei liest und daraus sämtliche linearen Modellparameter und nichtlinearen Kennlinien berechnet (Abb. A.2). Aus den Modellparametern wird das PSPICE-Modell automatisch erzeugt und die Simulation gestartet. Zur Untersuchung einer neuen Dimensionierung müssen die Änderungen lediglich in die Geometrieparameter- und Materialparameterdatei eingetragen werden, was im Fall der numerischen Optimierung von der Optimierungsumgebung übernommen wird.

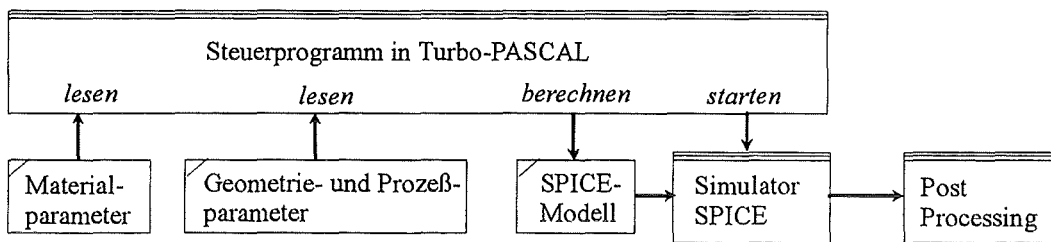


Abbildung A.2: Simulationsumgebung

In der Simulation mit PSPICE ergeben sich Konvergenzprobleme [14], falls die Modellvariablen (Spannung und Strom) oder die Impedanz einzelner mit Hilfe nichtlinearer Quellen aufgebauter Elemente den Bereich der internen Zahlendarstellung von 12 Dekaden über- oder unterschreitet. Auch können numerische Instabilitäten zu Konvergenzschwierigkeiten führen. Die Probleme lassen sich verringern, indem einige Modellgrößen und Impedanzen in einen günstigeren Zahlenbereich transformiert werden. Oftmals kann Konvergenz erreicht werden, indem zusätzliche Impedanzen, die das Modell unwesentlich verändern, in geeigneter Weise zusätzlich eingefügt werden.

A.2 Tabellen

In den ersten zwei Tabellen werden die Grundzusammenhänge angegeben, auf deren Basis elektrische Analogiemodelle für Probleme aus den dargestellten physikalischen Disziplinen aufgestellt werden können. Tabelle A.1 gibt die Zuordnungen für die Grundelemente \mathcal{R} , \mathcal{C} und \mathcal{L} auf Basis der konstituierenden Gleichungen in der Kausalität $\mathcal{F}(\mathcal{I})$ für den allgemeinen, nichtlinearen und linearen Fall an. Tabelle A.2 gibt die Verknüpfung zwischen der Zusammenschaltung der Grundelemente nichtelektrischer und elektrischer Disziplinen an. Die Basis hierfür liefern Bi-

lanzgleichungen und allgemeine kinetische Randbedingungen, die sich auf elektrische Knoten- und Maschengleichungen übertragen lassen. Weiterhin sind die wichtigsten Modellparameter dargestellt (Tabelle A.3), die in der Simulation verwendet wurden und dem Design und den Prozeßparametern der in Kleinserie gefertigten Gas-Mikropumpen (PL2) entsprechen.

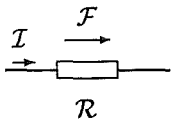
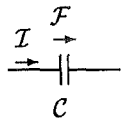
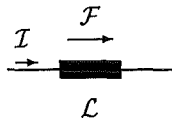
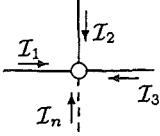
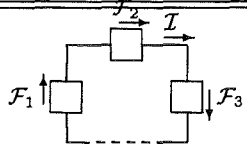
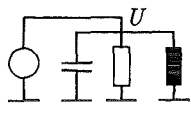
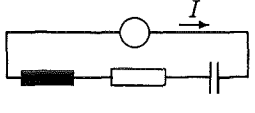
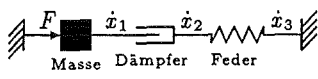
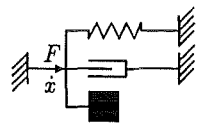
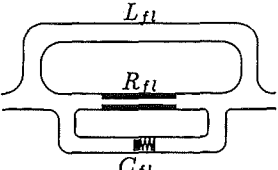
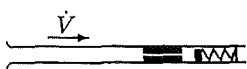
Gebiet		\mathcal{R} -Element	\mathcal{C} -Element	\mathcal{L} -Element
				
		\mathcal{R}	\mathcal{C}	\mathcal{L}
<i>allgemeiner Fall</i>	nichtlin.	$F = \Phi(I)$	$F = \Phi(\int I dt)$	$F = \Phi(\dot{I})$
	linear	$F = \mathcal{R} \cdot I$	$F = 1/C \cdot (\int I dt)$	$F = \mathcal{L} \cdot \dot{I}$
	$[\mathcal{Z}]$	$[\mathcal{R}] = \left[\frac{[\mathcal{F}]}{[I]} \right]$	$[\mathcal{C}] = \left[\frac{[I] \cdot s}{[\mathcal{F}]} \right]$	$[\mathcal{L}] = \left[\frac{[\mathcal{F}] \cdot s}{[I]} \right]$
<i>Elektrotechnik</i>	nichtlin.	$U = \Phi(I)$	$U = \Phi(Q)$	$U = \Phi(\dot{I})$
	linear	$U = R \cdot I$	$U = 1/C \cdot I$	$U = L \cdot \dot{I}$
	$[\mathcal{Z}]$	$[R] = [\Omega]$	$[C] = [F]$	$[L] = \left[\frac{Vs}{A} \right] = [Henry]$
<i>transl. Mechanik</i>	nichtlin.	$F = \Phi(\dot{x})$	$F = \Phi(x)$	$F = \Phi(\ddot{x})$
	linear	$F = R_m \cdot \dot{x}$	$F = c \cdot x = \frac{1}{C_m} \cdot x$	$F = m \cdot \ddot{x}$
	$[\mathcal{Z}]$	$[R_m] = \left[\frac{Ns}{m} \right]$	$[C_m] = [1/c] = \left[\frac{m}{N} \right]$	$[L_m] = \left[\frac{Ns^2}{m} \right]$
<i>Fluiddynamik</i>	nichtlin.	$p = \Phi(\dot{V})$	$p = \Phi(V)$	$p = \Phi(\ddot{V})$
	linear	$p = R_{fl} \cdot \dot{V}$	$p = 1/C_{fl} \cdot V$	$p = L_{fl} \cdot \ddot{V}$
	$[\mathcal{Z}]$	$[R_{fl}] = \left[\frac{Ns}{m^5} \right]$	$[C_{fl}] = \left[\frac{m^5}{N} \right]$	$[L_{fl}] = \left[\frac{Ns^2}{m^5} \right]$
<i>Wärmeübertragung</i> siehe Kap. 2.2.2.4	nichtlin.	$T = \Phi(\dot{S})$	$T = \Phi(S)$	nicht existent
	linear	$T = R'_{th} \cdot \dot{S}$	$T = 1/C'_{th} \cdot S$	
	$[\mathcal{Z}]$	$[R'_{th}] = \left[\frac{K^2 s}{J} \right]$	$[C'_{th}] = \left[\frac{J}{K^2} \right]$	

Tabelle A.1: Die Grundelemente \mathcal{R} , \mathcal{C} , \mathcal{L} und ihre konstituierenden Gleichungen

Gebiet		Knotenregel	Maschenregel
<i>Allgemeiner Fall</i>	Gleichungen	 $\sum_i I_i = 0 \quad F_i = F$	 $\sum_i F_i = 0 \quad I_i = I$
<i>Elektrotechnik</i>	Schaltungstyp	Parallelschaltung	Serienschaltung
	Beispiel		
	Gleichungen	$\sum_i I_i = 0, \quad U_i = U$	$\sum_i U_i = 0, \quad I_i = I$
<i>transl. Mechanik</i>	Schaltungstyp	Serienschaltung	Parallelschaltung
	Beispiel		
	Gleichungen	$\sum_i \dot{x}_i = 0, \quad F_i = F$	$\sum_i F_i = 0, \quad \dot{x}_i = \dot{x}$
<i>Fluiddynamik</i>	Schaltungstyp	Parallelschaltung	Serienschaltung
	Beispiel		
	Gleichungen	$\sum_i \dot{V}_i = 0, \quad p_i = p$	$\sum_i p_i = 0, \quad \dot{V}_i = \dot{V}$
<i>Wärmeübertragung</i>		siehe Kapitel 2.2.2.4	

$$i = 1 \dots n$$

Tabelle A.2: Koppelung der Grundelemente

Geometrieparameter	Radius der Aktorkammer a	1,85 mm
	Strukturhöhe der Gehäuse	120 μm
	Dicke der (PSU-) Gehäuse d_G	500 μm
	Dicke der (PI-) Membran h	1,5 μm
	Dicke der (Au-) Heizwendel	130 nm
	Länge der Kanäle zwischen Pumpkammer und Ventilen l_K	1 mm
	Breite der Kanäle b_K	300 μm
	Ventilmembranradius a_V	475 μm
	Ventilsitzradius r_a	275 μm
	Radius Ventilloch r_i	75 μm
Prozeßparameter	Fügetemperatur T_F	100 °C
	Membranvorspannung σ_0	21 MPa
Ansteuerparameter	Pulshöhe	15 V
	Pulsweite	2 ms
	Pulsfrequenz	20 Hz
	Kaltwiderstand der Heizwendel R_0	48 Ω
Randbedingungen	Umgebungstemperatur T_U	298 K
	Wärmeübergangswiderstand $R_{th,u}$ Unterseite (guter Wärmekontakt)	10 K/W
	Wärmeübergangswiderstand $R_{th,o}$ Oberseite (Luft, gemessen)	800 K/W
	Druck am Einlaß p_e	10^5 Pa
	Druck am Auslaß p_a	variabel
Materialdaten	λ_{Au} : 312; λ_{PI} : 0,52; λ_{Luft} : 0,026; λ_{PSU} : 0,18	W/mK
	ρ_{Au} : 19,3; ρ_{PI} : 1,5; ρ_{Luft} : 0,00116; ρ_{PSU} : 1,24	$\text{g/m}^3 \cdot 10^{-6}$
	$c_{p,Au}$: 0,129; $c_{p,PI}$: 1,5; $c_{p,PSU}$: 1,13	J/gK
	Elastizitätsmodul E_{PI} von Polyimid	4390 MPa
	Querkontraktionszahl ν_{PI}	0,31
	Viskosität von Luft ν_L unter Normalbed.	15,11 $\text{m}^2/\text{s} \cdot 10^6$

Tabelle A.3: Daten der Mikropumpen aus der Kleinserienfertigung und Modelldaten für die Simulation

Literaturverzeichnis

- [1] H. D. Baehr, *Thermodynamik*, 8. Aufl., Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1992, ISBN 3-540-54672-3.
- [2] J. W. Beams, *Mechanical Properties of Thin Films of Gold and Silver*, Proceedings of *Structures and Properties of thin Films*, John Wiley Sons, Inc., New York, editors: C. A. Neuberger, J. B. Newkirk, D. A. Vermilyea (1959), 183-192.
- [3] A. van den Berg, P. Bergveld (eds.), *Micro Total Analysis Systems*, Kluwer Academic Publishers (1994).
- [4] J. M. Blakely, *Mechanical Properties of Vacuum deposited Gold Films*, Journal. of Applied Physics 35 (1964) 1756-1759.
- [5] C. Blume, *GLEAM — A System for „Intuitive Learning“* Proc. of the 1st Int. Workshop on Parallel Problem Solving from Nature, Dortmund, 1. - 3. Oktober (1990).
- [6] K. W. Bonfig, *Technische Durchflußmessung unter besonderer Berücksichtigung neuartiger Meßverfahren*, Vulkan Verlag Essen (1987).
- [7] I. M. Bonstein, K. A. Semendjajew, *Taschenbuch der Mathematik* 21. Auflage, 1981, Verlag Harri Deutsch, Frankfurt/Main, ISBN 3-87144-492-8.
- [8] B. Büstgens, W. Bacher, W. Menz, W. K. Schomburg, *Micropump Manufactured by Thermoplastic Molding*, Proc. Micro Electro Mechanical Systems (MEMS) 94, Japan (1994), 18-21.
- [9] B. Büstgens, D. Maas, W. Bacher, W.K. Schomburg, D. Seidel, *Entwurf und Kleinserienfertigung von Mikropumpen* 2. Workshop Methoden- und Werkzeugentwicklung für den Mikrosystementwurf (METEOR), Karlsruhe (1995).
- [10] B. Büstgens, W. Bacher, W. Bier, R. Ehnes, D. Maas, R. Ruprecht, W. K. Schomburg, L. Keydel, *Micromembrane Pump Manufactured by Molding*, Proc. ACTUATOR 94, Bremen (1994), 86-90.
- [11] H. B. Callen, *Thermodynamics* Wiley Sons, Inc. New York (1960).
- [12] Sensor Technics, *Pressure Sensor Handbook*, Puchheim (1991).
- [13] M. Dehlwisch, *Verfahren zur Beseitigung von Konvergenzproblemen in der Analogsimulation*, 1. Workshop Methoden- und Werkzeugentwicklung für den Mikrosystementwurf (METEOR), Karlsruhe (1994).

- [14] M. Dehlwisch, *Verfahren zur Beseitigung von Konvergenzproblemen in der Analogsimulation*, 1. Workshop Methoden- und Werkzeugentwicklung für den Mikrosystementwurf (ME-TEOR), Karlsruhe,
- [15] Dubbel, *Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer Verlag, Berlin (1990).
- [16] H. Eggert, W. Süß, *Eine komponentenübergreifende Systemtechnik für die Mikrosystementwicklung — Ein Anwendungsbeispiel*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 20-26, FZKA 5670:
- [17] D. Ehrhardt, J. Schulte, *Simulieren mit PSPICE* Braunschweig, Wiesbaden: Vieweg, 1992, ISBN 3-528-04921-9.
- [18] J. Fahrenberg, D. Maas, W. K. Schomburg, *Entwicklung eines aktiven Ventilsystems für die minimalintensive Therapie*, Dissertation und Forschungsbericht am Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 5504 (1995).
- [19] O. Föllinger, *Regelungstechnik*, Hüthig-Verlag, Heidelberg (1986).
- [20] H. Gemmeke, O. Fromhein, O. Krömer, T. Kühner, S. Wüstling, *Mikroelektronik für die Mikrosystemtechnik*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 33-38, FZKA 5670.
- [21] T. Gerlach, *A Simple Micropump Employing Dynamic Passive Valves Made in Silicon*, Micro System Technologies '94, Berlin (1994).
- [22] Gerthsen, Kneser, Vogel, *Physik*, 13. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (1977).
- [23] C. Goll, W. Bacher, B. Büstgens, D. Maas, W. K. Schomburg, *Microvalves with Bistable Buckled Polymer Diaphragms*, Late News Contribution, TRANSDUCERS 95, Stockholm, Schweden (1995), 59-60.
- [24] P. Gravesen, J. Branebjerg, O. S. Jensen, *Microfluidics — A Review*, MME '93, Neuchatel (1993), 142-164.
- [25] R. A. Haefer, *Oberflächen- und Dünnschicht-Technologie, Teil 1: Beschichtung von Oberflächen*, Springer Verlag (1987), ISBN 3-540-16723-4.
- [26] W. Hoffmann, W. Bier, M. Bruns, B. Büstgens, B. Deimling, H. Eggert, K. H. Freywald, O. Fromhein, W. Keller, K. Lindemann, D. Maas, R. Ruprecht, W. K. Schomburg, D. Seidel, D. Stolze, W. Süß, *ELMAS — ein modulares elektrochemisches Mikroanalyzesystem*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 100-105, FZKA 5670.
- [27] W. Hoffmann, M. Bruns, B. Büstgens, E. Bychkow, H. Eggert, W. Keller, D. Maas, R. Rapp, R. Ruprecht, W. K. Schomburg, W. Süß, *Electrochemical Microanalytical System for Ionometric Measurements*, Workshop on μ TAS, MESA Monographs (1994), 215-218.
- [28] D. Hülsenberg, *Glas in der Mikromechanik*, Sitzungsberichte der sächsischen Akademie der Wissenschaften zu Leipzig, Akademie Verlag, Berlin (1991).

- [29] Hütte, *Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*, 29. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York (1989), ISBN 3-540-19077-5.
- [30] A. Ilzhöfer, *Konstruktion und Berechnung eines Mikroventils in einer Mikropumpe*, Diplomarbeit am Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau (1993).
- [31] W. Jakob, S. Meinzer, A. Quinte, W. Süß, M. Gorges-Schleuter, H. Eggert, *Partial Automated Design Optimization based on A daptive Search Techniques*, Proc. of Adaptive Computing in Engeneering Design and Control, Plymouth, UK (1996).
- [32] K. Kadel, persönliche Mitteilung.
- [33] D. Karnopp, R. Rosenberg, *Analysis and Simulation of multiport Systems*, The M.I.T. Press (1968).
- [34] D. Karnopp, R. Rosenberg, *System Dynamic: A Unified Approach*, John Wiley, New York (1975).
- [35] H. Kronmüller, *Systemanalyse in der Prozeßtechnik*, Skriptum zur gleichnamigen Vorlesung am Institut für Prozeßmeßtechnik und Prozeßleittechnik, Universität Karlsruhe.
- [36] T. S. J. Lammerink, M. Elvenspoek, J. H. J. Fluitman, *Integrated Micro-Liquid Dosing System*, MESA Research Institute, University of Twente, Enschede, Niederlande.
- [37] W. Leuckel, *Wärme- und Stoffübertragung*, Skriptum zur gleichnamigen Vorlesung an der Universität Karlsruhe (1985).
- [38] H. T. G. van Lintel, F. C. M. van de Pol, *A Piezoelectric Micropump Based on Micromechaning of Silicon*, Sensors and Actuators, 15 (1988), 153-167.
- [39] D. Maas, B. Büstgens, J. Fahrenberg, W. Keller, D. Seidel, *Application of Adhesive Bonding for Integration of Microfluidic Components*, Proc. ACTUATOR 94, Bremen, Germany (1994), 75-78.
- [40] D. Maas, B. Büstgens, J. Fahrenberg, W. Menz, W. K. Schomburg, D. Seidel, *Design Optimization of Microstructures for Joining by Adhesive Bonding*, Sem. on Handling and Assembly of Microparts, Wien, Österreich (1994).
- [41] J. Martin, Berechnungsprogramm in Turbo-Pascal am Institut für Mikrostrukturtechnik.
- [42] S. Meinzer, persönliche Mitteilung.
- [43] G. Menges, *Werkstoffkunde der Kunststoffe*, Karl Hanser Verlag München, Wien (1984), ISBN 3-446-14083-2.
- [44] W. Menz, P. Bley, *Mikrosystemtechnik für Ingenieure*, Weinheim, New York, Basel, Cambridge, VCH-Verlag (1993), ISBN 3-527-29003-6.
- [45] J. Mohr, W. Bier, B. Büstgens, O. Fromhein, T. Kühner, C. Müller, D. Radloff, R. Reichert, M. Stepputat, W.K. Schomburg, S. Schoof, *Optochemisches Mikroanalyzesystem für die Umweltüberwachung*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 87-92, FZKA 5670.

- [46] C. Müller, P. Krippner, T. Kühner, J. Mohr, *Leistungsfähigkeit und Anwendungsgebiete von UV-VIS und IR-LIGA-Mikrospektrometern*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 175-179, FZKA 5670.
- [47] C. van der Pol, *A Pump based on Micro-Engineering Techniques*, Dissertation an der Universität von Twente, Niederlande (1989).
- [48] F. C. M. van de Pol, H. T. G. Lintel, Elvenspoek, J. H. J. Fluitman, *A Thermopneumatic Micropump Based on Micro-engineering Techniques*, Sensors and Actuators, A21-A23 (1990), 198-202.
- [49] R. Rapp, P. Bley, W. Menz, W. K. Schomburg, *Konzeption und Entwicklung einer Mikromembranpumpe in LIGA-Technik*, KfK-Bericht 5251 (1993).
- [50] R. Rapp, K. Kadel, W. K. Schomburg, G. Stern, *Mit dem LIGA-Verfahren hergestellte Mikromembranpumpe*, Drittes Symposium Mikrosystemtechnik, 17. und 18.2.93, Regensburg, Tagungsband (1993), 124-133.
- [51] R. Ruprecht, A. Both, W. Bacher, *Plastic Molding and Electroforming of LIGA Microstructures on Microelectronic Circuits*, Micro Mechanics Europe '93, Workshop Digest (1993), 93-96.
- [52] Öffentlicher Abschlußbericht zum Verbundvorhaben *Einsatz der Mikromechanik zur Herstellung von Mikroaktoren*, Institut für Mikro- und Informationstechnik der Hahn-Schickard-Gesellschaft HSG-IMIT (1994).
- [53] Th. Schaller, W. Bier, G. Linder, K. Schubert, *Mechanische Mikrotechnik für Abformwerkzeuge und Kleinserien*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 45-50, FZKA 5670.
- [54] T. Schaller, W. Bier, G. Linder, K. Schubert, *Realization of Microstructured Mold Inserts Using Mechanical Microengineering Methods*, Proceedings der HARMST '95 (1995).
- [55] E. Schirmer + C. Berthold, *Untersuchung von Mikromembranpumpen mit thermopneumatischem Aktor*, Auftragsstudie der Firma SBU (1995).
- [56] B. H. van der Schoot, S. Jeannerat, A. van der Berg, N. F. de Rooij, *Modular Setup for a Miniature Chemical Analysis System*, Sensors and Actuators B, 6 (1992), 57-60.
- [57] W. K. Schomburg, B. Scherrer, *3.5 μm Thin Valves in Titanium Membranes*, J. Mechro-mech. Microeng. 2 (1992) 184-186.
- [58] W. K. Schomburg, J. Vollmer, B. Büstgens, J. Fahrenberg, H. Hein, W. Menz, *Microfluidic Components in LIGA Technique*, Journal Micromech. Microeng. 4/3 (1994).
- [59] W. K. Schomburg, R. Rapp, B. Büstgens, J. Reichert, O. Fromhein, *Mikromembranpumpen als Elemente eines optochemischen Mikroanalyse-systems*, KfK-Report Nr. 5238 (1993) 78-84.
- [60] W. K. Schomburg, B. Büstgens, J. Fahrenberg, D. Maas, *Components for Microfluidic Handling Modules*, Proc. Micro Total Analysis Systems μTAS (1995), 255-258.

- [61] W. K. Schomburg, D. Maas, W. Bacher, B. Büstgens, J. Fahrenberg, W. Menz, D. Seidel, *Assembly for Micromechanics and LIGA*, Proc. Micro Mechanics Europe (MME) 94, Pisa, Italien (1994); J. Micromech. Microeng. 5 (1995), 57-63.
- [62] W. Schomburg, W. Schelb, G. Stern, *Verfahren zur Herstellung dünner Folien*, Deutsches Patent DE 3920788C1 (1990).
- [63] S. Schulte, P. C. Eccardt, *Methoden zur Simulation gekoppelter Probleme*, 1. Workshop Methoden- und Werkzeugentwicklung für den Mikrosystementwurf (METEOR), Karlsruhe, 15. April (1994), 30-37.
- [64] D. Seidel, B. Büstgens, W. Keller, D. Maas, *Aufbau- und Verbindungstechniken für die Kleinserienfertigung von Mikropumpen*, 2. Statuskolloquium des Projektes Mikrosystemtechnik am FZK, Karlsruhe (1995), Tagungsband 51-56, FZKA 5670.
- [65] J. G. Smits, *Piezoelectric Micropump with Three Valves Working Peristaltically*, Sensors and Actuators, A21-A23 (1990), 203-206.
- [66] M. Stepputat, persönliche Mitteilung.
- [67] P. Tuinenga, *PSPICE — A Guide to Circuit Simulation Analysis Using PSPICE*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey 07632.
- [68] C. Weser, *Die Messung der Grenz- und Oberflächenspannung von Flüssigkeiten*, GIT Fachzeitschrift für das Laboratorium, 24 (1980) 642-648 und 734-742.
- [69] M. Wutz, *Wärmeabfuhr in der Elektronik* Braunschweig: Vieweg (1991) ISBN 3-528-06392-0.
- [70] R. Zengerle, M. Richter, F. Brosinger, A. Richter, H. Sandmaier, *Performance Simulation of Microminiaturized Membrane Pumps*, Transducers '93 (1993).
- [71] R. Zengerle, M. Leitner, S. Kluge, A. Richter, *Carbon Dioxide Priming of Micro Liquid Systems*, Proc. Micro Electro Mechanical Systems, IEEE, Amsterdam, Niederlande (1995), 340-343.
- [72] R. Zengerle, A. Richter, *Mikropumpen als Komponenten für Mikrosysteme*, Physik in unserer Zeit, 24/2, (1993).
- [73] J. Zierep, *Grundzüge der Strömungslehre*, Verlag G. Braun, Karlsruhe (1982).