



**Forschungszentrum Karlsruhe**  
Technik und Umwelt

**Wissenschaftliche Berichte**  
FZKA 6222

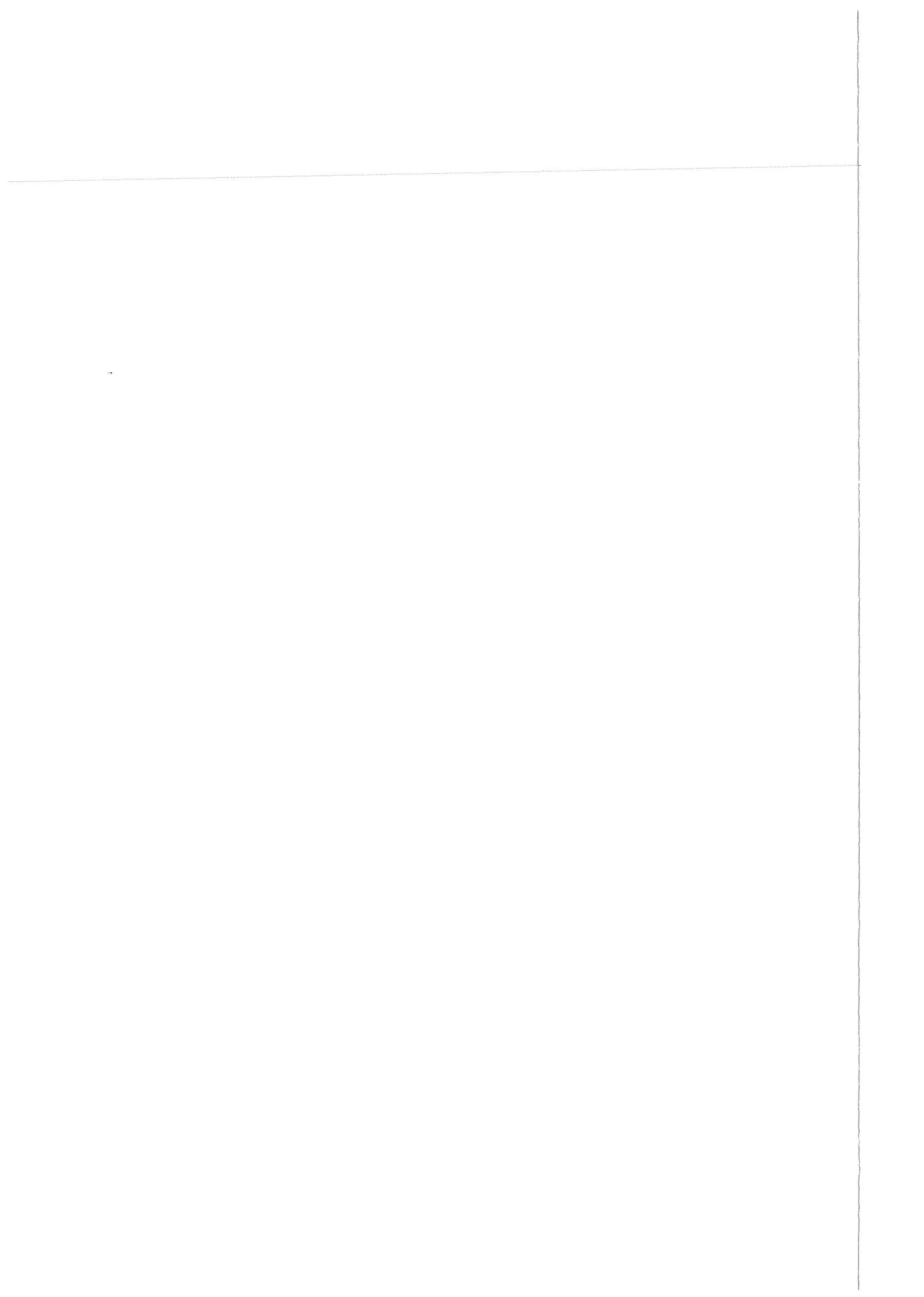
**Entwicklung, Herstellung und  
Erprobung mikromechanischer  
Druck- und Durchflußsensoren  
für pneumatische Anwendungen**

**J. Martin**

Institut für Mikrostrukturtechnik

Dezember 1998

---



---

**Forschungszentrum Karlsruhe**  
**Technik und Umwelt**

**Wissenschaftliche Berichte**

**FZKA 6222**

**Entwicklung, Herstellung und Erprobung  
mikromechanischer Druck- und Durchflußsensoren  
für pneumatische Anwendungen**

Jörg Martin  
Institut für Mikrostrukturtechnik

von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH)  
genehmigte Dissertation

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe**  
**1998**

---

**Als Manuskript gedruckt**  
**Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**  
**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH**  
**Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**  
**Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft**  
**Deutscher Forschungszentren (HGF)**  
**ISSN 0947-8620**

## Kurzfassung

In der vorliegenden Dissertation werden neuartige mikromechanische Druck- und Durchflußsensoren vorgestellt. Sie bestehen aus einem runden Kunststoffensorelement, das elastisch auf einer Trägermembran im Sensorgehäuse gelagert ist und in das eine Dehnungsmessstreifen-Rosette eingebettet worden ist. Die Rosette besteht aus vier aktiven Dehnungsmessstreifen, die zu einer Wheatstoneschen Meßbrücke verschaltet sind. Sie werden naßchemisch aus einer  $0,1\ \mu\text{m}$  dünnen Goldschicht herausgeätzt. Die nominelle Strukturweite der Meßleiterbahnen beträgt  $12\ \mu\text{m}$ . Der Betrieb der Meßbrücke erfolgt mit einer Konstantgleichspannung von  $1\ \text{V}$ . Die druckinduzierten Verformungen des Sensorelements werden mit den Dehnungsmessstreifen detektiert und in eine druckproportionale Meßspannung gewandelt. Das Sensorelement und die Trägermembran bestehen aus Polyimid. Die beiden Sensorgehäuseteile, zwischen denen sich die Trägermembran befindet, werden durch Spritzgießen aus Polysulfon gefertigt.

Die Drucksensoren werden für die Differenzdruckmeßbereiche  $20, 250, 500, 750$  und  $1000\ \text{hPa}$  hergestellt und erprobt. Der Durchmesser des Sensorelements beträgt bei einem Drucksensor mit einem Meßbereich von  $20\ \text{hPa}$  ca.  $1300\ \mu\text{m}$  und nimmt mit steigendem Meßbereich kontinuierlich ab, so daß ein Sensor mit einem Meßbereich von  $1000\ \text{hPa}$  einen Sensorelementdurchmesser von  $580\ \mu\text{m}$  besitzt.

Der Durchflußsensor wird durch den Einbau des Feindrucksensors (Meßbereich  $20\ \text{hPa}$ ) in ein Gehäuse mit integrierter Meßkapillare realisiert. Es existieren drei Varianten für die Meßbereiche  $100, 1000$  und  $10000\ \text{mm}_n^3/\text{min}$ . Die Meßkapillare ist derart dimensioniert, daß sich in ihr eine laminare Rohrströmung ausbildet, so daß gemäß dem *Hagen-Poiseuilleschen* Gesetz die direkte Proportionalität zwischen gemessenem Druckverlust und Durchfluß besteht. Die drei verschiedenen Meßbereiche werden durch den Einsatz von Meßkapillaren mit unterschiedlichem Querschnitt realisiert.

Das Herstellungsverfahren der Sensoren besteht aus einer Kombination der großserientauglichen Fertigungsverfahren Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung und ermöglicht somit die preisgünstige Herstellung mikrofluidischer Komponenten im Batch-Verfahren. Da die am Institut für Mikrostrukturtechnik entwickelte Mikropumpe und die Mikroventile mit denselben Fertigungsverfahren hergestellt werden, sind die Sensoren monolithisch in diese fluidischen Aktoren integrierbar.

Bemerkenswert ist, daß die Durchflußsensoren eine höhere Empfindlichkeit als die in Silizium-Mikromechanik hergestellten Durchflußsensoren und eine *lineare* statische Übertragungskennlinie besitzen, so daß diese Eigenschaften den Durchflußsensor besonders auszeichnen. Des weiteren verfügt er über hervorragende dynamische Eigenschaften. Eine berechnete Anstiegszeit von ca.  $20\ \mu\text{sec}$  und eine Einschwingzeit von ca.  $4\ \text{msec}$  prädestinieren ihn zur präzisen Messung instationärer Durchflüsse und insbesondere für Dosieraufgaben. Seine Leistungsfähigkeit wurde eindrucksvoll mit dynamischen Durchflußmessungen an der Mikropumpe belegt.

Als Einsatzgebiet für den Durchflußsensor wird eine volumendurchflußgeregelt Mikropumpe vorgestellt.

# Development, Manufacturing and Testing of Micromechanical Pressure and Volume-Flow Transducers for Pneumatic Applications

## Abstract

The present dissertation deals with novel micromechanical pressure and volume-flow transducers. They consist of a circular plastic transducer element which is elastically beared on a carrier membrane in the transducer case. A strain gauge rosette is embedded into the transducer element. This rosette consists of four active strain gauges that form a Wheatstone measuring bridge. The strain gauges are produced by wet-chemical etching from a  $0.1\ \mu\text{m}$  thin gold layer. The nominal structural width of the measurement wires amounts to  $12\ \mu\text{m}$ . The measuring bridge is operated at a constant supply voltage of 1 V. The pressure-induced deformations of the transducer element are detected by the strain gauges and transformed into a measurement voltage which is directly proportional to the acting differential pressure. The transducer element and the carrier membrane are made of polyimide. Both parts of the transducer case, between which the carrier membrane is located, are made of polysulfone by injection molding.

The pressure transducers are manufactured and tested for the differential pressure ranges of 20, 250, 500, 750 and 1000 hPa. The diameter of the transducer element is about  $1300\ \mu\text{m}$  for a pressure transducer with a measuring range of 20 hPa. With an increasing measuring range, the diameter decreases continuously such that a transducer with a measuring range of 1000 hPa has a transducer element diameter of  $580\ \mu\text{m}$ .

The flow transducer is obtained by the installation of a fine-pressure transducer (measuring range 20 hPa) into a case with integrated measuring capillaries. Three variants have been developed for the measuring ranges of 0.1, 1 and 10 sccm. The measuring capillary is dimensioned such that a laminar flow is generated inside. Hence, the pressure loss measured is directly proportional to the flow according to Hagen-Poiseuille's law. The three different measuring ranges are obtained by using measuring capillaries of variable cross-section.

The transducers are manufactured by a combination of thermoplastic molding, surface micromechanics and membrane transfer which are well suited for the production of large series. The combined methods allow the batchwise manufacturing of microfluidic components at low costs. As the micropump and the microvalves developed at the Institut für Mikrostrukturtechnik (Institute for Microstructure Technology) are produced by the same methods, the transducers can be integrated monolithically into these fluidic actuators.

It must be noted that the volume-flow transducers have a higher sensitivity than the flow transducers produced by silicon micromechanics. Furthermore, they have a linear static transfer characteristic and excellent dynamic properties. A calculated rise time of about  $20\ \mu\text{sec}$  and a response time of about 4 msec make them predestined for the precise measurement of unstationary flows and metering tasks. The transducer efficiency was demonstrated impressively by dynamic flow measurements at the inlet and the outlet of the micropump.

As a possible field of use of the volume-flow transducer, the volume flow-controlled micropump is presented.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>1 Konzeption und Gestaltung des Druck- und des Durchflußsensors</b>	<b>5</b>
1.1 Fertigungstechnische Anforderungen . . . . .	6
1.2 Technische Anforderungen . . . . .	7
1.3 Aufbau und Funktionsweise des Drucksensors . . . . .	8
1.3.1 Meßeffect und Meßsignalanpassung . . . . .	10
1.3.2 Überschlägige Auslegung des Drucksensors . . . . .	13
1.4 Aufbau und Funktionsweise des Durchflußsensors . . . . .	16
1.5 Herstellung des Druck- und des Durchflußsensors . . . . .	19
1.5.1 Herstellung der Sensorelemente . . . . .	19
1.5.2 Fertigung der Spritzgußwerkzeuge und Abformung der Gehäuseteile . .	21
1.5.3 Einhäusung und Vereinzelung der Sensorelemente . . . . .	22
<b>2 Statisches Übertragungsverhalten der Sensoren</b>	<b>24</b>
2.1 Empfindlichkeit der Sensoren . . . . .	25
2.1.1 Berechnung der Empfindlichkeit des Drucksensors . . . . .	25
2.1.2 Berechnung der Empfindlichkeit des Durchflußsensors . . . . .	41
2.2 Einfluß der Exzentrizität auf die Empfindlichkeit des Drucksensors . . . . .	43
2.3 Erprobung der Drucksensoren . . . . .	45
2.3.1 Kalibrierung der Drucksensoren . . . . .	45
2.3.2 Betriebsverhalten der Drucksensoren . . . . .	49
2.3.2.1 Zeitliche Stabilität des Drucksensorsignals . . . . .	49
2.3.2.2 Linearität des Drucksensors . . . . .	51

---

2.3.2.3	Einfluß der Exzentrizität auf die Empfindlichkeit des Drucksensors . . . . .	52
2.3.2.4	Verhalten des Drucksensors bei Überlastung . . . . .	52
2.3.2.5	Rekalibrierungen des Drucksensors . . . . .	52
2.3.3	Ermittlung des Temperaturkoeffizienten des Sensoroffsets . . . . .	52
2.3.4	Ermittlung des Temperaturkoeffizienten der Empfindlichkeit . . . . .	54
2.3.5	Fertigungsausbeute des Drucksensors . . . . .	55
2.4	Erprobung der Durchflußsensoren . . . . .	56
2.4.1	Kalibrierung der Durchflußsensoren . . . . .	56
2.4.2	Betriebsverhalten der Durchflußsensoren . . . . .	59
2.4.2.1	Zeitliche Stabilität des Durchflußsensordesigns . . . . .	59
2.4.2.2	Linearität und Empfindlichkeit des Durchflußsensors . . . . .	60
2.4.3	Ermittlung des Temperaturkoeffizienten des Sensoroffsets . . . . .	61
2.4.4	Fertigungsausbeute des Durchflußsensors . . . . .	62
2.5	Fazit der Sensorerprobung . . . . .	63
<b>3</b>	<b>Dynamisches Übertragungsverhalten der Sensoren</b>	<b>65</b>
3.1	Mechanisches Ersatzmodell des Sensorelements . . . . .	65
3.2	Berechnung der Bandbreite des Drucksensors . . . . .	67
3.3	Transientes Übertragungsverhalten des Drucksensors . . . . .	71
3.3.1	Berechnung der Anstiegszeit des Drucksensors . . . . .	72
3.3.2	Berechnung der Einschwingzeit des Drucksensors . . . . .	73
3.4	Transientes Übertragungsverhalten des Durchflußsensors . . . . .	74
3.5	Instationäre Durchflußmessungen an der Mikropumpe . . . . .	77
<b>4</b>	<b>Einsatz der Sensoren zur integrierten Regelung einer Mikropumpe</b>	<b>79</b>
4.1	Anforderungen an eine Regelung . . . . .	80
4.2	Entwurfsverfahren . . . . .	81
4.3	Durchflußregelung der Mikropumpe . . . . .	82
	<b>Zusammenfassung</b>	<b>87</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>90</b>

## Symbolverzeichnis

### Variablen

$a$	Seitenlänge der Meßkapillare
$A$	Wirkungsfläche des Drucks
$A_k, B_k, C_k$	Dimensionslose Ansatzkoeffizienten
$B$	Bandbreite
$b_{ML}$	Breite der Meßleiterbahnen der Dehnungsmeßstreifen
$c$	Steifigkeit, Schallgeschwindigkeit
$d$	Viskose Dämpfungskonstante
$D$	Dämpfungsgrad
$e$	Exzentrizität, Regelabweichung
$E$	Elastizitätsmodul, Speichermodul
$E'$	Verlustmodul
$\mathcal{F}$	Operator der Fourier-Transformation
$f_0$	Eigenfrequenz
$f_G$	Grenzfrequenz
$F_c$	Federkraft
$G(j\omega)$	Komplexer Frequenzgang
$h$	Dicke
$I_0$	Meßbrückenversorgungsstrom
$j$	Imaginäre Einheit
$k$	Dehnungsempfindlichkeit, Zählinde, Boltzmann-Konstante
$K$	Übertragungskonstante, Empfindlichkeit
$K_p$	Empfindlichkeit des Drucksensors
$K_v$	Empfindlichkeit des Durchflußsensors
$\mathcal{L}$	Operator der Laplace-Transformation
$l$	Länge der Meßkapillare
$L$	Halbmesser der gedehnten Trägermembran
$l_e$	Laminare Einlaufstrecke
$L_0$	Halbmesser der ungedehnten Trägermembran
$l_t$	Länge der tangentialen Verbindungsleiterbahn
$l_{V,r}$	Mittlere Bogenlänge der tangentialen Verbindungsleiterbahn
$m$	Zählinde, Masse
$M$	Statisches Moment pro Längeneinheit
$n$	Normalkraft pro Längeneinheit
$N$	Plattensteifigkeit
$p$	Druck
$q$	Querkraft pro Längeneinheit
$q_m$	Massendurchfluß
$q_v$	Volumendurchfluß
$r$	Radiale Koordinate
$R$	Radius, elektrischer Widerstand
$R_0$	Elektrischer Aufnehmerwiderstand bei Bezugstemperatur
$R_L$	Leitungswiderstand
$\hat{R}$	Spezifische Gaskonstante
$s$	Laplace-Variable
$t$	Zeit
$T$	Thermodynamische Temperatur
$T_0$	Thermodynamische Bezugstemperatur
$u$	Strömungsgeschwindigkeit, Verschiebung in radialer Richtung
$U_0$	Meßbrückenversorgungsspannung

---

$U_M$	Meßspannung bzw. Sensorsignal
$U_{MV}$	Verstärkte Meßspannung
$V_0$	Totvolumen des Durchflußsensors
$w$	Auslenkung, Verschiebung in z-Richtung
$W$	Strömungswiderstand, Energie
$w_0$	Konstante Führungsgröße
$x$	Systemvariable, Stromfadenkoordinate, Regelgröße
$x_0$	Statische Gleichgewichtslage
$z$	Koordinate
$Z$	Fluidische Impedanz

**Indizes**

$A$	Auslaß, Ausgang
$Au$	Gold
$b$	belastungsinduziert
$By$	Bypass
$diss$	dissipiert
$DMS$	DMS
$E$	Einlaß, Eingang
$eff$	effektiv
$G$	Gehäuse
$ges$	gesamt
$GK$	Gehäusekammer
$hom$	homogen
$KF$	Kalibrierfluid
$Korr$	Korrektur
$max$	maximal
$MF$	Meßfluid
$min$	minimal
$MP$	Meßplatte
$N$	Normzustand
$nom$	nominell
$PI$	Polyimid
$pot$	potentiell
$PSU$	Polysulfon
$r$	radial
$R$	Rand
$res$	resultierend
$SE$	Sensorelement
$t$	tangential
$th$	thermisch
$TM$	Trägermembran

**Griechische Buchstaben**

$\alpha$	Längenausdehnungskoeffizient
$\alpha_0$	Temperaturkoeffizient des Widerstandsaufnehmers
$\alpha_K$	Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit
$\beta$	Neigungswinkel des Sensorelements, Koeffizient der kubischen Federkraft
$\Delta$	Differenz
$\Delta_r$	Laplace-Operator in Polarkoordinaten
$\Delta k$	Systematischer Fehler der Dehnungsempfindlichkeit durch Leitungseinflüsse
$\Delta U_M$	Meßfehler infolge des Positionierungsfehlers des Sensorelements im Gehäuse
$\Delta\varphi$	Phasenfehler

$ \Delta X_A(j\omega) $	Amplitudenfehler
$\varepsilon$	Dehnung
$\gamma$	Korrekturfaktor
$\kappa$	Empirischer Beeinflussungsfaktor, Isentropenexponent
$\lambda_k$	k-ter Eigenwert der Regelstrecke
$\nu$	Kinematische Viskosität, Querkontraktionszahl
$\rho$	Spezifischer elektrischer Widerstand, Radienverhältnis
$\varrho$	Dichte
$\sigma$	Mechanische Spannung
$\sigma_0$	Vorspannung der Trägermembran
$\sigma(t)$	Einheits-Sprungfunktion
$\tau_A$	Anstiegszeit
$\tau_E$	Einschwingzeit
$\tau_I$	Integrationszeitkonstante
$\tau_L$	Laufzeit
$\tau_T$	Totzeit
$\varphi$	Koordinate
$\varphi_0$	Nullphasenwinkel, Phasenwinkel des idealen Sensors
$\varphi(\omega)$	Phasenwinkel
$\omega$	Kreisfrequenz
$\omega_0$	Eigenkreisfrequenz
$\eta$	Dynamische Viskosität
$\eta_V$	Verlustfaktor
$\psi$	Relative Dämpfung

### **Abkürzungen**

AD	Analog Digital
DFS	Durchflusssensor
DMS	Dehnungsmessstreifen
FS	Full Scale
FSO	Full Scale Output
PBM	Pulsbreitenmodulator
SMD	Surface Mounted Device

# Einleitung

In der einschlägigen Fachliteratur werden zahlreiche Sensoren zur Druck- bzw. Durchflußmessung vorgestellt, wobei vielfältige Meßprinzipien zum Einsatz gelangen. Ein systematischer Überblick, welche physikalischen Wirkprinzipien für meßtechnische Zwecke nutzbar sind, befindet sich in [1]. In [1–6] werden viele in der Praxis verwendete Meßgrößenaufnehmer und erforderliche elektrische Anpassungsschaltungen vorgestellt. Die Entscheidung, welcher Sensor bzw. welches Wirkungsprinzip für eine bestimmte Meßaufgabe eingesetzt wird, ist von *A-Priori*-Informationen über das Meßobjekt und von den Einsatzbedingungen des Sensors abhängig.

In den vergangenen Jahren sind hauptsächlich mikromechanische Sensoren zur Erfassung der Meßgrößen Beschleunigung, Drehrate, Druck und Durchfluß entwickelt worden. Diese Sensoren werden überwiegend durch anisotropes Ätzen und mit den Fertigungsverfahren der Silizium-Oberflächenmikromechanik hergestellt.

Zu den ersten Arbeiten auf dem Gebiet der mikromechanischen Drucksensoren gehören [7], [8] und [9]. Der in [7] vorgestellte Drucksensor besteht aus einer dünnen Siliziummembran, in die durch örtliche Dotierung piezoresistive Dehnungsmeißstreifen eingelagert werden. Die Widerstandsänderung dieser Dehnungsmeißstreifen ist ein Maß für die Größe des wirkenden Drucks. Während sich diese Veröffentlichung schwerpunktmäßig mit den physikalischen Grundlagen beschäftigt, wird in [8] ein technisches Realisierungsbeispiel für einen piezoresistiven Drucksensor dargestellt. Der in [9] beschriebene Drucksensor nutzt das kapazitive Meßprinzip aus. Der Drucksensor besteht aus zwei parallelen Kondensatorplatten, die sich unter Druckbeaufschlagung annähern. Die dadurch entstehende Kapazitätsänderung ist ebenfalls ein Maß für die wirkende Meßgröße Druck. Der überwiegende Teil der heute technisch bedeutenden mikromechanischen Drucksensoren verwendet entweder das piezoresistive oder das kapazitive Meßprinzip. Das Ziel der weiteren Entwicklung ist die Verbesserung der Sensoreigenschaften. Beispielsweise enthält [10] Vorschläge zur Linearisierung der statischen Kennlinie kapazitiver Drucksensoren. In [11] wird eine Möglichkeit der Temperaturkompensation CMOS-kompatibler kapazitiver Drucksensoren vorgestellt. Darüber hinaus sind in letzter Zeit piezoresistive Drucksensoren für Hochtemperaturanwendungen bis 300 °C entwickelt worden, siehe [12]. Der Meßbereich des Differenzdrucksensors beträgt 1 MPa. Ein evakuierter kapazitiver Absolutdrucksensor zur Messung des barometrischen Drucks wird in [13] vorgestellt. Der Sensor wird ebenfalls durch anisotropes Siliziumätzen und mit den Verfahren der Silizium-Oberflächenmikromechanik hergestellt. In [14] wird ein kapazitiver Differenzdrucksensor für einen Meßbereich von 100 kPa beschrieben. Dieser Sensor zeichnet sich durch eine hohe Überlastfestigkeit aus, die dem 250-fachen Nenndruck entspricht. Eine Neuentwicklung zur Messung von Drücken wird in [15] beschrieben. Auf einer dünnen Siliziummembran befindet sich

ein elektrostatischer Aktor, der in Resonanz betrieben wird. Aufgrund der druckinduzierten elastischen Verformung der Membran verändert sich die Kapazität der Detektorkondensatoren, so daß eine druckproportionale Resonanzfrequenzverschiebung des Aktors hervorgerufen wird. Dieser Sensor besitzt den Vorteil einer hohen Auflösung, da Frequenzverschiebungen präzise meßbar sind.

Die Aktivitäten der letzten Jahre auf dem Gebiet der mikromechanischen Strömungs- bzw. Durchflußsensorentwicklung sowie die verwendeten physikalischen Wirkprinzipien werden im Übersichtsartikel [16] beschrieben, wobei folgende Neuentwicklungen Beachtung verdienen:

In [17] wird ein neuartiger Durchflußsensor vorgestellt, der die Kraftwirkung des strömenden Fluids auf zwei orthogonale magnetostriktive Drähte ausnutzt, um die Strömungsgeschwindigkeit bzw. den Volumendurchfluß zu messen. Der in [18] vorgestellte Durchflußsensor eignet sich zur Durchflußmessung gasförmiger Medien. Eine geneigte Platte erfährt infolge des aerodynamischen Auftriebs elastische Verformungen, die mit Dehnungsmeßstreifen erfaßt werden. Die gemessenen Verformungen stellen ein Maß für den Durchfluß dar. Eine Vielzahl der in Silizium-Mikromechanik hergestellten Durchflußsensoren nutzt die konvektive Wärmeübertragung von einem Heizleiter an das vorbeiströmende Fluid aus, um die Strömungsgeschwindigkeit zu messen, siehe [19, 20]. In [21] wird ein mikromechanischer Durchflußsensor vorgestellt, der nach dem Prinzip des *Prandtl'schen* Staurohres arbeitet. Ein kombinierter Druck- und Durchflußsensor wird in [22] beschrieben.

Die technisch bedeutsamen mikromechanischen Durchflußsensoren werden *ausnahmslos* mit den Verfahren der Silizium-Mikromechanik hergestellt und besitzen häufig eine *geringe* Empfindlichkeit und eine *nichtlineare* Übertragungskennlinie.

Als Konsequenz der fortschreitenden Entwicklung mikromechanischer Druck- und Durchflußsensoren entstehen durch die Kombination fluidischer Sensorik mit der fluidischen Aktorik integrierte Mikrodosiersysteme. In [23] wird ein chemisches Analysesystem vorgestellt. Die Veröffentlichungen [24] und [25] stellen Mikropumpen mit integriertem Durchflußsensor zur Handhabung gasförmiger und flüssiger Medien vor. Ein Gashandhabungssystem wird in [26] beschrieben. Der Aufbau und die Funktionsweise eines Drei-Wege-Mikroventils zur Blutanalyse werden in [27] dargestellt. Ein fluidisches Mikrosystem zur Kühlung elektronischer Hochleistungsbaugruppen wird in [28] beschrieben.

Die vorgestellten Mikrodosiersysteme werden ausnahmslos mit den Fertigungsverfahren der Silizium-Mikromechanik hergestellt.

Anfang der 90 er Jahre wurde am Institut für Mikrostrukturtechnik des Forschungszentrums Karlsruhe ein neuartiges Herstellungsverfahren entwickelt, das die Fertigungsverfahren Mikrospritzguß (Abformung), Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung kombiniert. Die mikromechanischen Funktionsstrukturen werden auf einem Silizium-Wafer, der lediglich als Substrat dient, mit fotosensitiven Positiv- oder Negativlacken durch optische Lithografie aufgebaut. Elektrisch leitende Funktionsschichten (Metalle) werden durch Sputtern oder Aufdampfen auf die vorstrukturierten Lackschichten aufgebracht und anschließend mit optischer Lithografie und isotroper bzw. anisotroper Ätzprozesse strukturiert. Die auf diese Weise hergestellten Mikrostrukturen sind auf dem Wafer in größeren Einheiten – sogenannten Nutzen – zusammengefaßt. Die fertig prozessierten Mikrostrukturen werden anschließend durch zweimalige Anwendung des Verfahrens der Membranübertragung zwischen dem Ober-

und dem Unterteil des Kunststoffgehäuses eingefügt. Dieser Einhausungsprozeß findet ebenfalls im Nutzen statt. Die benötigten Kunststoffgehäuseteile werden im Spritzgußverfahren durch die Abformung eines mikromechanisch gefertigten Spritzgußwerkzeugs (Formeinsatz) hergestellt. Nach der Vereinzelung der im Nutzen eingehäusten Mikrostrukturen sind diese einsatzbereit. Das erste mit dieser Technologie hergestellte mikromechanische Produkt ist eine Mikromembranpumpe mit thermopneumatischem Aktor, siehe [29]. Die Pumpenmembran besteht aus Polyimid und trägt einen Heizleiter aus Gold. Der Heizleiter wird von einem gepulsten Strom durchflossen, der die dissipierte elektrische Leistung in Form von Wärme an das in der Aktorkammer eingeschlossene Gas abgibt. Die periodische Expansion und Entspannung des Aktorgases bewirkt eine Auf- und Abbewegung der Pumpenmembran, so daß eine Fluidförderung durch die Mikropumpe stattfindet, die durch passive Ventile gesteuert wird. Die Pumpenmembran befindet sich zwischen zwei Gehäusehälften aus Polysulfon. Die Gehäusehälften beinhalten passive Funktionselemente der Mikropumpe, wie z. B. Aktor- und Fluidkammer, Ventilsitze und Fluidkanäle. Die Pumpenmembran und der Heizleiter werden auf einem Silizium-Wafer mit optischer Lithografie und naßchemischen Ätzverfahren hergestellt. Auf einem Wafer mit 100 mm Durchmesser werden zwei Nutzen zu je 12 Mikropumpen im Batch-Verfahren gefertigt. Die fertig prozessierte Pumpenmembran wird mit dem Verfahren der Membranübertragung, siehe Kapitel 1, vom Silizium-Wafer gelöst und durch die Anwendung der Kammerklebetechnik, siehe [30], dauerhaft mit dem Pumpengehäuseoberteil verbunden. In einem zweiten Verklebeprozess wird das Gehäuseunterteil auf der Polyimidmembran fixiert. Anschließend werden die beiden Nutzen vereinzelt. Seit 1997 wird am Forschungszentrum Karlsruhe die Abfolge der Fertigungsverfahren Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung mit dem Akronym AMANDA<sup>1</sup> bezeichnet, siehe [31].

Aufgrund der großen Flexibilität der verwendeten Fertigungsverfahren wurden aufbauend auf den gewonnenen Erfahrungen mit der Mikromembranpumpe Mikroventile mit pneumatischem bzw. elektro-thermo-pneumatischem Aktor entwickelt und hergestellt, siehe [32] und [33]. Es existieren derzeit lediglich fluidische Aktoren. Die zum Aufbau von Mikrodosier- und Mikroanalysesystemen unabdingbare Sensorik zur Messung von Drücken und Durchflüssen ist nicht verfügbar.

Die vorliegende Dissertation befaßt sich deshalb mit der Neuentwicklung mikromechanischer Druck- und Durchflusssensoren, siehe Abb. 1, mit folgenden Zielen:

- Einfache und kostengünstige Herstellung der Sensoren für die Anwendungsgebiete Medizin- und Umwelttechnik, Luftfahrtindustrie, Turbulenzforschung, Klima- und Gebäudetechnik. In diesen Einsatzgebieten werden vornehmlich Drucksensoren im Differenzdruckmeßbereich von 0 bis 350 hPa benötigt. Da die zum Einsatz gelangenden Kunststoffe einen wesentlich kleineren Elastizitätsmodul als Silizium besitzen, sind sie bei geringer Baugröße hervorragend zur Messung kleiner Druckdifferenzen geeignet.

Außerdem erscheint die Neuentwicklung von Durchflusssensoren mit *höherer* Empfindlichkeit – verglichen mit den in Silizium-Mikromechanik hergestellten Sensoren – und *linearer* Kennlinie lohnenswert.

---

<sup>1</sup>Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung

- Monolithische Integrationsfähigkeit der Sensoren in die Mikromembranpumpe und in das Mikroventil<sup>2</sup>, um komplexe kostengünstige Mikrodosier- und Mikroanalyseysteme aufzubauen.
- Demonstration der Leistungsfähigkeit der entwickelten Sensoren am Beispiel der Volumendurchflußregelung der Mikromembranpumpe

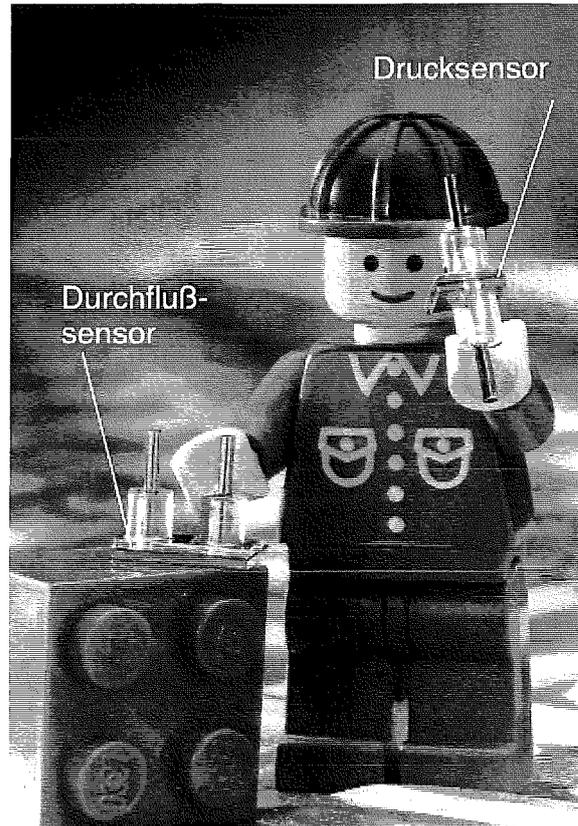


Abbildung 1: Die neu zu entwickelnden Sensoren im Größenvergleich.

Nachdem in diesem Kapitel der Stand der Technik und die Zielsetzung der Dissertation erläutert wurden, folgen in Kapitel 1 die Zusammenstellung der Anforderungen an die zu entwickelnden Sensoren sowie konzeptionelle Überlegungen. Des weiteren wird die Gestaltung und die Funktionsweise der Sensoren beschrieben. Kapitel 2 befaßt sich mit dem statischen Übertragungsverhalten der Sensoren. Es behandelt die Berechnung der Empfindlichkeit des Druck- und des Durchflußsensors und beschreibt konstruktive Möglichkeiten zu ihrer Beeinflussung. Des weiteren enthält dieses Kapitel eine Vielzahl der während der Sensorerprobung gewonnenen Erfahrungen und zeigt Optimierungspotentiale auf. Das Kapitel 3 beschäftigt sich mit dem dynamischen Übertragungsverhalten der Sensoren. Im abschließenden Kapitel 4 wird als Anwendungsbeispiel für den Durchflußsensor die volumendurchflußgeregelte Mikromembranpumpe vorgestellt. Dieses Kapitel enthält für den Praktiker zahlreiche Hinweise bezüglich der Leistungsfähigkeit der entworfenen Regelung und zukünftiger sinnvoll einsetzbarer Regelungskonzepte.

<sup>2</sup>Mit dem Begriff Mikromembranpumpe bzw. Mikroventil sind stets die in [29] bzw. in [32] und [33] vorgestellten fluidischen Aktoren gemeint.

# Kapitel 1

## Konzeption und Gestaltung des Druck- und des Durchflußsensors

Die Herstellung der thermopneumatischen Mikropumpe und die der aktiven Mikroventile wird ausführlich in [29] und [33] beschrieben. Dabei erfordert die Ausführung der Verklebeprozesse, mit denen die Pumpenmembran bzw. die Ventilmembran zwischen den oberen und den unteren Gehäuseteilen im Nutzen positioniert eingefügt wird, erhöhte Sorgfalt. Vor dem eigentlichen ersten Verklebeprozess muß das obere Gehäuseteil auf der Polyimid-Membran justiert und mit einer definierten Kraft auf den Membranverbund, der sich auf einem Silizium-Wafer befindet, gepreßt werden. Diese Justierung erfolgt mittels zweier gegenüberliegender Justiermarken auf dem Wafer und dem abgeformten Gehäuseteil, die unter einem Lichtmikroskop zur Deckung gebracht werden müssen. Trotz dieses Aufwands treten Positionierungsfehler bis maximal  $50\ \mu\text{m}$  auf, die nicht wesentlich reduzierbar sind. Diese Positionierungsfehler sind für die Mikropumpen- bzw. die Mikroventilfertigung aufgrund der Größe der Funktionsstrukturen unerheblich, die Integration wesentlich kleinerer Sensoren wird jedoch erschwert. Diese Tatsache führt zur Formulierung folgender fertigungstechnischer Randbedingung, die für die Sensorentwicklung von entscheidender Bedeutung ist: *Das statische und das dynamische Übertragungsverhalten des Druck- bzw. des Durchflußsensors muß unabhängig von seiner Positionierung im Sensorgehäuse sein.*

Die thermopneumatische Mikropumpe und die aktiven Mikroventile besitzen eine Membran, die sich zwischen dem oberen und dem unteren Gehäuseteil befindet. Außerhalb der funktionellen Bereiche der Mikropumpe und des Mikroventils ist die Membran zweckmäßig zur Lagerung der Sensoren verwendbar. Der Heizleiter der Mikropumpe wird aus einer aufgedampften Goldschicht herausgeätzt. Außerhalb der Funktionsbereiche ist diese Goldschicht verwendbar, um beispielsweise elektrische Leiterbahnen zur Sensorkontaktierung herzustellen.

Der zu entwickelnde Druck- bzw. Durchflußsensor wird zunächst für den Einsatz in gasförmigen Medien – vorzugsweise Luft und Stickstoff – konzipiert. Die prinzipielle Eignung der Sensoren zur Druck- und Durchflußmessung in flüssigen elektrisch leitenden Medien muß gegeben sein.

Die Festlegung der Meßbereiche erfolgt nach praktischen Gegebenheiten. Zur Anwendung des Drucksensors in mikrofluidischen Systemen ist ein Differenzdruck-Meßbereich von 250 hPa

ausreichend. Der Einsatz des Sensors als Absolutdruckmeßgerät in der Vakuumtechnik erfordert einen linearen Meßbereich von 1000 hPa. Somit wurde die Aufteilung der Meßbereiche wie folgt durchgeführt: 0 bis jeweils 250 hPa, 500 hPa, 750 hPa und 1000 hPa.

Die Durchflusssensoren werden für die Meßbereiche 0 bis jeweils  $100 \text{ mm}_n^3/\text{min}$ ,  $1000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$  und  $10000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$  hergestellt, wobei der Index  $n$  den Normzustand <sup>1</sup> bezeichnet. Damit wird der für mikrofluidische Anwendungen interessante Meßbereich, beginnend bei der Fluiddosierung über Durchflußmessungen an den leistungsstärksten Mikropumpen bis an die untere Meßbereichsgrenze der bereits kommerziell erhältlichen Durchflusssensoren, vollständig abgedeckt.

Im folgenden werden fertigungstechnische und technische Anforderungen an die zu entwickelnden Sensoren unabhängig voneinander zusammengestellt und nach ihrer Priorität gewichtet.

## 1.1 Fertigungstechnische Anforderungen

Die Bewertung aller bisher diskutierten fertigungstechnischen Gegebenheiten führt zur Aufstellung einer Anforderungsliste. Sie definiert Randbedingungen, an denen sich alle prinzipiellen technischen Realisierungsmöglichkeiten orientieren müssen.

### Festanforderungen

- Monolithische Integrierbarkeit des Druck- bzw. des Durchflusssensors in die Mikromembranpumpe bzw. das Mikroventil
- Das Herstellungsverfahren der Mikromembranpumpe bzw. des Mikroventils darf durch die Sensorintegration nicht erschwert werden
- Fehlertolerante Auslegung der zu konzipierenden Sensoren gegenüber unvermeidbaren fertigungsbedingten Positionierungsfehlern im Sensorgehäuse

### Mindestanforderungen

- geringer Fertigungsaufwand
- Möglichkeit der Fertigung im Batch-Verfahren mit Standardprozessen
- Geringe Größe der Sensoren, um einen hohen Bedeckungsgrad des Wafers und niedrige Stückkosten zu gewährleisten
- Einsatz der Sensoren in Luft- und Stickstoffatmosphäre
- Einfache zuverlässige elektrische und fluidische Kontaktierung der Sensoren

### Wünsche

- Prinzipielle Eignung der Sensoren für den Einsatz in elektrisch leitenden flüssigen Fluiden

---

<sup>1</sup>Die Normzustandsbedingungen werden nach DIN 1343 bei der Normtemperatur  $T_N = 273,15 \text{ K}$  und dem Normdruck  $p_N = 1013,25 \text{ hPa}$  berechnet.

## 1.2 Technische Anforderungen

Zur qualitativen Beurteilung der Eigenschaften eines Sensors bedarf es eines allgemeingültigen Maßstabs. Dieser Maßstab wird vom Anwender bestimmt, in dem er seine Wünsche an das Sensorübertragungsverhalten als Eigenschaften eines *idealen* Sensors definiert. Die Anforderungen an einen idealen Sensor folgen unmittelbar aus dem *Kausalitätsprinzip*. Das Meßsignal  $x_A(t)$  eines *idealen* Sensors muß zu jedem Zeitpunkt in einem ursächlichen Zusammenhang mit der Meßgröße  $x_E(t)$  stehen. Die einfachste Kausalität ergibt im Zeitbereich

$$x_A(t) = K \cdot x_E(t), \quad \text{mit} \quad K = \text{konst.} \quad (1.1)$$

Da die Übertragungskonstante  $K$  identisch mit der Empfindlichkeit des Sensors ist, ergibt sich hieraus unmittelbar die Forderung nach einer *konstanten* Empfindlichkeit bzw. einem *linearen* statischen Übertragungsverhalten.

Das *Kausalitätsprinzip* besagt weiterhin, daß die Systemantwort der Systemerregung zeitlich nachfolgen muß. Daher entsteht aufgrund der Signallaufzeiten zwischen der wirkenden Meßgröße und dem Meßsignal des Sensors eine Totzeit  $\tau_T$ . Infolgedessen gilt im Zeitbereich

$$x_A(t) = K \cdot x_E(t - \tau_T), \quad \text{mit} \quad \tau_T \geq 0, \text{ konstant.} \quad (1.2)$$

Durch *Fourier*-Transformation von Gleichung (1.2) ergibt sich mit dem Rechtsverschiebungssatz der *Fourier*-Transformation

$$G(j\omega) = \frac{\mathcal{F}\{x_A(t)\}}{\mathcal{F}\{x_E(t)\}} = |G(j\omega)| \cdot e^{j\varphi_0} = K \cdot e^{-j\omega\tau_T}. \quad (1.3)$$

Aus Gleichung (1.3) ist ersichtlich, daß der *ideale* Sensor einen *frequenzunabhängigen* Amplitudenfrequenzgang und einen *linearen* Phasenfrequenzgang  $\varphi_0 = -\omega\tau_T$  besitzt.

Reale Sensoren besitzen zur Wandlung der Meßgröße in ein elektrisches Signal potentielle und häufig auch kinetische Energiespeicher sowie Energiedissipatoren. Die Anzahl und die Größe dieser Energiespeicher beeinflussen den zeitlichen Verlauf des Meßsignals. Der Sensor besitzt daher ein frequenzabhängiges Übertragungsverhalten und verfügt lediglich innerhalb eines durch Eckfrequenzen begrenzten Frequenzbereichs über ideale Eigenschaften. Ein *realer* Sensor, dessen Übertragungseigenschaften von denen des *idealen* Sensors abweichen, verursacht somit statische und dynamische Meßfehler.

Neben der Forderung, daß Druck- und Durchflusssensoren innerhalb der Eckfrequenzen die Eigenschaften eines idealen Sensors aufweisen müssen, bestehen aus Sicht des Anwenders zahlreiche weitere Wünsche, deren Quantifizierung erst für das konkrete Einsatzgebiet möglich ist. Zu diesen Wünschen gehören:

- Tiefpaß-Übertragungsverhalten des Sensors
- hohe obere Grenzfrequenz
- hohe Empfindlichkeit
- gute Reproduzierbarkeit des Meßwertes, d. h. geringe Signaldrift und Hysterese
- Fähigkeit zur Störgrößenunterdrückung

- geringer Aufwand zur elektrischen Meßsignalerfassung und -weiterverarbeitung
- geringe stationäre Leistungsaufnahme (betrifft nur passive Sensoren).

Diese Aufstellung ist keineswegs vollständig, aber sie verdeutlicht, daß jeder Sensor eine Vielzahl von Anforderungen erfüllen muß.

### 1.3 Aufbau und Funktionsweise des Drucksensors

In Abb. 1.1 ist ein Schnitt durch den in dieser Dissertation entwickelten Drucksensor dargestellt, siehe auch [34] und [35]. Zwischen einem Gehäuseoberteil und einem -unterteil aus

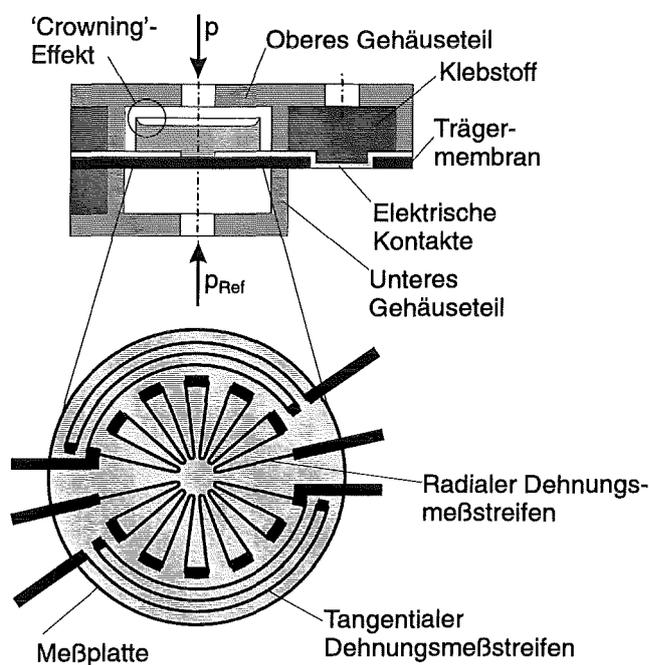


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung des Drucksensors.

Polysulfon befindet sich eine Polyimid-Trägermembran mit einer Dicke von  $1,5 \mu\text{m}$ . Auf der Trägermembran sind vier Dehnungsmessstreifen (DMS) aus Gold angeordnet, die eine Rosette bilden, wobei die beiden äußeren Dehnungsmessstreifen tangentielle Verformungen und die beiden inneren eine Kombination aus radialen und tangentialen Dehnungen erfassen. Die DMS besitzen eine Dicke von  $0,1 \mu\text{m}$  und eine nominelle Strukturbreite von  $12 \mu\text{m}$ . Die tangentialen Verbindungsleiterbahnen des radialen DMS bzw. die radialen Verbindungsleiterbahnen des tangentialen DMS besitzen eine Breite von  $20 \mu\text{m}$ , siehe Abb. 1.1. Die DMS-Rosette wird vollständig durch eine kreisförmige Polyimidschicht mit einer nominellen Dicke von  $30 \mu\text{m}$  bedeckt. Die Polyimidschicht wird als Meßplatte bezeichnet, da ihre druckinduzierten elastischen Dehnungen mit der DMS-Rosette erfaßt werden. Die DMS sind somit vollständig zwischen Trägermembran und Meßplatte eingegossen. Der Meßplattendurchmesser beträgt bei einem Drucksensor mit einem Meßbereich von  $20 \text{ hPa}$  ca.  $1300 \mu\text{m}$  und nimmt mit steigendem Meßbereich kontinuierlich ab, so daß ein Sensor mit einem Meßbereich von  $1000 \text{ hPa}$  einen

Meßplattendurchmesser von  $580\ \mu\text{m}$  besitzt, siehe Tabelle 1.1 und Tabelle 1.3. Zur Vereinfachung der Bezeichnungsweise werden der von der Meßplatte abgedeckte Teil der Trägermembran, die darauf applizierte Gold-DMS-Rosette und die Meßplatte selbst künftig gemeinsam als Sensorelement bezeichnet. In Abb. 1.1 ist der Rand der Meßplatte erhöht dargestellt. Diese Randüberhöhung resultiert aus einer Eigenschaft des verwendeten ester-basierten Polyimid-Vorprodukts und wird im Englischen als 'Crowning'-Effekt bezeichnet, siehe [36] und [37]. Er entsteht bei der Polymerisation des Polyimid-Vorprodukts im Vakuumofen infolge der Schrumpfung des Resists, da die Diffusion des Lösungsmittels aus der Mantelfläche schneller als aus ihrer Stirnfläche erfolgt. Der radial verlaufende 'Crowning'-Effekt ruft radiale Dehnungsgradienten hervor, die eine definierte Messung der radialen Dehnungen im Randbereich der Meßplatte verhindern. Deshalb sind zur Minimierung dieses Einflusses auf das Sensorsignal die tangentialen DMS im Randbereich der Meßplatte angeordnet. Aus Abb. 1.1 ist ersichtlich, daß der Meßdruck von oben auf die Trägermembran und die Meßplatte wirkt, während der Referenz- bzw. Umgebungsdruck den Sensor von unten beaufschlagt. Eine Vertauschung von Referenz- und Meßdruckanschluß ist bedingt möglich, da die mechanischen Randbedingungen des Sensorelements von der Wirkungsrichtung des Meßdrucks abhängig sind, siehe Kapitel 2. Infolge der Druckbeaufschlagung verformt sich die Meßplatte elastisch, wobei die dadurch entstehenden mechanischen Dehnungen mit den DMS detektiert werden.

Die Meßplatte definiert die Übertragungseigenschaften des Sensors. Im Bereich kleiner Auslenkungen gilt nach der Plattentheorie 1. Ordnung (*Kirchhoffsche* Theorie) die direkte Proportionalität zwischen wirkender Druckbelastung und den dadurch hervorgerufenen radialen und tangentialen Dehnungen, siehe [38] und [39]. Da der Dehnungs-Widerstands-Effekt ebenfalls linear ist, ergibt sich ein Drucksensor mit einer linearen statischen Übertragungskennlinie bzw. konstanter Empfindlichkeit, wie er nach Gleichung (1.2) gefordert wird. Die Trägermembran dient lediglich zur elastischen Lagerung des Sensorelements. Wie in Kapitel 2 gezeigt wird, werden durch die Trägermembran Zug-Normalkräfte in die Meßplatte eingeleitet, so daß ein kombiniertes Scheiben-Platten-Problem vorliegt, das mit der Plattentheorie 1. Ordnung nicht zutreffend mechanisch beschreibbar ist. Bei entsprechender Dimensionierung der Trägermembran bleiben die Übertragungseigenschaften des Drucksensors jedoch in guter Näherung linear.

Der beschriebene Aufbau des Drucksensors erfüllt alle fertigungstechnischen und technischen Anforderungen. Durch die Verwendung einer Polyimid-Membran ist der Drucksensor monolithisch in die Mikropumpe integrierbar. Die Membran übernimmt im Aktor der Mikropumpe die Funktion der Pumpenmembran und bildet außerhalb der Pumpe die elastische Lagerung des Sensorelements. Diese Lagerung ist isotrop elastisch, wenn sich der Sensor zentrisch in seinem Gehäuse befindet. Treten jedoch fertigungsbedingte Positionierungsfehler auf, geht diese Isotropie verloren. In Kapitel 2 wird gezeigt, daß der Sensor fehlertolerant bezüglich dieser Positionierungsfehler ausgelegt ist. Die Übertragungseigenschaften des Sensors sind somit unabhängig gegenüber Positionierungsfehlern des Sensorelements im Gehäuse. Da die DMS-Rosette und der Heizleiter der Mikropumpe aus Gold bestehen, sind diese Strukturen wirtschaftlich gemeinsam in einem Arbeitsschritt herstellbar.

Der Drucksensor besitzt somit innerhalb der Meßbandbreite alle Eigenschaften des idealen Sensors.

Eine Erläuterung des physikalischen Meßeffekts sowie die Möglichkeiten der Meßsignalanpassung und Störsignalunterdrückung folgt im nächsten Abschnitt.

### 1.3.1 Meßeffekt und Meßsignalanpassung

Der beschriebene resistive Drucksensor nutzt die physikalische Tatsache aus, daß mechanische Normalspannungen eine Längen- und Querschnittsänderung eines elektrischen Leiters sowie eine Änderung des spezifischen elektrischen Widerstandes hervorrufen, die eine Widerstandsänderung des Leiters bewirken. Wie in [4] und [40] gezeigt wird, ist der Zusammenhang zwischen der relativen Widerstandsänderung des metallischen Leiters und der wirkenden mechanischen Dehnung gegeben durch

$$\frac{\Delta R}{R} = \left[ 1 + 2\nu_{DMS} + \frac{1}{\rho} \frac{\Delta \rho}{\varepsilon} \right] \varepsilon = k \cdot \varepsilon, \quad (1.4)$$

wobei Dehnung  $\varepsilon$  und Widerstandsänderung  $\Delta R$  vorzeichenbehaftet sind. Der Dehnungs-Widerstands-Effekt ist hervorragend für den Einsatz in der Mikrosensorik geeignet, da er von der Größe des metallischen Leiters und damit von der Baugröße des Sensors unabhängig ist. Die Dehnungsempfindlichkeit bezeichnet der sogenannte  $k$ -Faktor. Dieser setzt sich aus zwei Anteilen zusammen. Der Term  $1 + 2\nu_{DMS}$  wird als geometrischer Anteil bezeichnet. Er entsteht aufgrund der elastischen Verformung des Leiters und ist weitgehend materialunabhängig. Der Ausdruck  $\Delta\rho/(\rho\varepsilon)$  stellt den Gefügeanteil dar, der hauptsächlich vom verwendeten Werkstoff abhängig ist. Der Gefügeanteil ist konstant, da die Änderung des spezifischen Widerstandes ebenfalls dehnungsabhängig ist. Bei einem metallischen DMS überwiegt der geometrische Anteil gegenüber dem Gefügeanteil, so daß sich mit  $\nu_{DMS} = 0,3$  eine Dehnungsempfindlichkeit von  $k = 2$  ergibt.

Im Gegensatz dazu dominiert bei Halbleiter-DMS der Gefügeanteil. Typische Dehnungsempfindlichkeiten für einen Halbleiter-DMS liegen je nach Konzentration der Dotieratome im Bereich von  $k \approx 180 \dots 200$ . Jedoch steht der um ca. zwei Zehnerpotenzen höheren Empfindlichkeit, im Vergleich zu metallischen DMS, eine große und stark nichtlineare Temperaturabhängigkeit entgegen. Der Widerstands-Dehnungs-Effekt von Halbleitern wird durch folgende nichtlineare Beziehung beschrieben, siehe [40]

$$\frac{\Delta R}{R} = k\varepsilon \frac{T_0}{T} + C\varepsilon^2 \left( \frac{T_0}{T} \right)^2 \pm \dots \quad (1.5)$$

Die Widerstandsänderungen eines metallischen DMS bei mechanischer Beanspruchung sind gering. Typische Werte der mit einem DMS meßbaren Dehnungen liegen im Bereich von  $\approx 10^{-6} \dots 10^{-3}$ . Somit liegt die dehnungsinduzierte relative Widerstandsänderung des DMS bei einer Dehnungsempfindlichkeit von  $k = 2$  in der Größenordnung von  $\approx 5 \cdot 10^{-5} \dots 5 \cdot 10^{-2}$ . Die geringe Größe der relativen Widerstandsänderung erfordert eine Meßsignalanpassung. Sie bewirkt, daß die Widerstands- bzw. die relative Widerstandsänderung in eine dehnungsproportionale Meßspannung überführt wird. In Abb. 1.2 ist das elektrische Ersatzschaltbild des Drucksensors dargestellt. Die Anpassungsschaltung besteht aus einer *Wheatstoneschen* Meßbrücke mit nachgeschaltetem Spannungsverstärker. Der Spannungsverstärker besitzt eine hohe Eingangsimpedanz, damit die Meßbrückendiagonale stromlos bleibt. Dadurch ist sichergestellt, daß dem Meßsignal keine Leistung entzogen wird und die Sensorsignalverstärkung rückwirkungsfrei erfolgt. Die vier DMS des Drucksensors bilden die *Wheatstonesche*

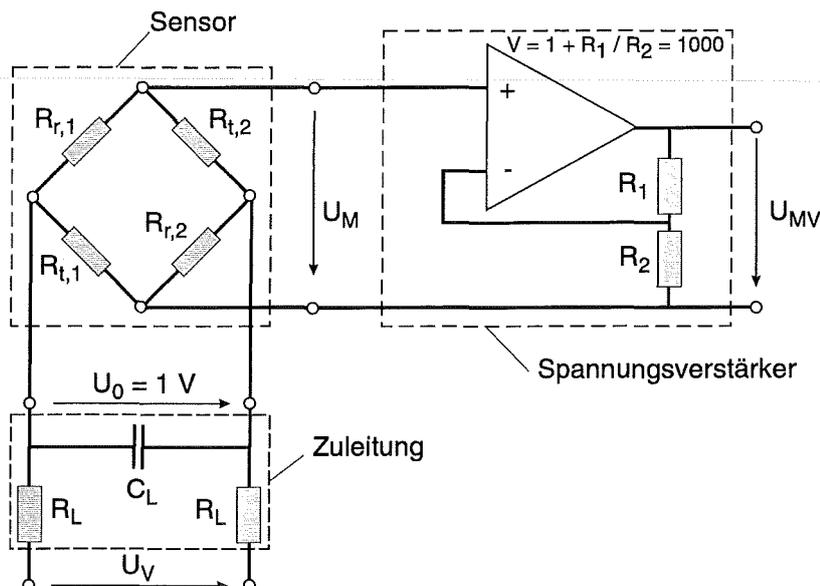


Abbildung 1.2: Elektrisches Ersatzschaltbild des Drucksensors und Anpassungsschaltung.

Meßbrücke, die mit einer konstanten Speisespannung  $U_0 = 1 \text{ V}$  betrieben wird. Die Brückenschaltung unterdrückt den Gleichanteil der Aufnehmerwiderstände und verstärkt lediglich die durch die Meßgröße hervorgerufenen Widerstandsänderungen. Die Meßspannung  $U_M$  beträgt für kleine Widerstandsänderungen nach [41]

$$U_M = \frac{U_0}{4} \left[ \left( \frac{\Delta R}{R} \right)_{r,1} - \left( \frac{\Delta R}{R} \right)_{t,1} - \left( \frac{\Delta R}{R} \right)_{t,2} + \left( \frac{\Delta R}{R} \right)_{r,2} \right]. \quad (1.6)$$

Neben der Konstantgleichspannungsspeisung der *Wheatstoneschen* Meßbrücke existiert die Möglichkeit, die Vollbrücke mit einem konstanten Strom  $I_0$  zu versorgen. Die Meßspannung berechnet sich demnach zu

$$U_M = \frac{I_0}{4} [\Delta R_{r,1} - \Delta R_{t,1} - \Delta R_{t,2} + \Delta R_{r,2}], \quad (1.7)$$

wenn

$$R_{r,1} = R_{t,1} = R_{t,2} = R_{r,2} = R \quad (1.8)$$

gilt. Die spezifischen Vor- und Nachteile dieser beiden Betriebsmöglichkeiten werden im folgenden diskutiert.

Beim Betrieb der Meßbrücke mit einer Konstantgleichspannung  $U_0$  ist die Meßspannung  $U_M$  von den *relativen* Widerstandsänderungen der Aufnehmerwiderstände abhängig, siehe Gleichung (1.6). Infolgedessen ist die relative Widerstandsänderung jedes Aufnehmerwiderstands von dem Temperaturkoeffizienten  $\alpha_0$  des verwendeten Leiters *unabhängig*. Diese Betriebsart ist deshalb für Aufnehmerwiderstände mit großem Temperaturkoeffizienten geeignet. Sie erfordert jedoch zur Kompensation des von den Sensor-Zuleitungswiderständen hervorgerufenen Spannungsabfalls eine Spannungsregelung, damit gewährleistet ist, daß die Meßbrücke mit konstanter Speisespannung  $U_0$  betrieben wird.

Bei Verwendung der Konstantstromspeisung ist die Meßspannung von den Zuleitungswiderständen des Drucksensors unabhängig, jedoch ist diese Betriebsart nur für Aufnehmer mit

geringem Temperaturkoeffizienten bzw. für kleine Temperaturbereiche einsetzbar, da die *absolute* Widerstandsänderung des DMS und somit die Störgröße Temperatur gemäß

$$R(T) = R_0[1 + \alpha_0(T - T_0)]. \quad (1.9)$$

als Meßfehler 1. Ordnung in die Meßspannung eingeht.

Aus den Gleichungen (1.6) und (1.7) ist ersichtlich, daß eine Spannungs- bzw. Stromregelung erforderlich ist, damit Versorgungsspannungs- bzw. Versorgungsstromschwankungen das Meßsignal nicht verfälschen.

Die Temperaturkompensation des Drucksensors erfordert, daß thermische Scheindehnungen  $\varepsilon_{th} = (\alpha_{PI} - \alpha_{Au}) \cdot (T - T_0)$ , die aufgrund der unterschiedlichen Längenausdehnungskoeffizienten von Polyimid und Gold auftreten, keine Änderung des Meßsignals hervorrufen. Diese Forderung wird durch die Verwendung der *Wheatstone*schen Brückenschaltung erfüllt, wenn alle vier Aufnehmerwiderstände der gleichen Temperaturänderung unterliegen. Aufgrund der geringen Größe des Drucksensors ist die Annahme, daß im Sensor eine homogene Temperaturverteilung herrscht, sicherlich gerechtfertigt. Beispielsweise gilt für die relative Widerstandsänderung der radialen DMS

$$\left(\frac{\Delta R}{R}\right)_{r,1} = \left(\frac{\Delta R}{R}\right)_{r,2} = k(\varepsilon_r + \varepsilon_{th}). \quad (1.10)$$

Aus der Forderung (1.8) und Gleichung (1.10) sowie der analogen Gleichung für die tangentialen Dehnung ergibt sich durch Einsetzen in Gleichung (1.6)

$$U_M = \frac{U_0}{2} k [(\varepsilon_r + \varepsilon_{th}) - (\varepsilon_t + \varepsilon_{th})] = \frac{U_0}{2} k [\varepsilon_r - \varepsilon_t]. \quad (1.11)$$

Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, daß thermische Scheindehnungen die Meßspannung nicht beeinflussen. Zusätzlich muß für eine wirksame Temperaturkompensation gefordert werden, daß der Längenausdehnungskoeffizient der Sensorgehäuseteile  $\alpha_{PSU} \approx \alpha_{PI}$  des Sensorelements ist, siehe Kapitel 2. Aus Gleichung (1.11) ist ersichtlich, daß die Differenz aus radialer und tangentialer Dehnung des Sensorelements zur Meßspannung beiträgt. In Kapitel 2 wird gezeigt, daß radiale und tangentiale Dehnung aufgrund der gegebenen mechanischen Randbedingungen ein identisches Vorzeichen besitzen, aber die radiale Dehnung stets größer als die tangentiale ist.

In Abb. 1.3 ist ein Drucksensor mit Kontaktierungsrahmen und SMD-Verstärkerschaltung dargestellt.

Die elektrische Kontaktierung des Drucksensors mit den entsprechenden Kontakten der SMD-Verstärkerschaltung erfolgt über einen Polymerleiter. Der Polymerleiter besteht aus einem elastischen Kunststoff-Grundkörper. Dieser Grundkörper ist mit Golddrähten von 50  $\mu\text{m}$  Dicke umwickelt, wobei jede Wicklung zu den direkt benachbarten elektrisch isolierend angebracht ist. Der Polymerleiter wird in das Langloch des Kontaktierungsrahmens eingelegt. Danach wird der Drucksensor – mit dem Fluidanschluß nach unten – in den Rahmen gedrückt. Diese vorgefertigte Baugruppe wird anschließend auf die Platine gelegt, so daß die elektrischen Kontakte des Sensors über den Polymerleiter mit denen der Verstärkerschaltung zuverlässig elektrisch verbunden sind. Diese Technik hat sich bereits bei der elektrischen Kontaktierung von LCD-Displays bewährt. Nun werden vier Senkkopfschrauben von unten in die Platinenbohrungen gesteckt und der Kontaktierungsrahmen sowie der Sensor werden fest zwischen

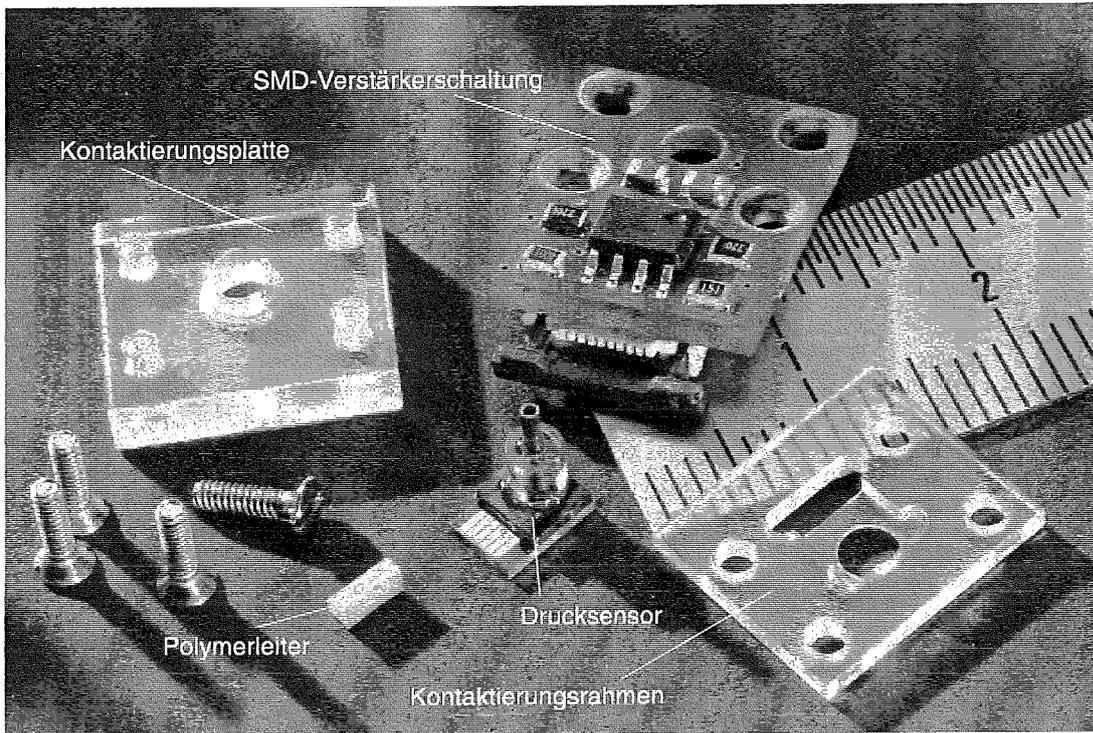


Abbildung 1.3: Drucksensor mit Kontaktierungsrahmen und SMD-Verstärkerschaltung.

der Kontaktierungsplatte und der Platine eingespannt. Der Drucksensor besitzt die äußeren Abmessungen  $5,5 \times 4,3 \times 1,2 \text{ mm}^3$ . Eine weitere Größenreduktion der Verstärkerschaltung wird erreicht, wenn statt der SMD-Technik eine Dickschichtschaltung aufgebaut wird, deren Auflage jedoch erst für eine Großserienproduktion rentabel ist.

### 1.3.2 Überschlägige Auslegung des Drucksensors

Zur überschlägigen Dimensionierung eines Drucksensors wird im folgenden eine einfache Gleichung hergeleitet, die sich in der Praxis bewährt hat. Dazu wird die Plattentheorie 1. Ordnung verwendet, die das elastische Verhalten dünner Platten im Bereich kleiner Auslenkungen unter der Wirkung externer Kräfte beschreibt, siehe [39], [38] und [42]. Die Differentialgleichung einer dünnen Kreisplatte, die mit einem konstanten rotationssymmetrischen Differenzdruck  $\Delta p$  beaufschlagt wird, ist gegeben durch

$$\Delta_r \Delta_r w = \frac{\Delta p}{N}, \quad (1.12)$$

wobei

$$N = \frac{E_{PI} h_{SE, nom}^3}{12(1 - \nu_{PI}^2)} \quad (1.13)$$

die Plattensteifigkeit und

$$\Delta_r = \frac{d^2}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left( r \frac{d}{dr} \right) \quad (1.14)$$

den Laplace-Operator in Polarkoordinaten bezeichnet. Mit  $E_{PI}$  wird der Elastizitätsmodul und mit  $\nu_{PI}$  die Querkontraktionszahl von Polyimid bezeichnet. Die nominelle Dicke des Sensorelements ist durch  $h_{SE,nom}$  gegeben. Nach einer Aufspaltung der Bipotentialgleichung (1.12) in zwei gekoppelte Potentialgleichungen ergibt sich die für die weitere Betrachtung zweckmäßige Form

$$N \frac{d}{dr} (\Delta_r w) = -q_r, \quad \text{mit} \quad q_r = -\frac{1}{r} \int_0^r \Delta p r \, dr, \quad (1.15)$$

siehe [38]. Sie wird im nächsten Kapitel von Bedeutung sein.

Die Lösung der Differentialgleichung (1.12) erfolgt mit den Randbedingungen einer dünnen Platte mit unterstütztem Rand. Dazu wird ein auflagerfestes Koordinatensystem verwendet, dessen Ursprung sich im Zentrum der Plattenmittelebene befindet. Die Verschiebungsrandbedingung lautet

$$w(r = R_{SE,nom}) = 0.$$

Die Momentenrandbedingung ist gegeben durch

$$M_r(r = R_{SE,nom}) = 0.$$

Wie in Kapitel 2 gezeigt wird, verschwindet das radiale Biegemoment  $M_r$  am Plattenrand bzw. am Rand des Sensorelements keineswegs. Die Vernachlässigung wird damit begründet, daß sicherlich keine feste Einspannung vorliegt. Die Lösung des Problems lautet

$$w(r) = \frac{1}{64} \left[ \frac{(\nu_{PI} + 5)}{(\nu_{PI} + 1)} R_{SE,nom}^4 - 2 \frac{(\nu_{PI} + 3)}{(\nu_{PI} + 1)} R_{SE,nom}^2 r^2 + r^4 \right] \frac{\Delta p}{N}, \quad (1.16)$$

siehe [38]. Die oben angegebene Gleichung beschreibt die elastische Verformung (Auslenkung) der Plattenmittelebene unter konstanter rotationssymmetrischer Druckbeaufschlagung. Die maximale Auslenkung  $w_{max}$  der Plattenmittelebene ergibt sich in der Plattenmitte an der Stelle  $r = 0$ . Aus Gleichung (1.16) erhält man

$$w_{max} = \frac{R_{SE,nom}^4 (\nu_{PI} + 5)}{64N(\nu_{PI} + 1)} \Delta p. \quad (1.17)$$

Die angewandte Theorie verlangt, daß diese Auslenkung gegenüber der Dicke und dem Radius der Platte klein ist. Leider existieren in der Literatur keine Angaben, die eine eindeutige Quantifizierung dieser Aussage gestatten. Nach einer konservativen Angabe in [43] gilt die Plattentheorie 1. Ordnung, wenn

$$w_{max} \leq 0, 2h_{SE,nom} \quad (1.18)$$

ist. In [44] wird die Bedingung  $w_{max} \leq 0, 3h_{SE,nom}$  genannt. Aus den Gleichungen (1.17), (1.18) und der Plattensteifigkeit  $N$  nach Gleichung (1.13) ist folgende Auslegungsformel für das Sensorelement herleitbar

$$\left( \frac{R_{SE}}{h_{SE}} \right)_{nom} \leq 2 \sqrt[4]{\frac{1}{15(1 - \nu_{PI})(\nu_{PI} + 5)} \cdot \frac{E_{PI}}{\Delta p_{max}}}. \quad (1.19)$$

Diese Gleichung gestattet eine überschlägige Auslegung des Sensorelements, wenn der Druckmeßbereich des Sensors und der Elastizitätsmodul sowie die Querkontraktionszahl des Plattenwerkstoffs bekannt sind. Da die maximal erreichbare Plattendicke durch die Viskosität des

verwendeten Polyimid-Vorprodukts gegeben ist, läßt sich aus Gleichung (1.19) der maximal zulässige Meßplattenradius berechnen. Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, daß bei gegebenem Elastizitätsmodul und gegebener Dicke  $h_{SE,nom}$  des Sensorelements der maximale Radius  $R_{SE,nom}$  um so größer sein darf, je kleiner der Meßbereich des Sensors ist. Ein großer Radius ist wünschenswert, da er hinreichend Platz für die Applikation der DMS-Rosette bietet und diese durch die Verwendung langer dünner Leiterbahnen möglichst hochohmig ausgelegt werden kann. Zur überschlägigen Dimensionierung des Sensorelements wird mit einer nominellen Dicke  $h_{SE,nom} = 30 \mu\text{m}$  gerechnet, die innerhalb der Spezifikation des Polyimid-Vorprodukts liegt, siehe [45].

Beim Entwurf der DMS-Rosette sind einige Grundregeln zu beachten:

Der Nominalwiderstand der tangentialen und radialen DMS muß gleich groß und mindestens  $50 \Omega$  betragen, um die Verlustleistung des Sensors und damit den fließenden Strom zu begrenzen. Eine zuverlässige Dehnungsmessung erfordert Meßleiter, die eine große Länge im Vergleich zu ihren Querschnittsabmessungen aufweisen, damit sich im Leiter ein einachsiger Spannungszustand ausbildet. Aufgrund des Prinzips von *de Saint-Venant*, siehe [46], ist die effektive Meßlänge um die Krafterleitungsstrecken am Anfang und am Ende des Meßleiters vermindert. Eine Abschätzung der Länge der Krafterleitungsstrecke befindet sich in [1]. In der Praxis hat sich  $l_{DMS} \geq 10 \cdot \max\{b, h\}$  zur Ermittlung der Meßgitterlänge eines radialen bzw. tangentialen DMS bewährt. Weiterhin ist darauf zu achten, daß

- die äußerste Leiterbahn des tangentialen DMS einen Abstand von ca.  $20 \mu\text{m}$  vom Meßplattenrand besitzt. Dadurch ist gewährleistet, daß die DMS-Rosette vollständig von der Meßplatte bedeckt ist,
- die radialen DMS möglichst nahe in der Mitte des Sensorelements beginnen
- der Abstand zwischen dem Außenradius des radialen DMS und dem Innenradius des tangentialen DMS möglichst groß ist,

um eine hohe Empfindlichkeit zu gewährleisten. Die beiden letzten Forderungen stammen aus der Interpretation von Gleichung (1.11). Damit das Sensorsignal bzw. die Empfindlichkeit möglichst groß wird, muß die Differenz aus radialer Dehnung  $\varepsilon_r$  und tangentialer Dehnung  $\varepsilon_t$  – unter Berücksichtigung der fertigungstechnischen Möglichkeiten – maximal werden.

An die DMS-Rosette schließen sich insgesamt sechs Zuleitungen an, die parallel aus dem Sensorgehäuse herausgeführt werden und zur Meßbrückenspeisung und zum Auslesen des Meßsignals benötigt werden, siehe Abb. 1.3. Prinzipiell sind vier Zuleitungen ausreichend, jeweils zwei zur Brückenspeisung und zur Meßsignalerfassung. Damit Überkreuzungen der Zuleitungen und somit Kurzschlüsse vermieden werden, sind je zwei Kontakte für die positive *und* negative Versorgungsspannung notwendig. Die DMS-Rosette besteht also aus zwei elektrischen Halbbrücken, die erst durch die Kontaktierung mit der SMD-Verstärkerschaltung zu einer Vollbrücke zusammengefaßt werden. Während die DMS-Rosette möglichst hochohmig auszulegen ist, müssen die Zuleitungswiderstände niederohmig sein, um verfälschende Einflüsse der Zuleitungswiderstände auf das Meßsignal zu verhindern, siehe [40].

Eine Abschätzung des Einflusses der Leitungswiderstände  $R_{L,1}$  und  $R_{L,2}$  auf die relative Widerstandsänderung eines DMS erfolgt mit Gleichung (1.4), wenn  $\Delta R = \Delta R_{DMS}$  und

$R = R_{DMS} + R_{L,1} + R_{L,2}$  gesetzt wird. Dann erhält man

$$\frac{\Delta R_{DMS}}{R_{DMS}} = k \left[ 1 + \frac{R_{L,1} + R_{L,2}}{R_{DMS}} \right] \varepsilon = k^* \varepsilon. \quad (1.20)$$

Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, daß die Leitungswiderstände zu einer scheinbaren Erhöhung der Dehnungsempfindlichkeit führen. Infolgedessen entsteht ein systematischer Fehler

$$\Delta k = \frac{k^*}{k} - 1 = \frac{R_{L,1} + R_{L,2}}{R_{DMS}}, \quad (1.21)$$

der bei Verwendung eines Widerstandsaufnehmers durch Kalibrierung auszugleichen ist. Diese Lösung ist jedoch beim Einsatz von vier Widerstandsaufnehmern in einer Vollbrückenschaltung nicht praktikabel, da konstruktionsbedingt die Leitungswiderstände jedes einzelnen DMS verschieden sind, was sich in einer unerwünschten Erhöhung des Offsets der Meßspannung äußert. Deshalb muß zur Vermeidung dieses Fehlereinflusses bei der Konstruktion der Leiterbahnen für jeden DMS die Bedingung

$$R_{DMS} \gg R_{L,ges}$$

erfüllt sein.

Die Breite der Zuleitungen des in Abb. 1.3 dargestellten Drucksensors beträgt  $500 \mu\text{m}$ . Die Zuleitungen sind somit 25 mal breiter ausgeführt als die Meßleiterbahnen der DMS-Rosette.

In Tabelle 1.1 sind wichtige Sensordaten zusammengestellt.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	$R_{SE,nom}/h_{SE,nom}$	$R_{SE,nom}$ in $\mu\text{m}$	$R_{GK}$ in $\mu\text{m}$	$R$ in $\Omega$
250	13,67	410	560	88
500	11,50	345	500	76
750	10,39	312	450	59
1000	9,67	290	450	55

Verwendete Stoff- und Geometriedaten:

E-Modul von Polyimid  $E_{PI} = 3 \text{ GPa}$

Querkontraktionszahl von Polyimid  $\nu_{PI} = 0,31$

Nominelle Dicke des Sensorelements  $h_{SE,nom} = 30 \mu\text{m}$

Radius der Sensorgehäusekammer  $R_{GK} \approx R_{SE,nom} + 150 \mu\text{m}$

Tabelle 1.1: Ergebnisse der überschlägigen Drucksensorauslegung nach Gleichung (1.19).

## 1.4 Aufbau und Funktionsweise des Durchflusssensors

In Abb. 1.4 ist ein Schnitt durch den Durchflusssensor dargestellt, siehe [47]. Er besteht aus jeweils zwei runden Kammern im Gehäuseober- und im Gehäuseunterteil, die durch Fluidkanäle miteinander verbunden sind. Der im oberen Gehäuseteil befindliche Verbindungskanal besitzt die Länge  $l = 3 \text{ mm}$  mit einem quadratischen Querschnitt der Seitenlänge  $a$  und wird seiner

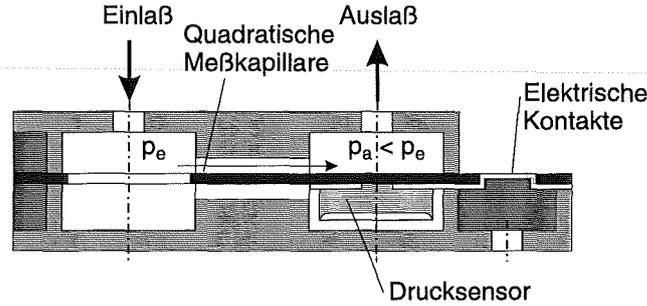


Abbildung 1.4: Schematische Darstellung des Durchflußsensors.

Funktion entsprechend als Meßkapillare bezeichnet. Bei geeigneter Dimensionierung der Meßkapillare bildet sich eine laminare Rohrströmung aus, so daß nach dem *Hagen–Poiseuille*-schen Gesetz für den Norm-Volumendurchfluß gilt

$$q_{v,N} = \frac{1}{W_N} \Delta p = \frac{1}{W} \frac{\rho}{\rho_N} \Delta p, \quad \text{mit} \quad W = \frac{24\eta l}{a^4}. \quad (1.22)$$

Mit dem Formelzeichen  $\rho$  wird die Fluidichte und mit  $\eta$  die dynamische Viskosität bezeichnet. Das Auftreten einer laminaren Rohrströmung erfordert eine Reynoldszahl  $Re < 2300$  und einen hinreichend langen Fluidkanal, damit sich das parabolische Strömungsprofil über dem Kapillarquerschnitt vollständig ausbildet. Eine Abschätzung der Einlaufstrecke<sup>2</sup> ergibt sich nach [48, 49] und [50] zu

$$l_e \approx (0,03 \dots 0,065) \cdot \frac{\bar{u}}{\nu} \cdot a^2 \approx (0,03 \dots 0,065) \cdot \frac{\rho_N}{\eta} \cdot q_{v,N}, \quad (1.23)$$

wobei der in der Klammer angegebene Minimalwert für laminare Strömung im glatten Rohr und der Maximalwert für turbulente Strömung im technisch rauhen Rohr gilt.

In [51] werden in Abhängigkeit vom Verhältnis der Fluidkanallänge zum hydraulischen Durchmesser und der Reynoldszahl nichtlineare Gleichungen zur Durchflußberechnung zweiatomiger Gase in mikrofluidischen Kanälen unter isothermen Zustandsbedingungen angegeben. Die Gültigkeit der in [51] angegebenen Gleichungen konnte jedoch nach der experimentellen Ermittlung der Strömungswiderstände der Meßkapillaren nicht bestätigt werden.

In [52] wird ein Verfahren zur Herstellung von Mikrokapillaren in Borosilikatglas vorgestellt. Zur Ermittlung der Strömungswiderstände werden die Kapillare mit variablen Volumendurchflüssen von deionisiertem Wasser beaufschlagt und der jeweilige Druckabfall gemessen. Die gewonnenen Meßwerte werden zutreffend durch eine Regressionsgerade approximiert, so daß auch in diesem Fall eine laminare Rohrströmung vorliegt und die *Hagen–Poiseuille*-sche Gleichung in guter Näherung gilt. Gleichung (1.22) gilt demnach auch für Mikrokanäle, unabhängig davon, ob es sich um Gas- oder Flüssigkeitsströmungen handelt, wenn die Bedingung  $Re < 2300$  erfüllt ist. Eine Auslegung der Meßkapillare nach Gleichung (1.22) ist daher gerechtfertigt.

Die geometrischen Abmessungen der Meßkapillare definieren den Meßbereich des Durchflußsensors. Die Seitenlänge  $a$  und die Länge  $l$  der Meßkapillare ergeben sich aus der Forderung,

<sup>2</sup>Als Einlaufstrecke bezeichnet man die Länge, nach der sich die Geschwindigkeit in der Mitte des Strömungskanals weniger als 1% vom Endzustand unterscheidet.

daß bei Vollaussteuerung des Sensors der maximale Druckabfall lediglich 20 hPa beträgt, so daß der Feindrucksensor für diese Meßaufgabe optimal einsetzbar ist. Der Ein- und Auslaufbereich der Meßkapillaren weist herstellungsbedingt verrundete Kanten auf. Dadurch wird der Druckverlust aufgrund der Einschnürung und anschließenden Erweiterung des Strömungskanales auf maximal 1,6 hPa bei Vollaussteuerung des Durchflusssensors begrenzt.

Die Geometriedaten der Meßkapillaren sind in Abhängigkeit des Meßbereichs des Durchflusssensors in Tabelle 1.2 angegeben. Die Auslegung erfolgt für das Meßfluid Luft unter Normbedingungen. Die Einlaufstrecke wird mit dem Minimalwert von 0,03 in Gleichung (1.23) berechnet, da die Kapillarströmung laminar ist.

Meßbereich des Durchflusssensors in $\text{mm}_n^3/\text{min}$	$a$ in $\mu\text{m}$	$W_N$ in $\text{Pa s}/\text{mm}_n^3$	$l_e$ in $\mu\text{m}$	Reynoldszahl $Re = \bar{u}a/\nu_N$
100	32	1183,8	3,7	$\approx 4$
1000	57	117,6	37	$\approx 22$
10000	101	11,9	370	$\approx 122$

Tabelle 1.2: Technische Daten der Meßkapillare, berechnet für eine Länge  $l = 3 \text{ mm}$  und eine dynamische Viskosität  $\eta_N = 17,24 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}$  nach [53].

Auf der Auslaßseite des Durchflusssensors befindet sich ein Drucksensor, der für einen maximalen Differenzdruck von 20 hPa ausgelegt ist. Als nominelle Dicke des Sensorelements wurde  $h_{SE,nom} = 25 \mu\text{m}$  gewählt, da praktische Erfahrungen mit dem verwendeten Polyimid-Vorprodukt zeigten, daß eine Schichtdicke von  $30 \mu\text{m}$  nicht zuverlässig herstellbar ist. Die geometrischen Daten des in den Durchflusssensor integrierten Feindrucksensors befinden sich in Tabelle 1.3. Bei Durchströmung des Sensors mit einem gasförmigen Fluid wird die Unter-

Meßbereich des Drucksensors in hPa	$R_{SE,nom}/h_{SE,nom}$	$R_{SE,nom}$ in $\mu\text{m}$	$R_{GK}$ in $\mu\text{m}$	$R$ in $\Omega$
20	25,71	643	793	130

Verwendete Stoff- und Geometriedaten:

E-Modul von Polyimid  $E_{PI} = 3 \text{ GPa}$

Querkontraktionszahl von Polyimid  $\nu_{PI} = 0,31$

Nominelle Dicke des Sensorelements  $h_{SE,nom} = 25 \mu\text{m}$

Radius der Sensorgehäusekammer  $R_{GK} \approx R_{SE,nom} + 150 \mu\text{m}$

Tabelle 1.3: Ergebnisse der überschlägigen Auslegung des im Durchflusssensor integrierten Feindrucksensors nach Gleichung (1.19).

seite des Drucksensors mit dem Einlaßdruck  $p_E$  beaufschlagt. Aufgrund der Drosselwirkung der Meßkapillare wirkt auf die Oberseite des Drucksensors der um den Druckabfall verminderte Auslaßdruck  $p_A = p_E - q_{v,N}W_N$ . Die Durchflußmessung wird somit auf die Messung eines Druckabfalls zurückgeführt. Der Durchflusssensor besitzt ebenfalls eine lineare statische Übertragungskennlinie, da der gemessene Druckabfall direkt proportional zum Durchfluß ist. Ansonsten weist der Durchflusssensor alle positiven Eigenschaften bezüglich monolithischer Integrierbarkeit in die Mikropumpe bzw. das Mikroventil und Unabhängigkeit seines Über-

tragungsverhaltens gegenüber Positionierungsfehlern des Sensorelements im Gehäuse auf. Die äußeren Abmessungen des Durchflußsensors betragen  $5,5 \times 8,3 \times 1,2 \text{ mm}^3$ .

## 1.5 Herstellung des Druck- und des Durchflußsensors

Das Herstellungsverfahren gliedert sich in die folgenden drei Hauptschritte:

1. Herstellung der Sensorelemente des Druck- bzw. des Durchflußsensors im Nutzen durch Aufdampfen, Fotolithografie und naßchemischer Ätzprozesse
2. Einmalige Fertigung der Spritzgußwerkzeuge (Formeinsätze) und Abformung der Sensorgehäuseober- und Sensorgehäuseunterteile
3. Einhäusung der Sensorelemente durch Anwendung der Kammerklebetechnik und des Membrantransfers sowie anschließender Vereinzelung der Nutzen

### 1.5.1 Herstellung der Sensorelemente

Das Herstellungsverfahren der Sensorelemente ist schematisch in Abb. 1.5 dargestellt. Auf einem Silizium-Wafer wird eine  $0,06 \mu\text{m}$  dünne Goldtrennschicht aufgedampft, wobei der Rand des Wafers auf einer Breite von ca. 5 mm nicht mit Gold bedeckt ist (a). Danach wird ein Polyimid-Vorprodukt (Negativ-Fotoresist) aufgeschleudert und fotolithografisch strukturiert (b). Die bei dieser 1. Belichtung verwendete Chrommaske besitzt an denjenigen Stellen Absorber, an denen die Trägermembran Aussparungen für elektrische Kontakte oder Löcher zur Fluidleitung aufweist. Während der fotolithografischen Strukturierung (UV-Belichtung) vernetzen die Molekülketten des Polyimid-Vorprodukts an den nicht von Maskenabsorbieren abgedeckten Stellen. Daher sind die nicht belichteten Bereiche des Polyimid-Vorprodukts mit einem Entwickler zu entfernen. Anschließend wird die strukturierte Trägermembran im Vakuumofen polymerisiert. Die dabei auftretende Schrumpfung des Negativ-Fotoresists bewirkt, daß die Trägermembran eine innere Zugspannung aufweist. Die Trägermembran besitzt eine hohe Haftfestigkeit zur Goldtrennschicht und zum nicht mit Gold bedeckten Waferrand. Da die Haftfestigkeit zwischen der Goldtrennschicht und dem Silizium-Wafer gering ist, sind die Voraussetzungen dafür geschaffen worden, daß sich beim Einhäusungsprozeß, siehe Abb. 1.7, der strukturierte Bereich der Trägermembran vom Wafer abheben läßt. Die Schichtdicke der Trägermembran beträgt nach der Polymerisation  $1,5 \mu\text{m}$ .

Nun wird eine  $0,1 \mu\text{m}$  dünne Goldschicht aufgedampft, die eine hohe Haftfestigkeit auf der Polyimid-Trägermembran besitzt (c). Auf diese Goldschicht wird ein Positiv-Fotoresist (Novolak AZ 4500 Serie) aufgeschleudert, der mit einer weiteren Chrommaske belichtet wird (2. Belichtung). Diese Chrommaske definiert die Form und die Anzahl der Sensoren pro Wafer. Die 2. Belichtung (d) erfolgt positioniert zur 1. Belichtung. Nach der Entwicklung des Fotoresists, bei der die belichteten Bereiche des Resists entfernt werden, wird die Goldschicht naßchemisch geätzt (e). Die verwendete Ätze besteht aus einer Kaliumjodid-Jod-Lösung ( $200 \text{ g/l KaJ}$  und  $100 \text{ g/l J}_2$ ), die im Verhältnis 1 : 4 mit Wasser verdünnt wird. Der verbleibende Resist wird anschließend entfernt und die DMS-Rosette, sowie ihre elektrischen Anschlüsse sind fertig prozessiert. Anschließend wird der Wafer mit den geätzten DMS im Vakuumofen

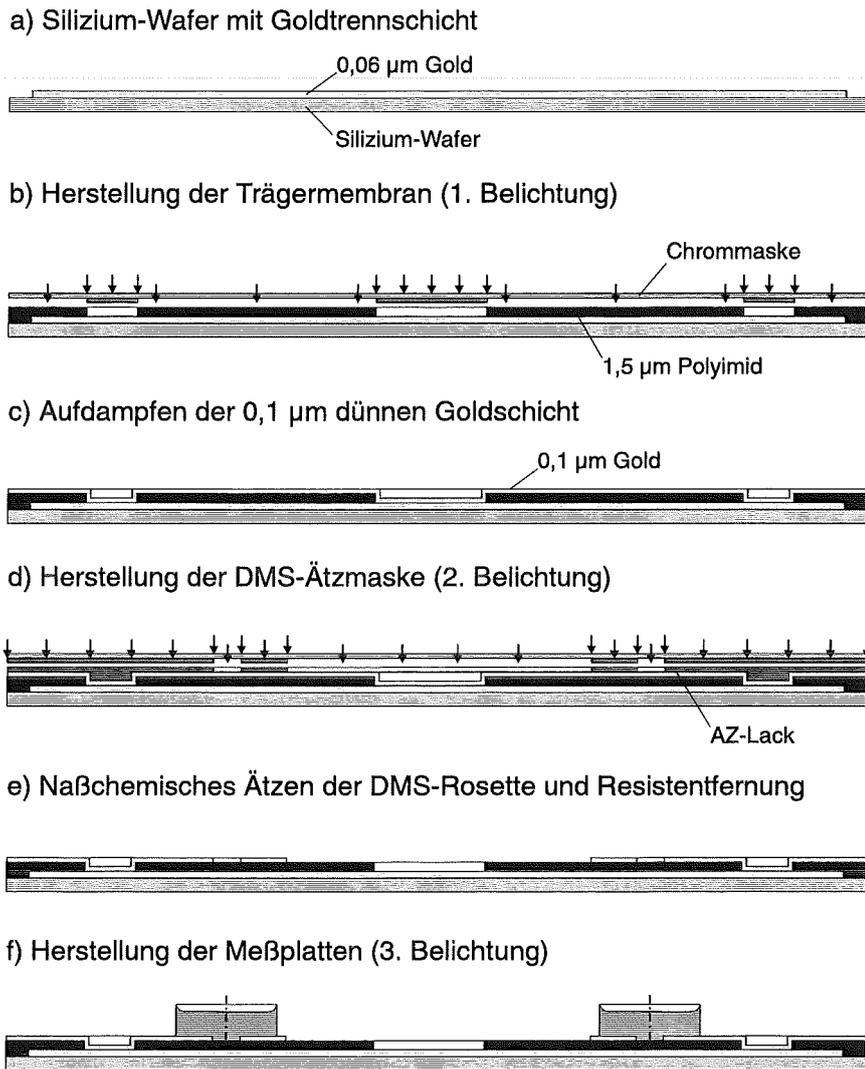


Abbildung 1.5: Batch-Verfahren zur Herstellung der Sensorelemente.

getempert. Die Temperung ist notwendig, damit das Metallgefüge der DMS-Rosette homogenisiert wird und der Rosettenwiderstand einen stationären Endwert annimmt, der sich auch bei den nachfolgenden Temperaturgangmessungen nicht mehr ändert, siehe [33].

Nun wird auf den Wafer ein Polyimid-Vorprodukt zur Herstellung dicker Schichten aufgeschleudert und mit Hilfe einer weiteren Chrommaske an denjenigen Stellen belichtet (3. Belichtung), an denen die Meßplatte jedes einzelnen Sensors entsteht. Diese 3. Belichtung (f) muß positioniert zur 2. Belichtung erfolgen, damit der Mittelpunkt der DMS-Rosette mit dem Mittelpunkt der Meßplatte zusammenfällt. Es hat sich gezeigt, daß dieser Fertigungsschritt die Übertragungseigenschaften der Sensoren maßgeblich beeinflusst. Aufgrund dieser Tatsache ist zu fordern, daß die Masken-Positionierungsungenauigkeit im 3. Belichtungsschritt  $\leq 1 \mu\text{m}$  betragen muß, um eine hohe Fertigungsausbeute zu gewährleisten. Nach der Polymerisation im Vakuumofen ändert sich die ehemals ebene Oberfläche der Meßplatten dergestalt, daß sich der für dicke Schichten aus ester-basiertem Polyimid typische 'Crowning'-Effekt ergibt, siehe Abb. 1.1.

Mit den beschriebenen Fertigungsschritten sind auf einem Silizium-Wafer mit 100 mm Durchmesser zwei Nutzen mit einer Fläche von  $62 \times 24 \text{ mm}^2$  zu je 40 Drucksensoren im Batch-Verfahren herstellbar.

### 1.5.2 Fertigung der Spritzgußwerkzeuge und Abformung der Gehäuseteile

Die zur Einhäusung der Sensoren benötigten Kunststoffgehäuseteile werden kostengünstig im Spritzgußverfahren hergestellt. Zur Fertigung der Sensorgehäuseober- und Sensorgehäuseunterteile ist je ein Spritzgußwerkzeug notwendig. In Abb. 1.6 ist ein zweistufiger Formeinsatz (Spritzgußwerkzeug) aus Messing zur Abformung eines Nutzens von Sensorgehäuseunterteilen aus Polysulfon dargestellt. Der Formeinsatz enthält thermopneumatische Mikropumpen mit jeweils zwei integrierten Druck- und Durchflußsensoren sowie Druck- und Durchflußsensoren als eigenständige Produkte und einige Teststrukturen. Der Formeinsatz wurde mit einem einschneidigen Diamantfräser mit  $300 \mu\text{m}$  Durchmesser aus einem Messinghalbzeug gefräst. Durch die Verwendung eines konischen Fräsers werden Entformschrägen mit  $5^\circ$  Neigungswinkel hergestellt. Die hohe Flexibilität der spanenden Mikrofertigung ermöglicht die Herstellung dreidimensionaler Strukturen variabler Geometrie, siehe [54]. Aufgrund des Fräserradius weisen der Einlauf- und der Auslaufbereich der Meßkapillare verrundete Kanten auf, so daß der Druckverlust infolge der Einschnürung und Erweiterung der Meßkapillare  $< 10\%$ , bezogen auf den durch die Meßkapillare verursachten Druckabfall, beträgt. Die mechanische Mikrofertigung ermöglicht in diesem Fall eine strömungsgünstige Formgebung der Meßkapillare des Durchflußsensors.

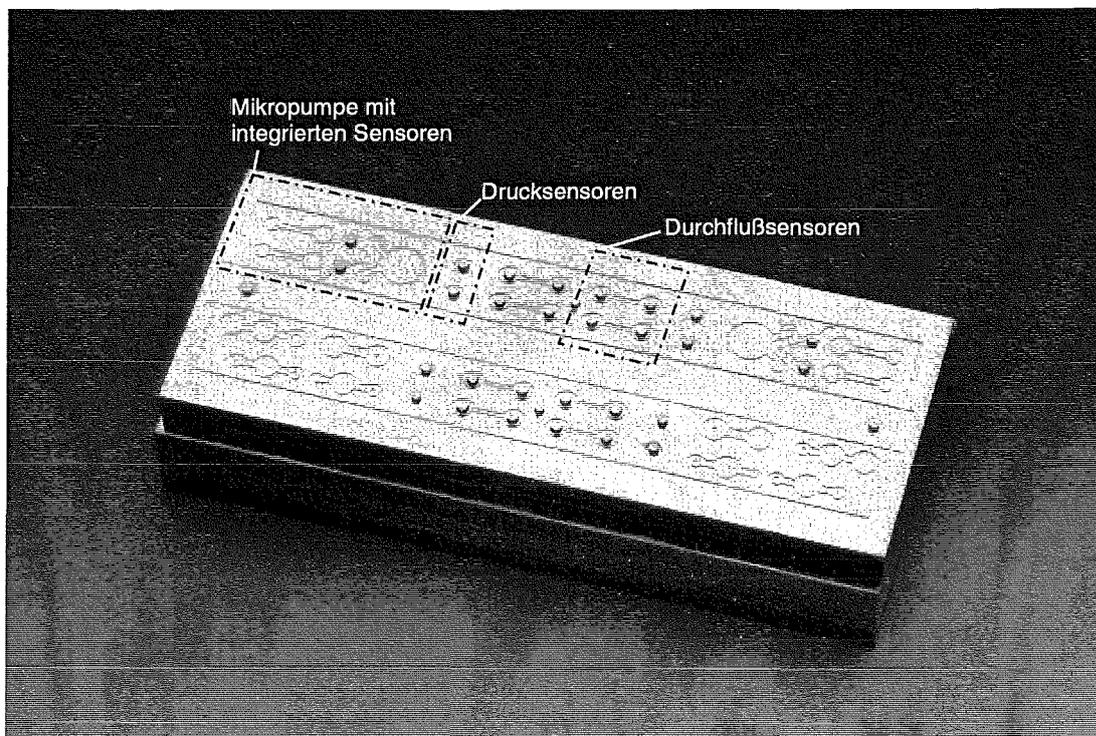
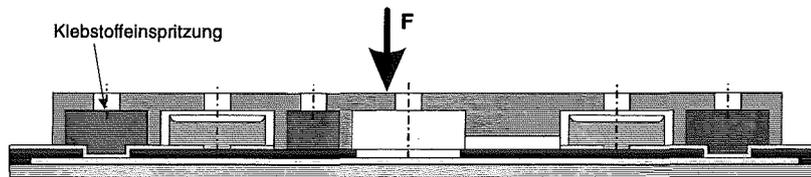


Abbildung 1.6: Mikromechanisch gefertigter Formeinsatz aus Messing, hergestellt von der Hauptabteilung Versuchstechnik (HVT) des Forschungszentrums Karlsruhe.

### 1.5.3 Einhäusung und Vereinzelung der Sensorelemente

Die Einhäusung der Sensoren in die abgeformten Kunststoffgehäuseteile findet im Nutzen in zwei Arbeitsschritten statt, siehe Abb. 1.7. In einem ersten Verklebeprozess wird über einen

#### Erster Verklebeprozess



#### Zweiter Verklebeprozess

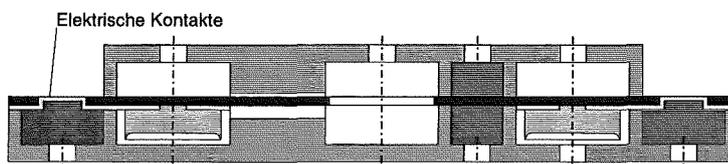


Abbildung 1.7: Einhäusung der Sensorelemente.

Nutzen fertig prozessierter Sensorelemente das obere Gehäuseteil aus Polysulfon gelegt und positioniert auf den Wafer gepreßt. Die Gehäuseteile besitzen eine Dicke von  $620\ \mu\text{m}$  und eine Gehäusekammerhöhe von  $120\ \mu\text{m}$ . Das obere Gehäuseteil wird bei einer Temperatur von  $100\ \text{°C}$  unter Anwendung der Kammerklebetechnik mit der Trägermembran verklebt, siehe [30]. Der an mehreren Stellen auf der Oberfläche des Gehäuseoberteils eingespritzte Epoxidharzklebstoff verteilt sich außerhalb der Sensorgehäusekammern in den Hohlräumen und verklebt jede einzelne Sensorträgermembran mit dem dazugehörigen Gehäuse, siehe dazu [29] und [33]. Die Verklebetemperatur ist ein wichtiger Prozeßparameter, da mit ihr die Vorspannung der Trägermembran einstellbar ist. Generell gilt, daß je höher die Verklebetemperatur gewählt wird, desto mehr wird die fertigungsbedingte Trägermembranvorspannung abgebaut, da der thermische Längenausdehnungskoeffizient von Polysulfon wesentlich größer als der des Silizium-Wafers ist, auf dem sich die Trägermembran befindet. Dieser Sachverhalt wird ausführlich in [29] diskutiert. Beim ersten Verklebeprozess ist es nicht möglich, jeden einzelnen Sensor eines Nutzens fehlerfrei, d. h. zentrisch in seinem oberen Gehäuseteil zu positionieren. Auf diese Tatsache wurde bereits am Anfang dieses Kapitels hingewiesen. Es treten Positionierungsfehler bis zu ca.  $50\ \mu\text{m}$  auf. Aufgrund der elastischen Lagerung der Sensoren besitzen diese Positionierungsfehler keine negativen Auswirkungen auf ihr Übertragungsverhalten, siehe Kapitel 2. Nach dem Aushärten des Klebstoffs wird die  $1,5\ \mu\text{m}$  dünne Polyimid-Trägermembran um das Gehäuseteil herum eingeschnitten. Der verklebte Nutzen läßt sich vom Silizium-Wafer aufgrund der geringen Haftfestigkeit zwischen dem Silizium-Wafer und der Goldtrennschicht abheben. Die Goldtrennschicht verbleibt auf der Unterseite der Trägermembran und muß durch Ionen-Ätzen im Argonplasma entfernt werden. In einem nachfolgenden zweiten Verklebeprozess wird die Sensorträgermembran mit dem unteren Gehäuseteil verklebt. Die Verklebetemperatur beträgt  $80\ \text{°C}$ . Dadurch wird eine Delamination des Nutzens verhindert, siehe [29].

Anschließend findet eine Vereinzelung der Sensoren statt, in dem der vollständig verklebte Nutzen zersägt wird. Nach dem Anbringen der Fluidanschlüsse und der Kalibrierung sind die Sensoren einsatzbereit.

## Kapitel 2

# Statisches Übertragungsverhalten der Sensoren

In diesem Kapitel werden die statischen Übertragungseigenschaften sowohl des Druck- als auch des Durchflusssensors diskutiert und wichtige Kennwerte der *realen* Sensoren angegeben. Im praktischen Einsatz unterliegen die Sensoren Störeinflüssen. Häufig auftretende Störgrößen sind Temperatur, Feuchte, elektrische und magnetische Felder. Im folgenden wird lediglich der Einfluß der wichtigsten, weil praktisch unvermeidbaren Störgröße Temperatur auf das Meßsignal des Druck- bzw. des Durchflusssensors untersucht. Für das Sensorsignal im eingeschwungenen Zustand gilt

$$x_A = x_A(x_E, T). \quad (2.1)$$

Die Taylorreihenentwicklung von Gleichung (2.1) um den Arbeitspunkt  $(x_{E,0}, T_0)$  ergibt

$$\begin{aligned} x_A = & x_A(x_{E,0}, T_0) + \left( \frac{dx_A}{dx_E} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} \cdot (x_E - x_{E,0}) + \left( \frac{dx_A}{dT} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} \cdot (T - T_0) \\ & + \left( \frac{d^2 x_A}{dx_E dT} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} \cdot (x_E - x_{E,0})(T - T_0) + \dots, \end{aligned} \quad (2.2)$$

wobei die übrigen Glieder vernachlässigbar sind, wenn die statische Übertragungskennlinie in guter Näherung linear ist. Die einzelnen Glieder der Reihenentwicklung (2.2) besitzen folgende Bedeutung:

$$\begin{aligned} x_A(x_{E,0}, T_0) &= \text{Sensoroffset,} \\ \left( \frac{dx_A}{dx_E} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} &= K = \text{Empfindlichkeit,} \\ \left( \frac{dx_A}{dT} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} &= \text{Temperaturabhängigkeit des Sensoroffsets,} \\ \frac{1}{K} \left( \frac{d^2 x_A}{dx_E dT} \right)_{(x_{E,0}, T_0)} &= \frac{1}{K} \frac{dK}{dT} = \alpha_K = \text{Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit.} \end{aligned}$$

## 2.1 Empfindlichkeit der Sensoren

Nach Gleichung (1.1) ist die Empfindlichkeit eines *idealen* Sensors konstant, so daß für den *realen* Sensor innerhalb seiner Meßbandbreite in guter Übereinstimmung

$$\frac{dx_A}{dx_E} = K = \text{konst.} \quad (2.3)$$

gelten muß. Eine nichtlineare Übertragungskennlinie

$$\frac{dx_A}{dx_E} = K(x_E), \quad (2.4)$$

ist zwar durch einen erhöhten Aufwand der elektrischen Sensorsignalverarbeitung zu begründen, verursacht jedoch bei dynamischen Messungen harmonischer Meßgrößen irreparable Meßfehler, die sich im Auftreten von Oberwellen äußern.

Im folgenden wird die Empfindlichkeit des Druck- bzw. des Durchflusssensors berechnet und konstruktive Maßnahmen zu ihrer Beeinflussung aufgezeigt.

### 2.1.1 Berechnung der Empfindlichkeit des Drucksensors

Zur Berechnung der Empfindlichkeit des Drucksensors wird ein elastostatisches Ersatzmodell des Drucksensors benötigt, das die Berechnung der radialen und tangentialen Dehnungen des Sensorelements in der Applikationsebene der DMS gestattet. Mit Hilfe von Gleichung (1.4) sind daraus die relativen Widerstandsänderungen und somit das Sensorsignal  $U_M$  in Abhängigkeit des wirkenden Differenzdrucks  $\Delta p$  zu berechnen, woraus sich die Empfindlichkeit  $K_p$  des Sensors als Steigung der berechneten Kalibrierkurve ergibt.

In Abb. 2.1 ist das freigeschnittene Sensorelement dargestellt, wenn der Differenzdruck  $\Delta p$  in positiver  $z$ -Richtung wirkt, wobei die Druckbeaufschlagung der Mantelfläche des Sensorelements in radialer Richtung vernachlässigbar ist. Auf die Darstellung des 'Crowning'-Effekts wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Er wird näherungsweise durch die Berechnung einer mittleren Meßplattendicke berücksichtigt, siehe Gleichung (2.17). Den folgenden Ausführungen wird zugrunde gelegt, daß das Sensorelement in  $z$ -Richtung isotrop elastisch gelagert ist, d. h. das Koordinatensystem des Sensorelements und das Gehäusekoordinatensystem (Index  $G$ ) weisen keinen radialen Versatz auf. Die elastischen Eigenschaften der Trägermembran definieren die geometrische Randbedingung sowie die Kraft- und die Momentenrandbedingung des Sensorelements. Aufgrund dieser Tatsache wird zunächst der Spannungszustand der Trägermembran berechnet und daraus die am Rand des Sensorelements wirkenden Kräfte und Momente. Aus Abb. 2.1 und Abb. 2.2 ist ersichtlich, daß die dynamischen Randbedingungen der Meßplatte *abhängig* von der Richtung des wirkenden Differenzdrucks sind. Auf die Darstellung der Sensorelementverformung, die wesentlich kleiner als die Trägermembranverformung ist, wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Während bei positiver Druckdifferenz das Randmoment  $M_R$  der druckinduzierten Verformung des Sensorelements gleichgerichtet ist, wirkt es bei negativer Druckdifferenz dieser Verformung entgegen. Diese Tatsache besitzt Auswirkungen auf die Form der Übertragungskennlinie, siehe Abb. 2.8 und Abb. 2.9. Das Randmoment entsteht infolge der Einführung einer äquivalenten Randbelastung des Sensorelements. Die in einer randnahen Faser wirkende

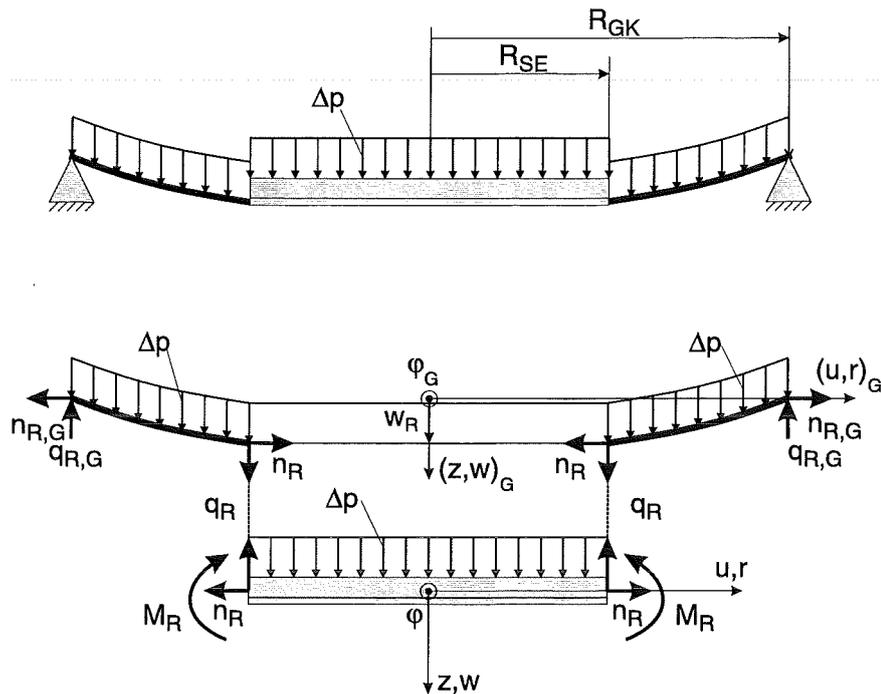


Abbildung 2.1: Freikörperbild des Sensorelements bei positivem Differenzdruck ( $\Delta p > 0$ ).

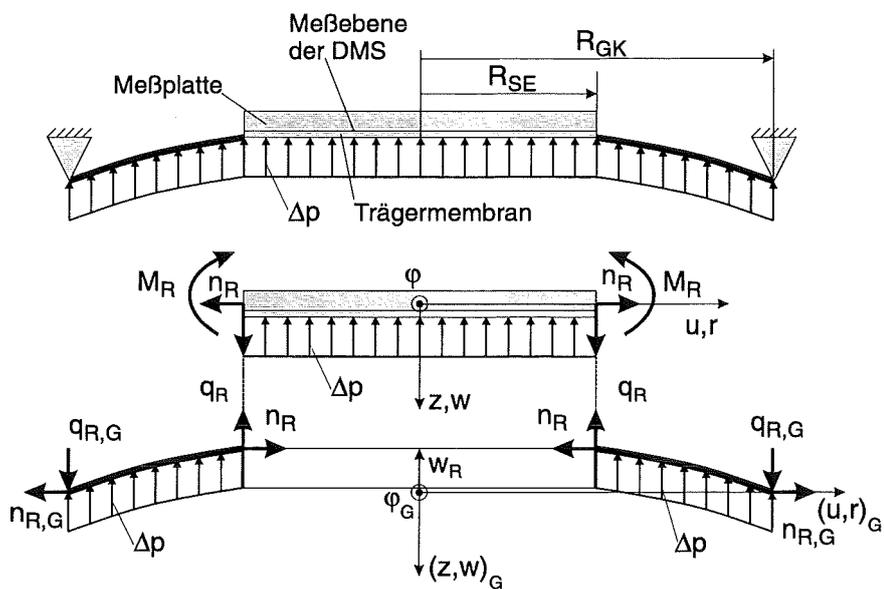


Abbildung 2.2: Freikörperbild des Sensorelements bei negativem Differenzdruck ( $\Delta p < 0$ ).

Normalkraft  $n_r$  wird somit ersetzt durch eine in der Mittelebene des Sensorelements wirkende Normalkraft  $n_r$ , – bzw.  $n_R$  am Rand des Sensorelements – und ein statisches Versatzmoment  $M_R$ , siehe Abb. 2.3.

Zur Berechnung des Spannungszustands der Trägermembran muß die Differentialgleichung einer Kreismembran im Gehäusekoordinatensystem gelöst werden.

Sie lautet in Polarkoordinaten

$$\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \varphi^2} = -\frac{\Delta p}{\sigma_0 h_{TM}}, \quad (2.5)$$

wobei  $\sigma_0$  die durch den Herstellungsprozeß hervorgerufene isotrope Vorspannung der Trägermembran bezeichnet, siehe [55]. Aufgrund der Rotationssymmetrie der Membran ist die Lösung der Differentialgleichung unabhängig von der Koordinate  $\varphi$ . Die Trägermembran lenkt sich parabelförmig und symmetrisch zum Ursprung des Gehäusekoordinatensystems aus, so daß die folgende quadratische Ansatzfunktion

$$w(r) = A_2 r^2 + A_0. \quad (2.6)$$

gerechtfertigt ist. Nach Einführung der geometrischen Randbedingungen

$$w(r = R_{SE}) = w_R \quad \text{und} \quad w(r = R_{GK}) = 0$$

in Gleichung (2.6) ergibt sich ein lineares inhomogenes Gleichungssystem für die beiden Ansatzkoeffizienten  $A_0$  und  $A_2$ , das mit der *Cramerschen* Regel eindeutig lösbar ist. Die Lösung der Differentialgleichung (2.5) lautet somit im Gehäusekoordinatensystem

$$w(r) = w_R \frac{r^2 - R_{GK}^2}{R_{SE}^2 - R_{GK}^2}. \quad (2.7)$$

Zweimalige Differentiation von Gleichung (2.7) und Einsetzen in die Differentialgleichung (2.5) ergibt

$$\Delta p = \frac{4h_{TM}\sigma_0}{R_{GK}^2 - R_{SE}^2} w_R. \quad (2.8)$$

Da die Gleichung (2.8) eine konstante Vorspannung  $\sigma_0$  voraussetzt, beschreibt sie das elastische Verhalten der Trägermembran unter der Wirkung kleiner Druckdifferenzen  $\Delta p$ . Mit zunehmender Druckbeaufschlagung werden in der Membran zusätzliche belastungsinduzierte Spannungen hervorgerufen, die sich der Vorspannung  $\sigma_0$  überlagern. Es wird angenommen, daß in der Trägermembran ein isotroper Spannungszustand herrscht. Daher ergibt sich die resultierende Trägermembranspannung  $\sigma_{res}$  aus dem *Hookeschen* Gesetz für einen ebenen isotropen Spannungszustand und anschließender Superposition mit der Vorspannung  $\sigma_0$  zu

$$\sigma_{res} = \sigma_0 + \frac{E_{PI}}{1 - \nu_{PI}} \varepsilon_b, \quad (2.9)$$

wobei  $\varepsilon_b$  die belastungsinduzierte Trägermembrandehnung bezeichnet. Eine Berechnung dieser Dehnung erfolgt über die Bogenlänge der ausgelenkten Trägermembran. Definitionsgemäß gilt

$$\varepsilon_b = \frac{L - L_0}{L_0}, \quad \text{mit} \quad L_0 = R_{GK} - R_{SE} \quad (2.10)$$

$$\text{und} \quad L = \int_{R_{SE}}^{R_{GK}} \sqrt{1 + \left(\frac{dw}{dr}\right)^2} dr \approx \int_{R_{SE}}^{R_{GK}} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr}\right)^2\right] dr, \quad (2.11)$$

wobei der Integrand von Gleichung (2.11) in eine Binomische Reihe entwickelt worden ist, die nach dem linearen Glied abgebrochen wurde, siehe [56]. Aus den Gleichungen (2.10) und (2.11) ergibt sich schließlich

$$\varepsilon_b = \frac{1}{R_{GK} - R_{SE}} \int_{R_{SE}}^{R_{GK}} \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( \frac{dw}{dr} \right)^2 \right] dr - 1. \quad (2.12)$$

Mit Gleichung (2.7) und Gleichung (2.12) erhält man nach kurzer Rechnung die belastungsinduzierte Trägermembrandehnung zu

$$\varepsilon_b = \frac{2}{3} \frac{R_{GK}^2 + R_{SE}R_{GK} + R_{SE}^2}{(R_{GK}^2 - R_{SE}^2)^2} w_R^2. \quad (2.13)$$

Aus Gleichung (2.13) und Gleichung (2.9) folgt die resultierende Trägermembranspannung in Abhängigkeit der Trägermembranvorspannung und der Randauslenkung der Trägermembran bzw. des Sensorelements

$$\sigma_{res} = \sigma_0 + \frac{2}{3} \frac{E_{PI}}{(1 - \nu_{PI})} \frac{R_{GK}^2 + R_{SE}R_{GK} + R_{SE}^2}{(R_{GK}^2 - R_{SE}^2)^2} w_R^2. \quad (2.14)$$

Mit  $n_R = h_{TM}\sigma_{res}$  ergibt sich die auf den Umfang des Sensorelements bezogene Randnormalkraft

$$n_R = h_{TM} \left[ \sigma_0 + \frac{2}{3} \frac{E_{PI}}{(1 - \nu_{PI})} \frac{R_{GK}^2 + R_{SE}R_{GK} + R_{SE}^2}{(R_{GK}^2 - R_{SE}^2)^2} w_R^2 \right], \quad (2.15)$$

die in der Mittelebene der Trägermembran wirkt. Strenggenommen wirkt in der Mittelebene des Sensorelements die radiale Komponente der Randnormalkraft  $n_R$ , da sich die Trägermembran nicht mit horizontaler Tangente an das Sensorelement anschließt, siehe Abb. 2.1 und Abb. 2.2. Da dieser Neigungswinkel jedoch maximal  $9^\circ$  bei einem Differenzdruck von 1000 hPa beträgt, wird entsprechend der Näherung für kleine Winkel der Cosinus des Anschlußwinkels gleich eins gesetzt.

Das Rand- bzw. das Versatzmoment  $M_R$  der radialen Randnormalkraft pro Längeneinheit  $n_R$  bezüglich der Mittelebene des Sensorelements ist gegeben durch

$$M_R = n_R \frac{\bar{h}_{MP}}{2}, \quad (2.16)$$

wobei die Länge des Hebelarmes aus Abb. 2.3 abzulesen ist. Auf die Darstellung der Kräfte und Momente senkrecht zur Zeichenebene ist aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet worden. Der 'Crowning'-Effekt wird näherungsweise durch die Einführung der mittleren Meßplattendicke

$$\bar{h}_{MP} = \int_0^{\rho_{nom}} h_{MP}(\rho) d\rho + (1 - \rho_{nom}) \frac{h_{MP,max}}{2}, \quad \text{mit } \rho = \frac{r}{R_{SE}} \quad (2.17)$$

berücksichtigt. Der mit einem Tastschnittgerät gemessene Verlauf des 'Crowning'-Effekts ist in Abb. 2.4 dargestellt. Die noch unbekannte Randauslenkung der Trägermembran  $w_R$  erhält man durch Einsetzen von Gleichung (2.14) in Gleichung (2.8), wenn  $\sigma_{res}$  anstatt  $\sigma_0$  gesetzt wird. Die Auflösung dieser Gleichung nach  $w_R$  ergibt die einzige reelle Lösung

$$w_R = \frac{c^{\frac{1}{3}}}{6ab} - \frac{2a\sigma_0}{c^{\frac{1}{3}}}, \quad (2.18)$$

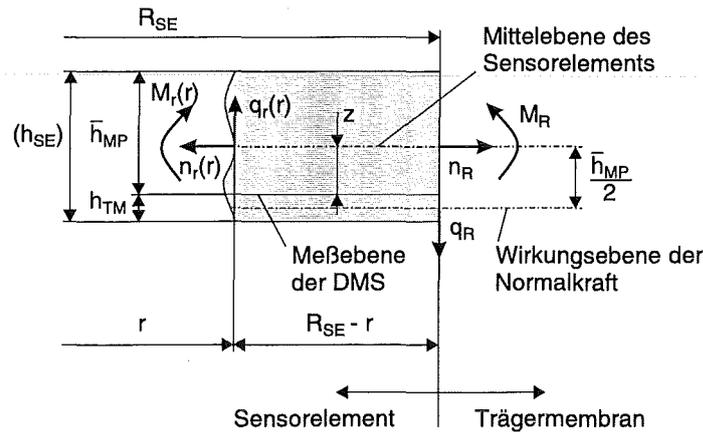


Abbildung 2.3: Zur Erläuterung der Kraft- und der Momentenrandbedingung des Sensorelements für  $\Delta p = 0$ , ohne Darstellung der Kräfte und Momente senkrecht zur Zeichenebene.

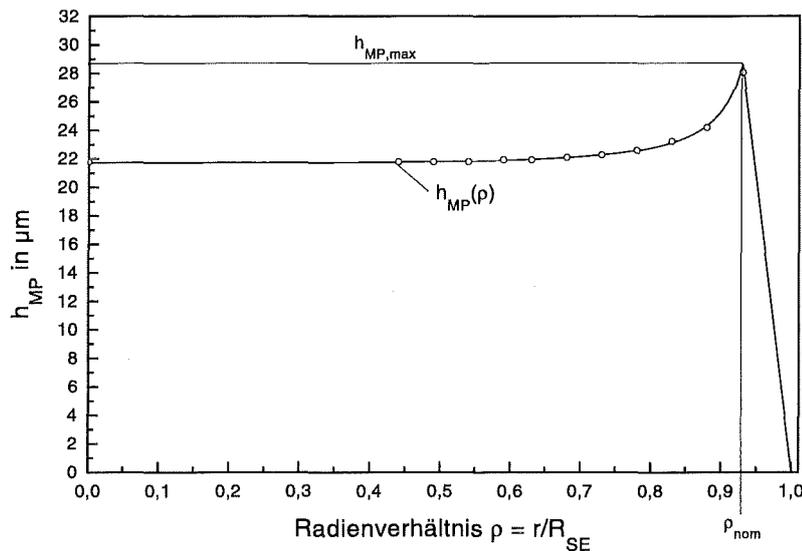


Abbildung 2.4: Typischer Verlauf des achsensymmetrischen 'Crowning'-Effekts in Abhängigkeit des Radienverhältnisses  $\rho$ .

$$\text{mit } a = \frac{4h_{TM}}{R_{GK}^2 - R_{SE}^2}, \quad b = \frac{2}{3} \frac{E_{PI}}{(1 - \nu_{PI})} \frac{R_{GK}^2 + R_{SE}R_{GK} + R_{SE}^2}{(R_{GK}^2 - R_{SE}^2)^2}$$

$$\text{und } c = \left[ 108\Delta p + 12\sqrt{\frac{12\sigma_0^3 a^2 + 81b\Delta p^2}{b}} \right] a^2 b^2.$$

Die überschlägige Auslegung des Drucksensors bzw. des Sensorelements erfolgte in Kapitel 1 mit der Plattentheorie 1. Ordnung. Sie beschreibt zutreffend das elastische Verhalten der Plattenmittelebene im Bereich kleiner Auslenkungen unter der Annahme, daß die Mittelebene *neutral* bleibt. Diese Annahme ist beim vorliegenden Problem nicht gerechtfertigt, da die Mittelebene des Sensorelements durch die Normalkraft  $n_r$  belastet wird und dadurch eine

nicht mehr vernachlässigbare Dehnung der Mittelebene hervorgerufen wird, siehe Abb. 2.5.



Abbildung 2.5: Darstellung der verformten Mittelebene des Sensorelements zur Aufstellung der Plattendifferentialgleichung 2. Ordnung.

Somit ist die Anwendung der Theorie 2. Ordnung erforderlich. Zur Aufstellung der Plattendifferentialgleichung des Sensorelements wird das vertikale Kräftegleichgewicht am *verformten* Plattensegment für kleine Winkel  $\frac{dw}{dr}$  gebildet, so daß sich die resultierende Querkraft pro Längeneinheit

$$q_{r,res} = q_r - n_r \frac{dw}{dr} \quad (2.19)$$

ergibt, siehe Abb. 2.5. Daher gilt analog zu Gleichung (1.15)

$$N \frac{d}{dr}(\Delta_r) = -q_{r,res}, \quad \text{mit} \quad q_{r,res} = -\frac{1}{r} \int_0^r \Delta p r dr - n_r \frac{dw}{dr}, \quad (2.20)$$

so daß die Plattendifferentialgleichung 2. Ordnung mit Gleichung (1.14) folgende Form annimmt

$$N \frac{d}{dr} \left[ \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left( r \frac{dw}{dr} \right) \right] = \frac{\Delta p r}{2} + n_r \frac{dw}{dr}. \quad (2.21)$$

Diese Differentialgleichung beschreibt die elastische Verformung der Sensorelementmittelebene im Bereich *großer*<sup>1</sup> Auslenkungen unter dem Einfluß von Kräften, deren Wirkungsebene orthogonal zur Mittelebene orientiert ist. Das Sensorelement stellt jedoch weiterhin eine dünne Platte dar, da die maximale Auslenkung  $w_{max}$  sehr viel kleiner als der Radius  $R_{SE}$  ist. Gleichzeitig wird das Sensorelement durch Kräfte, deren Wirkungsebene parallel zur Mittelebene verläuft, belastet, so daß es elastomechanisch als Scheibe zu betrachten ist. Die Differentialgleichung einer Kreisscheibe lautet

$$\frac{d}{dr}(r n_r) - n_t = 0, \quad (2.22)$$

siehe [39]. Aus den Gleichungen (2.21) und (2.22) ist ersichtlich, daß ein *gekoppeltes* elastostatisches Problem vorliegt, das implizit *nichtlinear* ist, da die Randbedingungen des Sensorelements nichtlinear vom wirkenden Differenzdruck abhängen, siehe Gleichungen (2.15), (2.16) und (2.18). Die Lösungsstrategie dieses Problems wird im folgenden beschrieben.

Die radiale Dehnung der Sensorelementmittelebene ist gegeben durch

$$\varepsilon_r = \varepsilon_t + r \frac{d\varepsilon_t}{dr} + \frac{1}{2} \left( \frac{dw}{dr} \right)^2, \quad (2.23)$$

siehe [39]. Für den im Sensorelement herrschenden zweiachsigen Spannungszustand gelte das linear elastische Stoffgesetz nach *Hooke*

$$\varepsilon_r = \frac{1}{h_{SE} E_{PI}} (n_r - \nu_{PI} n_t) \quad \text{und} \quad \varepsilon_t = \frac{1}{h_{SE} E_{PI}} (n_t - \nu_{PI} n_r). \quad (2.24)$$

<sup>1</sup>In der Plattentheorie wird ab  $w_{max} \approx \frac{h}{2}$  von großen Auslenkungen gesprochen.

Durch das Einsetzen der Gleichungen (2.24) in Gleichung (2.23) und Verwendung von Gleichung (2.22) erhält man die nichtlineare Koppelgleichung

$$r \frac{d}{dr} (n_r + n_t) + \frac{h_{SE} E_{PI}}{2} \left( \frac{dw}{dr} \right)^2 = 0. \quad (2.25)$$

Die folgenden Berechnungen werden durch die Einführung der dimensionslosen Größen

$$P = \frac{\Delta p}{E_{PI}}, \quad \xi = \frac{r}{h_{SE}}, \quad \rho = \frac{r}{R_{SE}}, \quad S_r = \frac{n_r}{h_{SE} E_{PI}}, \quad S_t = \frac{n_t}{h_{SE} E_{PI}}$$

und der Plattensteifigkeit

$$N = \frac{E_{PI} h_{SE}^3}{12(1 - \nu_{PI}^2)}$$

vereinfacht, so daß sich eine dimensionslose Plattendifferentialgleichung

$$\frac{h_{SE}^2}{12(1 - \nu_{PI}^2) R_{SE}^2} \frac{d}{d\rho} \left[ \frac{1}{\rho} \frac{d}{d\rho} \left( \rho \frac{dw}{dr} \right) \right] = \frac{P}{2} \xi + S_r \frac{dw}{dr}, \quad (2.26)$$

eine dimensionslose Scheibendifferentialgleichung

$$\frac{d}{d\rho} (\rho S_r) - S_t = 0, \quad (2.27)$$

und eine dimensionslose nichtlineare Koppelgleichung

$$\rho \frac{d}{d\rho} (S_r + S_t) + \frac{1}{2} \left( \frac{dw}{dr} \right)^2 = 0 \quad (2.28)$$

ergibt. Die Gleichungen (2.26) und (2.27) werden mit Potenzreihenansätzen gelöst. Da die Auslenkungsform des Sensorelements symmetrisch zur  $z$ -Achse ist, muß die Neigung der Mittelebene des Sensorelements eine ungerade Funktion sein, die wie folgt angesetzt wird

$$\frac{dw}{dr} = -\frac{h_{SE}}{2\sqrt{3}R_{SE}} (C_1 \rho + C_3 \rho^3 + C_5 \rho^5 + \dots). \quad (2.29)$$

Der reelle Vorfaktor  $-\frac{h_{SE}}{2\sqrt{3}R_{SE}}$  im Potenzreihenansatz (2.29) wurde derart gewählt, daß die nachfolgenden Berechnungen vereinfacht werden. Aufgrund des rotationssymmetrischen Scheibenspannungszustands wird als Lösungsfunktion für den Verlauf der radialen Normalkraft ein gerader Potenzreihenansatz gewählt. Er lautet

$$S_r = \frac{h_{SE}^2}{12(1 - \nu_{PI}^2) R_{SE}^2 \rho} (B_1 \rho + B_3 \rho^3 + B_5 \rho^5 + \dots), \quad (2.30)$$

wobei der Faktor  $\frac{h_{SE}^2}{12(1 - \nu_{PI}^2) R_{SE}^2 \rho}$  für die weiteren Berechnungen günstig gewählt wurde. Durch das Einsetzen der Potenzreihen (2.29) und (2.30) in Gleichung (2.26) und anschließendem Koeffizientenvergleich zwischen linker und rechter Gleichungsseite, ergibt sich die *explizit* vom Differenzdruck abhängige Bestimmungsgleichung für  $C_3$

$$C_3 = \frac{1}{8} B_1 C_1 - \frac{3\sqrt{3}}{2} (1 - \nu_{PI}^2) P \left( \frac{R_{SE}}{h_{SE}} \right)^4. \quad (2.31)$$

Für alle weiteren Ansatzkoeffizienten  $C_{k,k>3}$  gilt das Bildungsgesetz

$$C_k = \frac{1}{k^2 - 1} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{k-2} C_m B_{k-m-1}, \quad k = 5, 7, 9, \dots \quad (2.32)$$

Die im Bildungsgesetz (2.32) enthaltenen unbekanntenen Ansatzkoeffizienten  $B_{k,k>1}$  der Potenzreihe (2.30) werden nachfolgend berechnet. Durch das Einsetzen der dimensionslosen Scheibendifferentialgleichung (2.27) und der Potenzreihenansätze (2.30) und (2.29) in die dimensionslose Koppelgleichung (2.28) erhält man nach dem Koeffizientenvergleich zwischen linker und rechter Gleichungsseite das Bildungsgesetz

$$B_k = -\frac{1 - \nu_{PI}^2}{2(k^2 - 1)} \sum_{m=1,3,5,\dots}^{k-2} C_m C_{k-m-1}, \quad k = 3, 5, 7, \dots \quad (2.33)$$

für die Ansatzkoeffizienten  $B_{k,k>1}$  der Potenzreihe (2.30).

Für die weitere Betrachtung werden die Ansatzkoeffizienten  $B_1$  und  $C_1$  zunächst als bekannt vorausgesetzt. In den Gleichungen (2.32) und (2.33) ist die Kopplung des zu lösenden Scheiben–Platten–Problems offensichtlich. Die Berechnung von  $B_3$  geschieht mit Gleichung (2.33). Anschließend wird mit Gleichung (2.32)  $C_5$  berechnet. Dieser Koeffizient wird wiederum zur Berechnung von  $B_5$  benötigt. Die Bestimmung der Koeffizienten  $B_{k,k>1}$  und  $C_{k,k>3}$  erfolgt somit abwechselnd bis zu einer frei wählbaren Ordnung  $k$ .

Die elastische Verformung des Sensorelements wird durch die existierenden Randbedingungen bestimmt. Daher werden im folgenden die zur Lösung des kombinierten Scheiben–Platten–Problems benötigten Randbedingungen angegeben.

Die dimensionslose Krafrandbedingung des Sensorelements lautet

$$S_r(\rho = 1) = \frac{n_R}{E_{PI} h_{SE}}, \quad (2.34)$$

wobei  $n_R$  aus den Gleichungen (2.15) und (2.18) zu berechnen ist. Wie bereits zuvor erwähnt wurde, siehe S. 28, schließt sich die Trägermembran nicht mit horizontaler Tangente an das Sensorelement an. Da dieser Neigungswinkel selbst bei einem wirkenden Differenzdruck von 1000 hPa kleiner als  $10^\circ$  beträgt, wird entsprechend der Näherung für kleine Winkel der Cosinus des Anschlußwinkels gleich eins gesetzt. Die Krafrandbedingung (2.34) ist somit in guter Näherung konstant.

Die Momentenrandbedingung ist aufgrund der Annahme, daß im Sensorelement ein ebener Spannungszustand herrscht, analog zur Plattentheorie 1. Ordnung zu berechnen

$$-N \left[ \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\nu_{PI}}{r} \frac{dw}{dr} \right]_{r=R_{SE}} = M_R. \quad (2.35)$$

Das Randmoment  $M_R$  ist durch Gleichung (2.16) gegeben.

Nach der Einführung der dimensionslosen Krafrandbedingung (2.34) in die Potenzreihe (2.30) ergibt sich

$$\sum_{m=1,3,5,\dots} B_k = n_R \frac{R_{SE}^2}{N}. \quad (2.36)$$

Durch das Einsetzen der Potenzreihe (2.29) und ihrer Ableitung in die Momentenrandbedingung (2.35) erhält man

$$\sum_{m=1,3,5,\dots} C_k (k + \nu_{PI}) = 2\sqrt{3} \frac{M_R R_{SE}^2}{N h_{SE}}. \quad (2.37)$$

Diese Gleichungen werden zur Lösung des gekoppelten Scheiben-Platten-Problems eingesetzt. Die endgültige Problemlösung erfordert die Vorgabe der bis jetzt als bekannt vorausgesetzten Startwerte  $B_1$  und  $C_1$  in Gleichung (2.31), also der dimensionslosen Normalkraft pro Längeneinheit  $S_r(\rho = 0)$  in der Mitte des Sensorelements und der Mittelpunktauslenkung  $w(\rho = 0)$  im Koordinatensystem des Sensorelements. Danach erst sind  $C_3$  und alle weiteren Koeffizienten  $B_{k,k>1}$  sowie  $C_{k,k>3}$  rekursiv mit den Gleichungen (2.32) und (2.33) zu berechnen. Anschließend werden die berechneten Koeffizienten in die Gleichungen (2.36) und (2.37) eingesetzt und überprüft, ob die Randbedingungen erfüllt sind. Andernfalls sind die Startwerte so lange zu variieren, bis die Randbedingungen simultan befriedigt werden. Somit liegt ein *mathematisches Anfangswertproblem*, aber ein *mechanisches Randwertproblem* vor. Diese generelle Schwierigkeit ist zu beseitigen, wenn die Ordnung  $k$  der verwendeten Potenzreihenansätze beschränkt wird. Dann ergibt sich durch Einsetzen der Rekursionsgleichungen (2.31) bis (2.33) in die Gleichungen (2.36) und (2.37) ein nichtlineares Gleichungssystem, in dem  $B_1$  und  $C_1$  als Variablen enthalten sind. Die simultane Lösung dieses Gleichungssystems erfolgt numerisch. Anschließend werden mit den Startwerten  $B_1$  und  $C_1$  die übrigen Koeffizienten rekursiv berechnet. Da die Randbedingungen des Sensorelements nichtlinear vom wirkenden Differenzdruck abhängen, ist die Berechnung der Koeffizienten bei jeder Differenzdruckänderung erneut durchzuführen.

Es hat sich gezeigt, daß sich für Ordnungen  $k \geq 17$  die maximale Auslenkung des Sensorelements nicht mehr signifikant ändert. Die Berechnung der Sensorelementverformung mit einer Ordnung  $k < 17$  verursacht somit einen Fehler, der entsprechend seiner Entstehung als Abbruchfehler bezeichnet wird. In Tabelle 2.1 ist der maximale relative Abbruchfehler der berechneten Mittelpunktauslenkung des Sensorelements und der dimensionslosen radialen Normalkraft in der Mitte des Sensorelements in Abhängigkeit der Ordnung der verwendeten Potenzreihen aufgelistet. Zur Ermittlung des Abbruchfehlers wird ein Drucksensor verwendet, der mit dem vierfachen seines Nennmeßbereichs von 250 hPa belastet wird. Dadurch werden erhebliche Dehnungen der Sensorelementmittelebene erzwungen, so daß die Auslenkungsform  $w(\rho)$  nicht mehr zutreffend nach der Plattentheorie 1. Ordnung zu berechnen ist und deswegen ein Polynom höherer Ordnung verwendet werden muß. Dadurch ist gewährleistet, daß die Ordnung der Potenzreihe unter „normalen“ Einsatzbedingungen hinreichend groß ist. In den folgenden Berechnungen wird  $k = 7$  verwendet, da diese Ordnung sowohl für die Berechnung von  $w(\rho = 0)$  als auch für die Berechnung von  $S_r(\rho = 0)$  hinreichend genau ist und der mathematische Aufwand in Grenzen gehalten wird. Die Auslenkungsform des Sensorelements erhält man durch Integration von Gleichung (2.29). Bei Verwendung der geometrischen Randbedingung  $w(\rho = 1) = 0$  erfolgt die Berechnung der Auslenkung im Koordinatensystem des Sensorelements bzw. mit der Randbedingung  $w(\rho = 1) = w_R$  im Gehäusekoordinatensystem, siehe Abb. 2.1 oder Abb. 2.2.

Die Berechnung der durch radiale und tangentiale Biegemomente im Sensorelement hervorgerufenen Dehnungen ergibt in radialer Richtung

$$\varepsilon_r(r, z) = -\frac{z}{1 - \nu_{PI}^2} \left[ \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\nu_{PI}}{r} \frac{dw}{dr} \right] \quad (2.38)$$

bzw. in tangentialer Richtung, siehe [39],

$$\varepsilon_t(r, z) = -\frac{z}{1 - \nu_{PI}^2} \left[ \nu_{PI} \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dw}{dr} \right]. \quad (2.39)$$

Ordnung $k$	Max. rel. Abbruchfehler von $w(\rho = 0)$ in %	Max. rel. Abbruchfehler von $S_r(\rho = 0)$ in %
3	7,5156	6,2081
5	3,9021	1,9597
7	0,6466	0,0948
9	0,2190	0,1755
11	0,0873	0,0433
13	0,0027	0,0021
15	0,0034	0,0024

Tabelle 2.1: Maximaler prozentualer Abbruchfehler in Abhängigkeit der Ordnung  $k$  der Potenzreihen, gültig für einen Drucksensors mit einem Meßbereich von 250 hPa bei 1000 hPa Differenzdruckbeaufschlagung.

Die Gleichungen (2.38) und (2.39) stammen aus der Plattentheorie 1. Ordnung. Sie sind jedoch für das vorliegende Problem zutreffend anwendbar, weil die Annahme vom Ebenbleiben der Plattenquerschnitte nicht verletzt wird. Der vertikale Abstand

$$z = \frac{\bar{h}_{MP} - h_{TM}}{2} \quad (2.40)$$

mißt von der Sensorelementmittelebene bis zum Meßort, an dem sich die DMS befinden, siehe Abb. 2.3. Durch das Einsetzen von (2.29) und ihrer Ableitung in die Gleichungen (2.38) und (2.39) sowie Gleichung (2.40) erhält man die radialen und tangentialen Meßeбенendehnungen

$$\varepsilon_r(r) = \frac{\sqrt{3}(\bar{h}_{MP}^2 - h_{TM}^2)}{12(1 - \nu_{PI})R_{SE}^2} \left[ C_1 + C_3 \frac{3 + \nu_{PI}}{1 + \nu_{PI}} \left( \frac{r}{R_{SE}} \right)^2 + C_5 \frac{5 + \nu_{PI}}{1 + \nu_{PI}} \left( \frac{r}{R_{SE}} \right)^4 + \dots \right], \quad (2.41)$$

$$\varepsilon_t(r) = \frac{\sqrt{3}(\bar{h}_{MP}^2 - h_{TM}^2)}{12(1 - \nu_{PI})R_{SE}^2} \left[ C_1 + C_3 \frac{3\nu_{PI} + 1}{1 + \nu_{PI}} \left( \frac{r}{R_{SE}} \right)^2 + C_5 \frac{5\nu_{PI} + 1}{1 + \nu_{PI}} \left( \frac{r}{R_{SE}} \right)^4 + \dots \right]. \quad (2.42)$$

Die Druckabhängigkeit der Dehnungen ist *implizit* in den Koeffizienten  $C_k$  enthalten.

Die DMS messen an ihrem jeweiligen Applikationsort integrale Dehnungen. Vom radialen DMS wird eine mittlere radiale Dehnung und ein zusätzlicher tangentialer Anteil erfaßt, da die tangentialen Verbindungsleiterbahnen des radialen DMS eine beträchtliche Länge aufweisen. Die Länge der tangentialen Verbindungsleiterbahn  $l_t$  ergibt sich zwangsläufig, nachdem der Innen- und der Außenradius der radialen DMS festgelegt worden sind. Daher wird formal der Beeinflussungsfaktor  $\kappa$  ( $0 < \kappa \leq 1$ ) eingeführt. Er berücksichtigt, daß der radiale DMS einen zusätzlichen tangentialen Anteil mißt. Die Größe des Beeinflussungsfaktors ist abhängig vom Radius des Meßortes und damit von der Länge der tangentialen Verbindungsleiterbahn, die jeweils die äußeren Enden zweier benachbarter radialer Meßleiterbahnen miteinander verbindet, siehe Abb. 2.7.

Eine analytische Ermittlung dieses Beeinflussungsfaktors gestaltet sich schwierig, da in der tangentialen Verbindungsleiterbahn ein zweiachsiger Spannungszustand vorliegt. Die Verbindungsleiterbahn weist in radialer Richtung lediglich eine Breite von  $20 \mu\text{m}$  und eine mittlere Bogenlänge  $l_{V,r}$  von  $\approx (50 \dots 100) \mu\text{m}$  auf, je nach Größe des Meßbereichs des Drucksensors,

so daß aufgrund der kurzen radialen Meßstrecke nicht sichergestellt ist, daß sich ein definierter ebener Dehnungszustand ausbildet. Generell gilt, daß je kleiner der Meßbereich des Drucksensors, bzw. je größer der Sensorelementradius ist, desto länger wird die tangentielle Verbindungsleiterbahn des radialen DMS und desto größer wird ihr Beitrag zum Meßsignal.

In der Fachliteratur wird darauf hingewiesen, daß sich dieser Beeinflussungsfaktor<sup>2</sup> einer analytischen Ermittlung entzieht, siehe [40]. Es existieren in Übereinstimmung mit den an den hergestellten Drucksensoren gewonnenen Betriebserfahrungen folgende Erfahrungstatsachen:

- Je länger die tangentielle Verbindungsleiterbahn im Vergleich zur Länge des radialen Meßgitters ausgeführt ist, desto größer ist  $\kappa$ .
- Ein vollständig eingebetteter DMS weist – identische Geometrie vorausgesetzt – einen größeren  $\kappa$ -Wert auf als ein applizierter (aufgeklebter) DMS.
- $\kappa > 0$

Die Existenz des Beeinflussungsfaktors ist beim Bau von Meßgrößenaufnehmern nicht störend, da der Aufnehmer ohnehin kalibriert werden muß. Im Gegensatz dazu bewirkt die Querempfindlichkeit eines DMS einen systematischen Fehler 1. Ordnung, wenn er zur experimentellen Spannungsanalyse eingesetzt wird.

Zur Berechnung der mittleren radialen Meßstellendehnung wird mit  $k_r = k$  der Beeinflussungsfaktor gemäß Gleichung (1.4) wie folgt eingeführt

$$\frac{\Delta R}{R} = \left( \frac{\Delta R}{R} \right)_r = k\varepsilon_r + k_t\varepsilon_t = k \left( \varepsilon_r + \frac{k_t}{k} \varepsilon_t \right) = k\varepsilon_{r,ges}, \quad (2.43)$$

$$\text{mit} \quad \varepsilon_{r,ges} = \varepsilon_r + \kappa \cdot \varepsilon_t \quad \text{und} \quad \kappa = \frac{k_t}{k}.$$

Die mittlere radiale Meßstellendehnung ergibt sich dann zu

$$\bar{\varepsilon}_{r,ges} = \frac{1}{R_{a,r} - R_{i,r}} \int_{R_{i,r}}^{R_{a,r}} \varepsilon_r(r) dr + \kappa \cdot \varepsilon_t(R_{V,r}). \quad (2.44)$$

Die empirisch ermittelten Werte des Beeinflussungsfaktors  $\kappa$  sind in Tabelle 2.2 angegeben. In Abb. 2.6 ist der Beeinflussungsfaktor in Abhängigkeit vom Radius des Meßortes  $R_{V,r}$  bzw. von der mittleren Bogenlänge  $l_{V,r}$  der tangentialen Verbindungsleiterbahn dargestellt. Die mittlere Bogenlänge berechnet sich zu

$$l_{V,r} = R_{V,r} \cdot \pi \frac{14,5^\circ}{180^\circ}. \quad (2.45)$$

Es existiert in guter Übereinstimmung eine lineare Abhängigkeit des Beeinflussungsfaktors  $\kappa$  vom Radius  $R_{V,r}$  des Meßortes. Dieses Ergebnis bestätigt die zuvor genannten Erfahrungstatsachen. Die Linearitätsabweichungen entstehen aufgrund von Herstellungsfehlern der Drucksensoren. Zu diesen Herstellungsfehlern gehören beispielsweise die Positionierungsungenauigkeit der Meßplatte auf der DMS-Rosette sowie der 'Crowning'-Effekt. Strenggenommen

<sup>2</sup>Der Beeinflussungsfaktor wird in der Literatur als Querempfindlichkeit des DMS bezeichnet, da er beim Einsatz eines DMS zur Spannungsanalyse das Meßsignal systematisch verfälscht.

herrscht nicht nur in der tangentialen Verbindungsleiterbahn des radialen DMS ein zweiachsiger Spannungszustand, sondern an jedem Punkt der DMS-Rosette. Jedoch sind alle übrigen Meßleiterbahnen derart ausgelegt, daß sie quer zur Meßrichtung eine wesentlich kleinere Breite ( $< 0,1 \cdot$  Meßlänge) als in Meßrichtung aufweisen.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	$\kappa$	$R_{V,r}$ in $\mu\text{m}$	$l_{V,r}$ in $\mu\text{m}$
20	1,00	400	101,23
250	0,60	280	70,86
500	0,48	250	63,27
750	0,40	210	53,15
1000	0,38	200	50,61

Tabelle 2.2: Größe des Beeinflussungsfaktors  $\kappa$  in Abhängigkeit vom Meßbereich des Drucksensors.

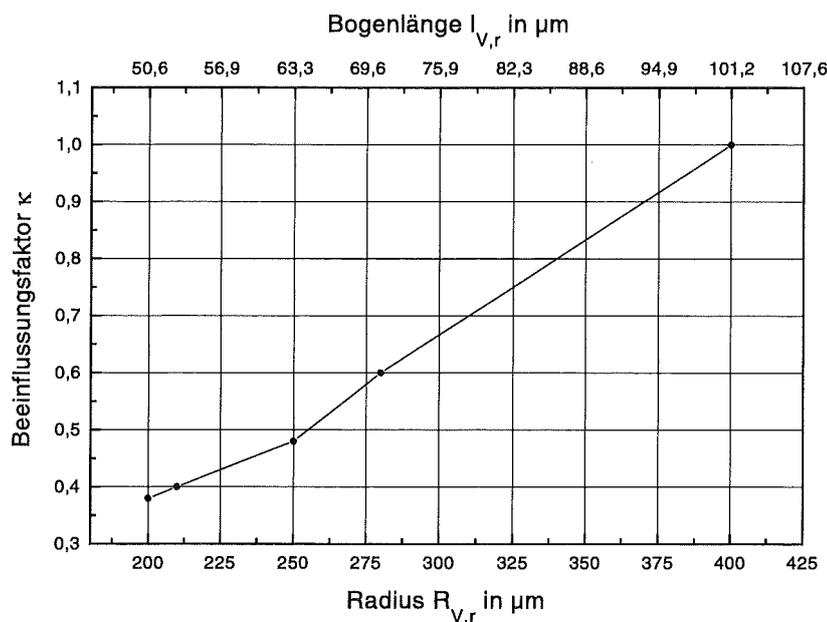


Abbildung 2.6: Empirisch ermittelter Beeinflussungsfaktor  $\kappa$  in Abhängigkeit vom Radius des Meßortes  $R_{V,r}$  bzw. von der mittleren Bogenlänge  $l_{V,r}$  der tangentialen Verbindungsleiterbahn.

Generell gilt, daß je größer der Beeinflussungsfaktor  $\kappa$  ist, desto schlechter ist die Linearität, aber desto größer ist die Empfindlichkeit des Drucksensors. Dieser Sachverhalt wurde zur empirischen Ermittlung des Beeinflussungsfaktors herangezogen. Die Approximation des Verlaufs der in Abb. 2.6 dargestellten Werte des Beeinflussungsfaktors  $\kappa$  durch eine Regressionsgerade ergibt, daß  $\kappa = 0$  ist, wenn  $R_{V,r} \approx 87 \mu\text{m}$  bzw.  $l_{V,r} \approx 22 \mu\text{m}$  beträgt. Die Meßleiterbahnbreite  $b_{ML}$  der DMS mißt  $\approx 12 \mu\text{m}$ . Daraus ist ersichtlich, daß die Querempfindlichkeit eines DMS, beim Vorliegen eines ebenen Spannungszustands, erst signifikant in Erscheinung tritt, wenn die zur Erfassung der zusätzlichen tangentialen Dehnung zur Verfügung stehende

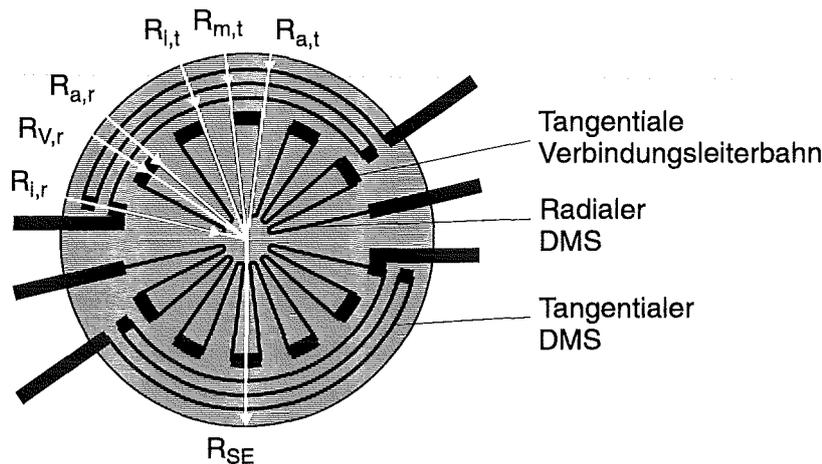


Abbildung 2.7: Geometrische Daten der DMS-Rosette.

tangentiale Leiterbahnlänge  $l_t$  die Bedingung

$$\frac{l_t}{b_{ML}} \approx \frac{l_{V,r} - b_{ML}}{b_{ML}} > 1, \quad \text{mit } l_{V,r} > b_{ML} \quad (2.46)$$

erfüllt.

Die mittlere tangentielle Meßstellendehnung ergibt sich nach Abb. 2.7 zu

$$\bar{\varepsilon}_t = \frac{1}{3} [\varepsilon_t(R_{i,t}) + \varepsilon_t(R_{m,t}) + \varepsilon_t(R_{a,t})] \approx \varepsilon_t(R_{m,t}), \quad (2.47)$$

wobei die radialen Verbindungsleiterbahnen des tangentialen DMS hinreichend kurz ausgeführt sind, so daß ihr Einfluß auf das Meßsignal vernachlässigbar ist. Die Herleitung einer analogen Bedingung gemäß Gleichung (2.46) für den tangentialen DMS bestätigt die Richtigkeit dieser Vereinfachung.

Die Geometriedaten der DMS-Rosette sind in Tabelle 2.3 angegeben. Nach der Einführung

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Radialer DMS			Tangentialer DMS		
	$R_{i,r}$ in $\mu\text{m}$	$R_{a,r}$ in $\mu\text{m}$	$R_{V,r}$ in $\mu\text{m}$	$R_{i,t}$ in $\mu\text{m}$	$R_{m,t}$ in $\mu\text{m}$	$R_{a,t}$ in $\mu\text{m}$
20	75	380	400	581	599	617
250	75	270	280	348	366	384
500	75	240	250	283	301	319
750	75	200	210	250	268	304
1000	75	190	200	228	246	264

Tabelle 2.3: Geometriedaten der DMS; alle Radienangaben beziehen sich auf die Mittellinie der Meßleiterbahnen.

von  $\varepsilon_r = \varepsilon_{r,ges}$  und der mittleren Meßstellendehnungen in Gleichung (1.11) erhält man mit den Gleichungen (2.15) bis (2.47) die Meßspannung

$$U_M = U_0 \frac{k}{2} [\bar{\varepsilon}_r - \bar{\varepsilon}_t]. \quad (2.48)$$

Die Empfindlichkeit des Drucksensors ist nach Gleichung (2.2) bzw. (2.3) definiert als

$$K_p = \frac{dU_M}{d(\Delta p)} \quad (2.49)$$

oder auf die Meßbrückenversorgungsspannung  $U_0$  normiert

$$K_p = \frac{1}{U_0} \cdot \frac{dU_M}{d(\Delta p)} \approx \frac{1}{U_0} \cdot \frac{\Delta U_M}{\Delta(\Delta p)}, \quad (2.50)$$

wenn mit der *Methode der kleinsten Quadrate* der Verlauf der berechneten Meßspannungen bzw. des Sensorsignals durch eine Regressionsgerade approximiert wird, siehe Abb. 2.8 und Abb. 2.9. Die Regressionsgerade wird mit der *Toleranzbandmethode* nach [57] berechnet.

Die der Empfindlichkeitsberechnung zugrundeliegenden Geometriedaten der Drucksensoren sind in Tabelle 2.4 zusammengestellt. Dabei ist zu beachten, daß der Radius des Sensorelements  $R_{SE}$  aufgrund herstellungsbedingter Fehler um ca.  $29 \mu\text{m}$  gegenüber dem Nominalradius  $R_{SE,nom}$  vergrößert ist. Diese Tatsache wird bei der Berechnung der mittleren Meßplattendicke mit Gleichung (2.17) berücksichtigt, siehe auch Abb. 2.4. Die Trägermembranvorspannung wird basierend auf der Angabe in [29] angesetzt. In Abb. 2.8 ist die berechnete

Meßbereich des Drucksensors in hPa	$R_{SE}$ in $\mu\text{m}$	$R_{GK}$ in $\mu\text{m}$	$h_{TM}$ in $\mu\text{m}$	$\bar{h}_{MP}$ in $\mu\text{m}$
20	672	793	1,5	21,60
250	439	560	1,5	21,60
500	374	500	1,5	21,60
750	341	450	1,5	21,60
1000	319	450	1,5	21,60

Tabelle 2.4: Geometrische Daten der Drucksensoren.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Empfindlichkeit $K_p$ in $\text{mV}/(\text{V hPa})$	Korrelationskoeffizient
20	$1,594 \cdot 10^{-2}$	0,99973
250	$4,782 \cdot 10^{-3}$	0,99744
500	$2,762 \cdot 10^{-3}$	0,99643
750	$2,104 \cdot 10^{-3}$	0,99582
1000	$1,682 \cdot 10^{-3}$	0,99539

Verwendete Stoffdaten:

E-Modul von Polyimid  $E_{PI} = 3 \text{ GPa}$

Querkontraktionszahl von Polyimid  $\nu_{PI} = 0,31$

Trägermembranvorspannung  $\sigma_0 = 20 \text{ MPa}$

Radius des Sensorelements  $R_{SE} = R_{SE,nom} + 29 \mu\text{m}$

Tabelle 2.5: Berechnete Empfindlichkeit der Drucksensoren für den Meßbereich  $-\text{FS} \dots +\text{FS}$ .

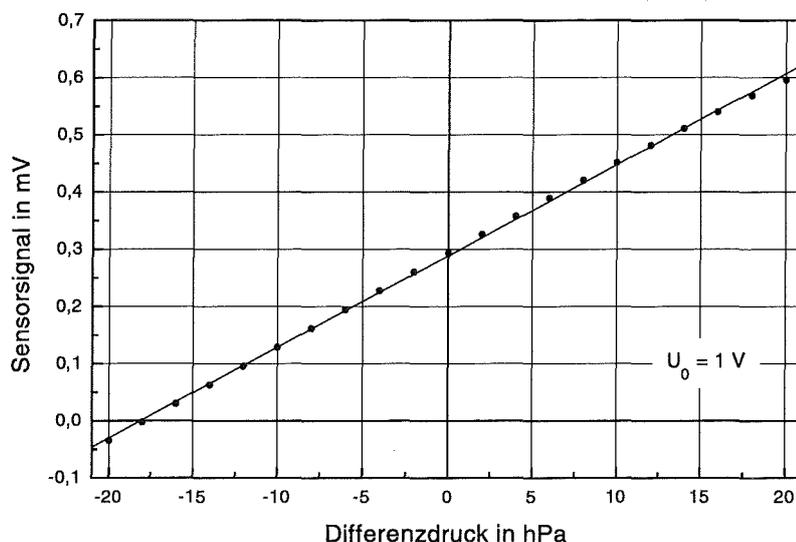


Abbildung 2.8: Berechnete Kalibrierkurve des in den Durchflußsensor integrierten Drucksensors, Meßbereich 20 hPa.

Kalibrierkurve des im Durchflußsensor integrierten Drucksensors dargestellt, wobei das Sensorsignal in äquidistanten Differenzdruckerhöhungen von 2 hPa berechnet worden ist. Der Kurvenverlauf wird in guter Übereinstimmung durch eine Regressionsgerade approximiert. Auffällig ist, daß die berechnete Kalibrierkurve nicht durch den Ursprung des Koordinatensystems verläuft. Dieser Sensoroffset entsteht aufgrund der Vorspannung der Trägermembran, so daß die Meßbrücke bereits im unbelasteten Zustand eine Meßspannung erzeugt. Der Sensoroffset ist in weiten Bereichen durch die Wahl der Verklebetemperatur beim Einhausungsprozeß zu beeinflussen. Wie bereits in Kapitel 1 erläutert wurde, bewirkt eine Erhöhung der Verklebetemperatur eine Verringerung der herstellungsbedingten Trägermembranvorspannung.

Abb. 2.9 zeigt die Kalibrierkurve des Drucksensors mit einem Meßbereich von 250 hPa. Der Kurvenverlauf ist noch hinreichend genau durch eine Gerade zu approximieren, jedoch war der „S-förmige“ Verlauf der berechneten Meßwerte praktisch nicht zu bestätigen, siehe Abschnitt 2.3.2.2. Die in Tabelle 2.5 angegebenen Werte des Korrelationskoeffizienten verdeutlichen, daß sich mit steigendem Meßbereich die Linearität verschlechtert. Diese Tatsache ist mit dem Auftreten der nichtlinear vom Meßdruck abhängigen Randmomente zu erklären. Aufgrund der Wirkung der Randmomente  $M_R$  ist die Sensorelementsteifigkeit und damit auch das Sensorsignal ebenfalls nichtlinear vom Meßdruck abhängig. Aus Abb. 2.9 ist ersichtlich, daß die betragsmäßigen Abweichungen von der Regressionsgeraden für positive Meßdrücke größer als für negative sind. Im Bereich positiver Meßdrücke besitzt das Sensorelement eine geringere Steifigkeit als unter der Wirkung negativer Differenzdrücke. Diese Tatsache ist unmittelbar mit der Wirkungsrichtung des Randmomentes  $M_R$  zu erklären, das unabhängig von der Richtung des wirkenden Differenzdrucks ist, siehe Abb. 2.1 und Abb. 2.2. Der bei negativer Druckdifferenz versteifende Einfluß des Randmomentes äußert sich in einer Linea-

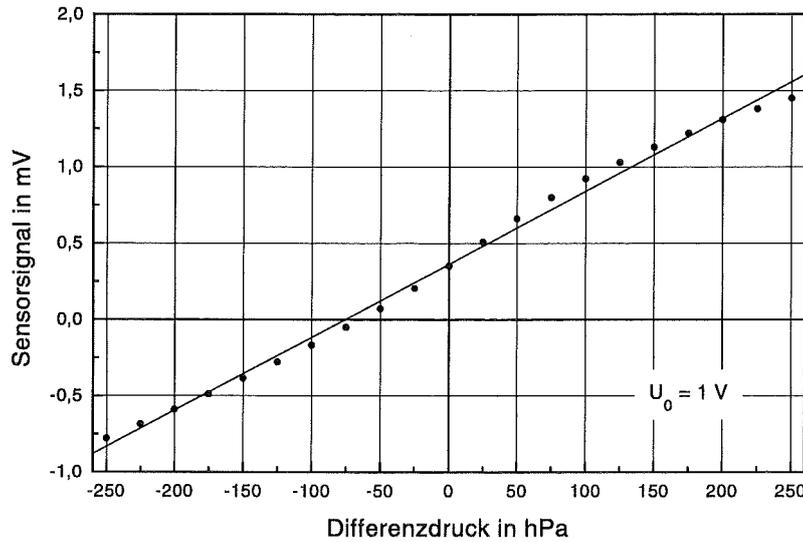


Abbildung 2.9: Berechnete Kalibrierkurve des Drucksensors mit einem Meßbereich von 250 hPa.

risierung der Sensorkennlinie. Damit ein Drucksensor mit einem Meßbereich von 500 hPa eine vergleichbare Linearität wie ein Drucksensor mit 250 hPa Meßbereich aufweist, muß das Sensorelement gemäß Gleichung (1.19) aus einem Polyimid mit einem Elastizitätsmodul von 6 GPa bestehen, das derzeit noch nicht standardmäßig kommerziell verfügbar ist. Der Drucksensor ist folglich bevorzugt für Meßaufgaben im Feindruckmeßbereich einsetzbar.

In Tabelle 2.6 werden konstruktive Maßnahmen vorgestellt, die eine Beeinflussung der Sensoreigenschaften gestatten. Die Grundlage der folgenden Untersuchungen bildet das elasto-statische Modell des Drucksensors, gemäß Abb. 2.1 und Abb. 2.2, das durch die Gleichungen (2.5) bis (2.50) beschrieben wird.

**Fall I:** Eine Verringerung des Gehäusekammerradius  $R_{GK}$  führt zu einer Versteifung der Trägermembran. Diese Tatsache ergibt sich aus dem Koeffizientenvergleich von Gleichung (3.1) und Gleichung (3.2). Die linearisierte Trägermembransteifigkeit ist gegeben durch die Gleichung

$$c_{TM,\beta=0} = - \left( \frac{dF_c}{dx} \right)_{\beta=0} = \frac{4\pi h_{TM} \sigma_0}{1 - \left( \frac{R_{SE}}{R_{GK}} \right)^2}. \quad (2.51)$$

Strebt  $R_{GK} \rightarrow R_{SE}$  oder  $\sigma_0 \rightarrow \infty$ , so nähert sich die isotrop elastische Lagerung des Sensorelements der ideal starren Lagerung ( $c_{TM} \rightarrow \infty$ ) an. Infolgedessen verringert sich die Randauslenkung  $w_R$  der Trägermembran sowie die Randnormalkraft  $n_R$  und das Randmoment  $M_R$ , siehe Gleichung (2.15) und (2.16). Dadurch nimmt die Dehnung der Mittelebene des Sensorelements ab. Das elastische Verhalten des Sensorelements nähert sich dem der dünnen Platte mit kleinen Auslenkungen an, was sich in einer erhöhten Empfindlichkeit und einer verbesserten Linearität des Sensors äußert.

**Fall II:** Eine Erhöhung der Trägermembrandicke  $h_{TM}$  führt ebenfalls zu einer Versteifung der Trägermembran und deshalb zu einer verringerten Randauslenkung  $w_R$ . Allerdings nehmen die Randnormalkraft  $n_R$  und das Randmoment  $M_R$  zu, da sie direkt proportional zur Trägermembrandicke sind und die Erhöhung der Membrandicke die Verringerung der Randauslenkung  $w_R$  der Trägermembran überkompensiert. Die abnehmende Empfindlichkeit ist auf die geringeren Meßstellendehnungen infolge der Verringerung des vertikalen Abstands  $z$  zwischen der Mittelebene des Sensorelements und der Meßebeine zurückzuführen, siehe Gleichung (2.40). Die Abstandsverringerng resultiert unmittelbar aus der dickeren Trägermembran. Dadurch wird die Meßebeine relativ in Richtung der Mittelebene des Sensorelements verschoben. Die Linearität des Drucksensors wird verbessert, da der Ordinatenabschnitt der Kalibrierkurve bzw. des Sensoroffsets zu größeren Werten hin verschoben wird.

**Fall III:** Die Betrachtung dieses Sachverhalts zeigt (siehe Tabelle 2.6), daß sich aus den in Fall II angegebenen Gründen die Randauslenkung  $w_R$  der Trägermembran verringert und die Randnormalkraft  $n_R$  ansteigt. Da gleichzeitig mit der Erhöhung der Trägermembrandicke auch die Meßplattendicke verringert wird, wirken sich diese Änderungen nur wenig auf die Größe des Randmomentes  $M_R$  aus, siehe Gleichung (2.16). Die Verschlechterung der Linearität ist, verglichen mit Fall II eine Folge des sich kaum verändernden Randmomentes  $M_R$ .

**Fall IV:** Eine Erhöhung der Trägermembranvorspannung  $\sigma_0$  bewirkt folgerichtig eine geringere Membranauslenkung. Die Randauslenkung der Trägermembran verringert sich, jedoch wird dieser Effekt infolge der erhöhten Vorspannung überkompensiert, so daß die Randnormalkraft  $n_R$  und das Randmoment  $M_R$  insgesamt zunehmen. Die Empfindlichkeit nimmt ab, weil die wachsende Trägermembranvorspannung den maximalen Nutzsignalpegel reduziert. Dieser Effekt bewirkt eine Linearisierung der Übertragungskennlinie.

Fall	Maßnahme	$w_R$	$n_R$	$M_R$	$K_p$	Linearität
I:	Gehäusekammerradius $R_{GK}$ verringern	↘	↘	↘	↗	↗
II:	Trägermembrandicke $h_{TM}$ erhöhen	↘	↗	↗	↘	↗
III:	Trägermembrandicke $h_{TM}$ erhöhen und mittlere Meßplattendicke $\bar{h}_{MP}$ verringern	↘	↗	↔	↘	↘
IV:	Trägermembranvorspannung $\sigma_0$ erhöhen	↘	↗	↗	↓	↑

Legende: ↔: invariant, ↓: viel kleiner, ↘: kleiner, ↗: größer, ↑: viel größer

Tabelle 2.6: Möglichkeiten zur Beeinflussung der Drucksensoreigenschaften für  $\Delta p > 0$ .

### 2.1.2 Berechnung der Empfindlichkeit des Durchflusssensors

Nachdem die Empfindlichkeit  $K_{p,20}$  des im Durchflusssensor integrierten Feindrucksensors bekannt ist (siehe Tabelle 2.5), ergibt sich mit dem *Hagen-Poiseuilleschen* Gesetz (1.22) und Gleichung (2.50) die Empfindlichkeit  $K_v$  des Durchflusssensors zu

$$K_v = W_{N,KF} \cdot K_{p,20} = W_{KF}(T) \frac{\varrho_{N,KF}}{\varrho_{KF}(T)} \cdot K_{p,20}. \quad (2.52)$$

Die Empfindlichkeit des Durchflusssensors ist über den Strömungswiderstand der Meßkapillare von den Stoffdaten des Meßfluids abhängig, die ihrerseits temperaturabhängig sind. Aufgrund dieser Tatsache ist bei der Durchflusssensorkalibrierung sowohl das verwendete Kalibrierfluid, als auch die Kalibriertemperatur anzugeben. In Tabelle 2.7 sind die Empfindlichkeiten der Durchflusssensoren bei einer Kalibriertemperatur von 25 °C und Stickstoff als Kalibrierfluid, bezogen auf Normbedingungen, angegeben. Die Umrechnung der Empfindlichkeiten für Ein-

Meßbereich des Durchflusssensors in $\text{mm}_n^3/\text{min}$	$W_{KF}(25\text{ °C})$ in $\text{Pa s}/\text{mm}^3$	Empfindlichkeit $K_v$ in $\text{mV}/\left(\text{V}\frac{\text{mm}_n^3}{\text{min}}\right)$
100	1224,29	$3,552 \cdot 10^{-3}$
1000	121,61	$3,528 \cdot 10^{-4}$
10000	12,34	$3,580 \cdot 10^{-5}$

Verwendete Stoffdaten nach [53]:

Normdichte von Stickstoff:  $\rho_{N_2} = 1,234 \frac{\text{kg}}{\text{m}_n^3}$

Dichte von Stickstoff bei Kalibriertemperatur:  $\rho_{N_2}(25\text{ °C}) = 1,130 \frac{\text{kg}}{\text{m}_n^3}$

Tabelle 2.7: Empfindlichkeit der Durchflusssensoren, Kalibrierfluid: Stickstoff.

satztemperaturen, die von der Kalibriertemperatur abweichen, sowie für verschiedene Meßfluide, geschieht mit einem Korrekturfaktor  $\gamma$ , der sowohl stoff- als auch temperaturabhängig ist. Mit diesem Faktor ist die Empfindlichkeit des Durchflusssensors zu multiplizieren, wenn die Meßtemperatur von der Kalibriertemperatur und/oder das Meßfluid vom verwendeten Kalibrierfluid abweicht. Die Berechnung des Korrekturfaktors wird im folgenden dargestellt.

Bei einem konstanten Druckverlust  $\Delta p$  gilt nach *Hagen-Poiseuille*

$$q_{v,KF}(T) \cdot \eta_{KF}(T) = q_{v,MF}(T) \cdot \eta_{MF}(T), \quad (2.53)$$

wobei die temperaturbedingte Längen- und Querschnittsänderung der Meßkapillare im Einsatzbereich des Durchflusssensors vernachlässigbar ist.

Sobald im Durchflusssensor ein stationärer Zustand herrscht, gilt aufgrund der Kontinuitätsgleichung für ein inkompressibles Fluid

$$q_{v,N,KF} \cdot \rho_{N,KF} = q_{v,KF}(T) \cdot \rho_{KF}(T). \quad (2.54)$$

Aus den Gleichungen (2.53) und (2.54) ergibt sich der Norm-Volumenfluß des Kalibrierfluids in Abhängigkeit des Volumendurchflusses des Meßfluids bei beliebiger Temperatur zu

$$q_{v,N,KF} = \frac{\eta_{MF}(T)}{\nu_{KF}(T)\rho_{N,KF}} q_{v,MF}(T). \quad (2.55)$$

Somit lautet der Korrekturfaktor, mit dem die Empfindlichkeit  $K_v$  zu multiplizieren ist

$$\gamma = \frac{\eta_{MF}(T)}{\nu_{KF}(T)\rho_{N,KF}}. \quad (2.56)$$

In Tabelle 2.8 ist der Korrekturfaktor für die Meßfluide Stickstoff ( $\text{N}_2$ ), Luft, Kohlendioxid ( $\text{CO}_2$ ) und Ammoniak ( $\text{NH}_3$ ) im Temperaturbereich von 0 °C bis 70 °C angegeben. Die Berechnung des Korrekturfaktors für eine nicht in Tabelle 2.8 angegebene Temperatur erfolgt

mittels linearer Interpolation. Aus Gleichung (2.56) ist ersichtlich, daß für den Sonderfall  $T = T_N$   $\gamma = \frac{\eta_{MF}}{\eta_{KF}}$  ist. Entsprechend gilt für den Sonderfall, daß Meßfluid und Kalibrierfluid identisch sind  $\gamma = \frac{\varrho(T)}{\varrho_N}$ .

Temperatur in °C	Korrekturfaktor $\gamma$			
	N <sub>2</sub>	Luft	CO <sub>2</sub>	NH <sub>3</sub>
0	1,000	1,036	0,824	0,552
10	0,963	0,998	0,799	0,537
20	0,932	0,965	0,778	0,525
30	0,901	0,934	0,757	0,513
40	0,871	0,903	0,736	0,501
50	0,845	0,877	0,719	0,491
60	0,819	0,850	0,701	0,481
70	0,795	0,826	0,685	0,472

Tabelle 2.8: Korrekturfaktoren  $\gamma$  nach Gleichung (2.56) für die Empfindlichkeiten der Durchflußsensoren bei Verwendung verschiedener Meßfluide in Abhängigkeit von der Temperatur; verwendete Stoffdaten nach [53].

## 2.2 Einfluß der Exzentrizität auf die Empfindlichkeit des Drucksensors

Den bisherigen Ausführungen liegt die Annahme zugrunde, daß das Sensorelement fehlerfrei in der Gehäusekammermitte positioniert ist. Aufgrund der beim Einhäusungsprozeß auftretenden Positionierungsfehler weist das Sensorelement gegenüber der Gehäusekammermitte eine Exzentrizität  $e_{GK}$  auf. Die isotrop elastische Lagerung des Sensorelements geht somit in eine *anisotrop* elastische Lagerung über. Daraus resultiert bei Differenzdruckbeaufschlagung des Sensors eine Neigung  $\beta$  des Sensorelements, die abhängig von der Größe des Differenzdrucks und der Exzentrizität  $e_{GK}$  ist. Wie später gezeigt wird, existiert außerdem eine Exzentrizität  $e_{SE}$ , die infolge der Masken-Positionierungsungenauigkeit im 3. Belichtungsschritt entsteht, siehe Abb. 1.5. Zur Verdeutlichung der beiden unterschiedlichen Exzentrizitäten siehe auch Abb. 2.14 auf S. 51. Da  $|e_{GK}| \gg |e_{SE}|$  gilt, ist die Masken-Positionierungsungenauigkeit bei der nun folgenden Betrachtung vernachlässigbar. Es gelten die empirisch ermittelten Definitionsbereiche

$$0 < |e_{SE}| \leq 4 \mu\text{m} \quad \text{und} \quad 20 \mu\text{m} < |e_{GK}| \leq 60 \mu\text{m}. \quad (2.57)$$

Zur Ermittlung des Einflusses der Exzentrizität  $e_{GK}$  auf die Empfindlichkeit des Drucksensors wird zunächst das fehlerfrei, d. h. zentrisch in seiner Gehäusekammer positionierte Sensorelement betrachtet, siehe obere Skizze in Abb. 2.10. Dann gilt die Identität

$$U_{M,e_{GK}=0} = K_p \cdot \Delta p \equiv U_{M,G}. \quad (2.58)$$

Existiert hingegen eine Exzentrizität des Sensorelements gegenüber dem Gehäusekoordinatensystem, so neigt sich das Sensorelement um den Winkel  $\beta$ , siehe untere Skizze in Abb. 2.10.

Der Index (1) bezeichnet die Lage des Koordinatensystems des Sensorelements bei verschwindender Exzentrizität, während der Index (2) die qualitative Orientierung dieses Koordinatensystems bei einer von null verschiedenen Exzentrizität  $e_{GK}$  darstellt. Demnach gilt für das Sensorsignal im Koordinatensystem des Sensorelements, wenn  $e_{GK} \neq 0$  ist

$$U_{M,e_{GK} \neq 0} = K_p \cdot \Delta p \cos \beta. \quad (2.59)$$

Der Differenzdruck  $\Delta p$  ist als Vektor zu betrachten, da die radiale Druckbeaufschlagung des Sensorelements vernachlässigbar gering ist. Der Meßfehler infolge der fehlerhaften Positio-

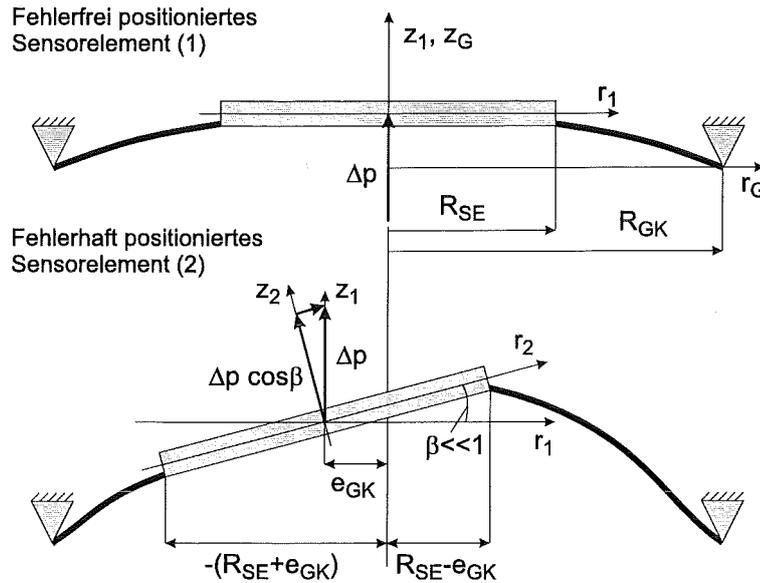


Abbildung 2.10: Zur Erläuterung des Einflusses der Exzentrizität  $e_{GK}$  auf die Empfindlichkeit des Drucksensors.

nierung des Sensorelements im Gehäuse ist mit den Gleichungen (2.58) und (2.59) gegeben durch

$$\Delta U_M = U_{M,e_{GK}=0} - U_{M,e_{GK} \neq 0} = (1 - \cos \beta) K_p \cdot \Delta p. \quad (2.60)$$

Eine grobe Abschätzung des Neigungswinkels  $\beta$  erhält man unter der Annahme, daß

- $R_{GK} \gg e_{GK}$
- $\sigma_0 > \frac{E_{PI}}{1-\nu_{PI}} \varepsilon_b$
- und sich die Auslenkungsform  $w(r)$  der Trägermembran gegenüber der isotrop elastischen Lagerung *unwesentlich* ändert.

Der Neigungswinkel  $\beta$  wird definiert als Differenz zwischen der Neigung der Trägermembran an der Stelle des Übergangs zum Sensorelement bei fehlerfreier Positionierung und bei fehlerhafter Positionierung des Sensorelements im Gehäuse

$$\beta = w'(r = R_{SE}) - w'(r = R_{SE} - e_{GK}), \quad (2.61)$$

wobei sich durch Differentiation von Gleichung (2.7) die Neigung der Trägermembran in Abhängigkeit vom Radius  $r$  ergibt

$$w'(r) = \frac{dw}{dr} = \frac{2w_R r}{R_{GK}^2 - R_{SE}^2}. \quad (2.62)$$

Aus dieser Gleichung erhält man mit Gleichung (2.61)

$$\beta = \frac{2w_R}{R_{GK}^2 - R_{SE}^2} \cdot e_{GK} \quad (2.63)$$

und durch Umformung und Einsetzen von Gleichung (2.8) in Gleichung (2.63) die folgende Bestimmungsgleichung für den Neigungswinkel des Sensorelements

$$\beta = \frac{\Delta p}{2h_{TM}\sigma_0} \cdot e_{GK}. \quad (2.64)$$

Aus Gleichung (2.64) ist ersichtlich, daß bei gegebener Druckdifferenz der Neigungswinkel des Sensorelements umso größer ist, je größer die Exzentrizität und je kleiner die Vorspannung der Trägermembran ist. Außerdem beinhaltet sie den Sonderfall, daß ein fehlerfrei positioniertes Sensorelement ( $e_{GK} = 0$ ) einen verschwindenden Neigungswinkel besitzt. Mit den Daten des Drucksensors für den Differenzdruckmeßbereich von 1000 hPa, einer Trägermembranvorspannung von  $\sigma_0 = 20$  MPa und einer Exzentrizität  $e_{GK} = 50 \mu\text{m}$  ergibt sich ein Neigungswinkel von  $\beta \approx 4^\circ$ . Damit gilt nach Gleichung (2.60) mit der Näherung für kleine Winkel

$$\Delta U_M \approx 0. \quad (2.65)$$

Erst bei Überschreitung eines Neigungswinkels von  $8^\circ$  beträgt der Meßfehler 1 %. Eine präzisere analytische Ermittlung des Neigungswinkels des Sensorelements infolge seiner anisotrop elastischen Lagerung ist aufgrund des Verlustes der Achsensymmetrie des Scheiben-Platten-Problems nicht möglich. Anhand der Gleichung (2.64) ist jedoch abzuschätzen, daß sein Einfluß auf das Sensorsignal gering ist.

## 2.3 Erprobung der Drucksensoren

Im folgenden Abschnitt werden die praktischen Erfahrungen mit den hergestellten Drucksensoren vorgestellt. Dazu wird zuerst der verwendete Meßaufbau zur Sensorkalibrierung, danach das Betriebsverhalten und schließlich die Ergebnisse von Temperaturgangmessungen dargestellt.

### 2.3.1 Kalibrierung der Drucksensoren

Der Aufbau des Versuchsstandes zur Kalibrierung der Drucksensoren ist aus Abb. 2.11 ersichtlich. Die Fluidleitung wird mit einem Labor-Stickstoffanschluß, dessen Druckminderer auf  $p_V = 1,5$  bar eingestellt wurde, verbunden. Zu Beginn einer Kalibrierung sind die Ventile  $V_1$  und  $V_2$  geschlossen. Am Ende der Fluidleitung befindet sich der zu kalibrierende Drucksensor, der bereits auf seiner SMD-Verstärkerschaltung elektrisch kontaktiert wurde. Das verstärkte Sensorsignal wird einem Offsetkompensator zugeführt. Dieser setzt durch einmaliges Betätigen des Tasters vor Beginn der Kalibrierung das Sensorsignal auf Null zurück. Das vom Offset

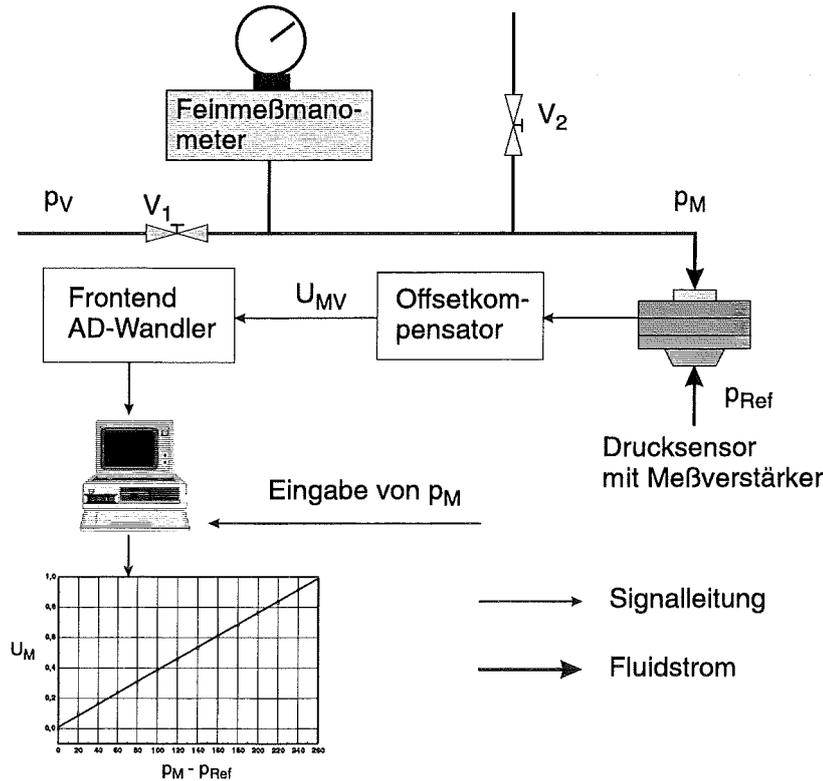


Abbildung 2.11: Versuchsstand zur Drucksensorkalibrierung.

bereinigte Sensorsignal wird an das Frontend eines Analog-Digital-Wandlers weitergeleitet. Der AD-Wandler wird über die RS 232 Schnittstelle des Meßstandsrechners angesteuert. Das Auslesen der Meßdaten bewerkstelligt eine in PASCAL programmierte Meßdatenerfassungs- und -weiterverarbeitungssoftware, die sowohl die aufgenommene Kalibrierkurve auf dem Monitor anzeigt, als auch die Meßdaten in einer Datei abspeichert. Die Kalibrierung des Drucksensors erfolgt durch Betätigung des Ventils  $V_1$  in äquidistanten Schritten. Nach jeder Druckerhöhung wird der eingestellte Meßüberdruck am Feinmeßmanometer abgelesen und auf der Tastatur des Meßstandsrechners eingegeben. Durch die Betätigung der Eingabetaste wird gleichzeitig das Sensorsignal in der Meßdatendatei abgelegt. Auf diese Weise wird der gesamte Meßbereich des Sensors durchfahren und die Belastungs-Kennlinie aufgenommen. Eine Aufnahme der Entlastungs-Kennlinie ist ebenfalls möglich, wenn der Meßdruck  $p_M$  im Leitungssystem durch Betätigung des Ventils  $V_2$  schrittweise abgebaut wird. Abb. 2.12 zeigt die gemessene Kalibrierkurve eines Drucksensors mit einem Differenzdruckmeßbereich von 250 hPa.

In Abb. 2.13 sind typische Kalibrierkurven hergestellter Drucksensoren dargestellt. Ein Vergleich der tatsächlichen Empfindlichkeiten mit den berechneten Empfindlichkeiten zeigt eine gute Übereinstimmung, siehe Tabelle 2.10. Die in dieser Tabelle angegebenen Empfindlichkeiten gelten für den Meßbereich  $0 \dots +FS$ , damit die Vergleichbarkeit mit der gemessenen Empfindlichkeit gegeben ist. Auffällig ist, daß die gemessenen Empfindlichkeiten systematisch kleiner sind als die berechneten. Außerdem ist die Linearität besser als vorausberechnet, vgl. Abb. 2.9. Diese Abweichungen sind mit einer Trägermembranvorspannung  $\sigma_0 > 20$  MPa zu erklären, da die Linearität gemäß Tabelle 2.6 mit steigender Trägermembranvorspannung zu-

nimmt, die Empfindlichkeit hingegen abnimmt. Aus Abb. 2.13 ist weiterhin ersichtlich, daß die Empfindlichkeit der Sensoren mit zunehmendem Meßbereich unterproportional abnimmt. Dieser Sachverhalt wird nachfolgend diskutiert. Das Einsetzen von Gleichung (1.16) in die

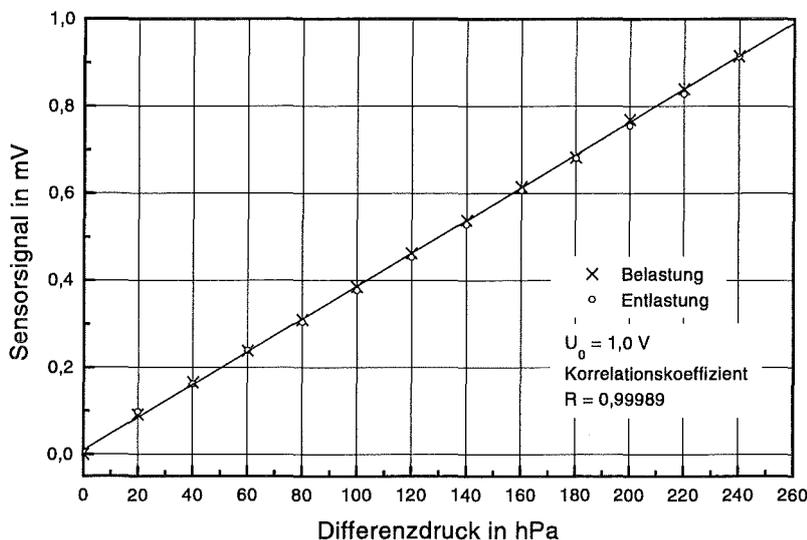


Abbildung 2.12: Kalibrierkurve eines Drucksensors mit einem Meßbereich von 250 hPa.

Gleichungen (2.38) und (2.39) ergibt mit Gleichung (2.40) und der Plattensteifigkeit nach Gleichung (1.13) sowie der Definition der Empfindlichkeit nach Gleichung (2.50) folgende direkte Proportionalität

$$K_p \propto \frac{1}{E_{PI}} \left( \frac{R_{SE}}{h_{SE}} \right)_{nom}^2 \quad (2.66)$$

Nach Gleichung (1.19) gilt außerdem die Proportionalität

$$\left( \frac{R_{SE}}{h_{SE}} \right)_{nom}^2 \propto \sqrt{\frac{E_{PI}}{\Delta p_{max}}}, \quad (2.67)$$

so daß aus den Gleichungen (2.66) und (2.67)

$$K_p \propto \frac{1}{\sqrt{E_{PI} \Delta p_{max}}} \quad (2.68)$$

folgt. Die theoretische Stufung der Empfindlichkeiten zweier Drucksensoren folgt demnach der Gesetzmäßigkeit

$$\frac{K_{p,i+1}}{K_{p,i}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\Delta p_{max,i+1}}{\Delta p_{max,i}}}} \quad (2.69)$$

Diese Gleichung gilt, wenn die Verformung des Sensorelements nach der Plattentheorie 1. Ordnung berechnet wird. Ein Vergleich der Stufung der tatsächlichen Empfindlichkeiten mit den nach Gleichung (2.69) berechneten Stufensprüngen läßt Parallelen erkennen, siehe Tabelle 2.9.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Stufung		Abweichung in %
	theoretisch	tatsächlich	
250			
	0,707	0,594	$\approx -16$
500			
	0,816	0,775	$\approx -5$
750			
	0,866	0,792	$\approx -8,5$
1000			

Tabelle 2.9: Stufung der Empfindlichkeiten der Drucksensoren, Vergleich zwischen theoretischer und tatsächlicher Stufung.

Aus ihr ist ersichtlich, daß der tatsächliche Stufensprung systematisch kleiner als der nach der Plattentheorie 1. Ordnung berechnete ist. Die Abweichung entsteht aufgrund der Versteifung des Sensorelements infolge der Wirkung der Normalkraft  $n_r$  in der Sensorelementmittelebene. Dieses Ergebnis ist ein Indiz dafür, daß trotz der Normalkraftbelastung des Sensorelements die Meßstellendehnungen infolge der Druckbeaufschlagung hervorgerufen werden.

Die in Tabelle 2.10 angegebenen tatsächlichen Empfindlichkeiten stammen von Drucksensoren, die auf demselben Silizium-Wafer hergestellt wurden. Eine Statistik mit einem Stichprobenumfang von  $n = 20$  Drucksensoren mit einem Meßbereich von 250 hPa ergibt,

- daß die Fertigungsausbeute ca. 50 % beträgt,
- daß die mittlere Empfindlichkeit mit  $\bar{K}_p = (2,848 \pm 0,775) \cdot 10^{-3} \frac{\text{mV}}{\text{V hPa}}$  anzugeben ist
- und der mittlere Korrelationskoeffizient  $0,99853 \pm 0,00161$  beträgt.

Bemerkenswert ist, daß der mittlere Korrelationskoeffizient stets größer als der in Tabelle 2.10 für die berechnete Kalibrierkurve angegebene ist, obwohl die Empfindlichkeiten infolge geringfügig unterschiedlicher Trägermembrandicke und von der Annahme abweichender Trägermembranvorspannung erheblichen Streuungen unterworfen sind. Aus diesem Grund sind eingehende Untersuchungen notwendig, um die Trägermembranspannung auf jedem Silizium-Wafer gezielt einzustellen.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Berechnete Empfindlichkeit in mV/(V hPa)	Korrelationskoeffizient	Gemessene Empfindlichkeit in mV/(V hPa)	Korrelationskoeffizient	Abweichung in %
250	$4,354 \cdot 10^{-3}$	0,99094	$3,97 \cdot 10^{-3}$	0,99994	$\approx -8,8$
500	$2,623 \cdot 10^{-3}$	0,98714	$2,36 \cdot 10^{-3}$	0,99942	$\approx -10,0$
750	$1,873 \cdot 10^{-3}$	0,98220	$1,83 \cdot 10^{-3}$	0,99903	$\approx -2,3$
1000	$1,531 \cdot 10^{-3}$	0,97994	$1,45 \cdot 10^{-3}$	0,99918	$\approx -5,3$

Tabelle 2.10: Vergleich von berechneter und gemessener Empfindlichkeit der Drucksensoren für den Meßbereich  $0 \dots + \text{FS}$ .

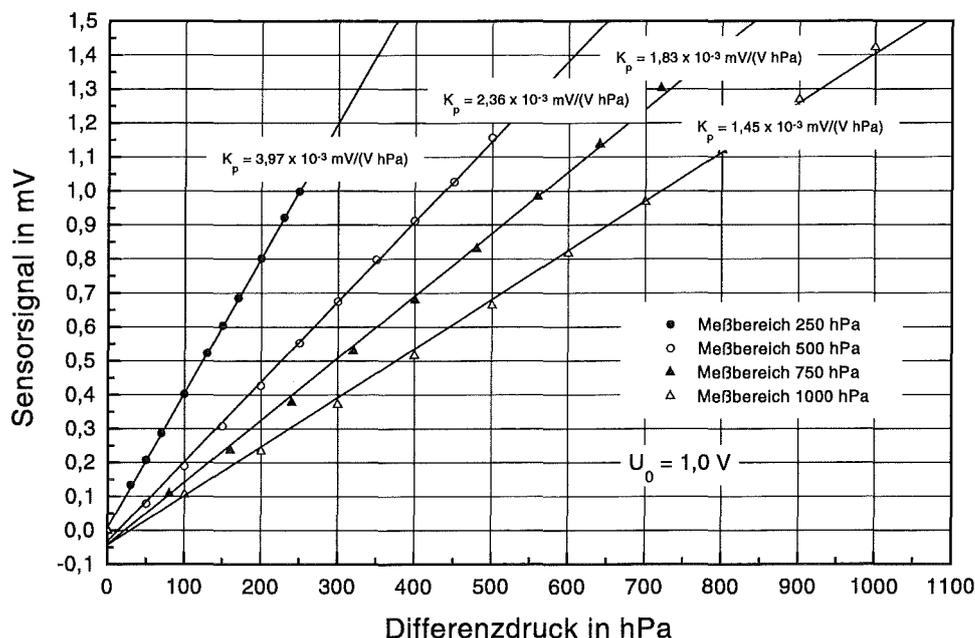


Abbildung 2.13: Empfindlichkeiten der hergestellten Drucksensoren.

### 2.3.2 Betriebsverhalten der Drucksensoren

Nachfolgend werden die Betriebserfahrungen mit den getesteten Drucksensoren vorgestellt.

#### 2.3.2.1 Zeitliche Stabilität des Drucksensorsignals

Sowohl die Kurz- als auch die Langzeitstabilität des Meßsignals hängen entscheidend von der im Sensor dissipierten elektrischen Verlustleistung und der Größe des Sensoroffsets ab. Da die *Wheatstone*sche Meßbrücke im Ausschlagverfahren betrieben wird, ist die Größe des Sensorsignals und damit der Signal-Rausch-Abstand oberhalb der resultierenden Rauschspannung direkt proportional zur gewählten Brückenversorgungsspannung  $U_0$ , siehe Gleichung (2.48). Das elektrische Rauschen setzt sich aus drei wesentlichen Anteilen zusammen:

1. Thermisches Widerstandsrauschen des Sensors als Eingangsruschen des Spannungsverstärkers. Die effektive Rauschspannung ist nach [58] gegeben durch

$$U_{\text{Rausch,eff}} = 2\sqrt{kTRB}, \quad (2.70)$$

mit der *Boltzmann*-Konstante  $k = 1,38 \cdot 10^{-23} \frac{\text{J}}{\text{K}}$  und beträgt bei einem Sensorwiderstand von  $R = 130 \Omega$ ,  $T = 300 \text{ K}$  und einer Bandbreite von  $B = 10 \text{ kHz}$  ungefähr  $0,15 \mu\text{V}$ .

2. Verstärkerrauschen des Spannungsverstärkers nach Abb. 1.2

### 3. Elektrisches Rauschen hervorgerufen durch externe elektrische und/oder magnetische Felder

Der Signal-Rausch-Abstand beträgt bei Differenzdruckbeaufschlagung des Sensorelements mit 1 hPa ca. 20 dB, wenn nur das thermische Widerstandsrauschen des Sensors berücksichtigt wird. Eine Aufstellung wirksamer Maßnahmen zur Unterdrückung von Rauschsignalen bei DMS-Messungen befindet sich in [59]. Generell gilt, daß eine Erhöhung des Signal-Rausch-Abstands durch eine der Meßaufgabe angepasste Verstärkerbandbreite erreicht wird.

Leider nimmt mit steigender Meßbrückenversorgungsspannung  $U_0$  die zeitliche Stabilität des Sensorsignals ab, da die dissipierte elektrische Leistung überproportional ansteigt. In [60] wird das Driftverhalten von DMS untersucht, die mit einer unverhältnismäßig hohen Versorgungsspannung betrieben werden. Aufgrund von örtlichen Unterätzungen bei der Herstellung der DMS-Rosette entstehen durch Breiten- bzw. Schichtdickenschwankungen der Meßleiterbahnen örtliche Widerstandsschwankungen, die eine inhomogene Temperaturverteilung hervorgerufen. Es entstehen sogenannte 'Hot Spots', die bewirken, daß die Meßbrücke asymmetrisch aus dem Gleichgewicht gebracht wird und das Meßsignal irreversibel driftet. Des weiteren entsteht ein herstellungsbedingter Sensoroffset, so daß praktisch die Summe dieser beiden Effekte die Stabilität des Sensorsignals negativ beeinflusst.

Der Sensoroffset setzt sich aus zwei Anteilen unterschiedlichen Ursprungs zusammen

$$U_{\text{Offset,ges}} = U_{\text{Offset},\sigma_0} + U_{\text{Offset},R}. \quad (2.71)$$

Der erste Anteil  $U_{\text{Offset},\sigma_0}$  in Gleichung (2.71) entsteht infolge der Trägermembranvorspannung und bewegt sich innerhalb enger Grenzen. Bei einer Trägermembranvorspannung von 20 MPa beträgt der Sensoroffset 0,3 mV, siehe Abb. 2.8. Dieser Wert ist mit Sicherheit in der Praxis geringer, da der Einfluß des Schrumpfens der Meßplatte während der Polymerisation im Vakuumofen auf die Spannungsverteilung des Sensorelements bzw. der Trägermembran vernachlässigt worden ist.

Der zweite Anteil  $U_{\text{Offset},R}$  entsteht durch fertigungsbedingte unterschiedlich große Aufnehmerwiderstände. Dabei spielen Schichtdickenschwankungen der DMS-Rosette eine untergeordnete Rolle. Der fertigungsbedingte Sensoroffset wird maßgeblich durch die ungleichmäßige Unterätzung der vier Rosetten-DMS beeinflusst. Dieser Offset berechnet sich nach folgender Gleichung zu

$$U_{\text{Offset},R} = U_0 \left[ \frac{R_{r,1}}{R_{r,1} + R_{t,1}} - \frac{R_{t,2}}{R_{r,2} + R_{t,2}} \right], \quad (2.72)$$

siehe Abb. 1.2. Praktisch überwiegt der Sensoroffset aufgrund unterschiedlich großer Aufnehmerwiderstände in Extremfällen den ersten Anteil um bis zu Faktor 100.

Eine Reduktion des fertigungsbedingten Sensoroffsets geschieht durch die Anwendung von Trockenätzverfahren (Ionen-Ätzen im Argonplasma) anstatt des naßchemischen Goldätzens der DMS-Rosette. Die hohe Anisotropie des Ionen-Ätzens verhindert Unterätzungen, die beim naßchemischen Ätzen unvermeidbar sind. Allerdings vernetzt der AZ-Lack, der als Ätzmaske zur Herstellung der DMS-Rosette dient, siehe Abb. 1.5, so daß er nach dem derzeitigen Stand des Wissens nicht mehr zu entfernen ist, ohne daß die Rosette beschädigt wird. Eine weitere Fertigungsalternative stellt ein sogenannter 'Lift-Off'-Prozeß dar.

### 2.3.2.2 Linearität des Drucksensors

Die Linearität des Drucksensors wird entscheidend durch die Genauigkeit bestimmt, mit der die Meßplatte auf die DMS-Rosette aufgebracht wird. Die Vermessung von insgesamt 50 Drucksensoren unter einem Lichtmikroskop ergab, daß sich die Meßplatte häufig nicht zentrisch auf der DMS-Rosette befindet. Diese Exzentrizität entsteht aufgrund des Masken-Positionierungsfehlers im 3. Belichtungsschritt, siehe Abb. 1.5. Die Untersuchungen ergaben, daß ein relativer Positionierungsfehler

$$\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} = 0,01$$

nicht überschritten werden darf, damit die statische Übertragungskennlinie des Drucksensors durch eine Regressionsgerade mit einem Korrelationskoeffizienten  $> 0,99750$  beschreibbar ist. Der in Abb. 2.9 dargestellte leicht „S-förmige“ Verlauf der berechneten Meßwerte war praktisch nicht zu bestätigen. Die Ursache dafür ist die Unzulänglichkeit des elastomechanischen Modells, das den 'Crowning'-Effekt nur näherungsweise berücksichtigt.

Die Forderung, daß das Sensorübertragungsverhalten unabhängig von fertigungsbedingten Positionierungsfehlern des Sensorelements im Gehäuse sein muß, ist praktisch erfüllt worden. Selbst ein Sensor, dessen Sensorelementmittelpunkt eine Exzentrizität von  $|e_{GK}| = 60 \mu\text{m}$  gegenüber dem Gehäusemittelpunkt aufweist, besitzt eine lineare Übertragungskennlinie.

Zur Erläuterung der durch Masken-Positionierungsfehler hervorgerufenen Exzentrizität  $e_{SE}$  und der durch Positionierungsfehler beim Einhausungsprozeß auftretenden Exzentrizität  $e_{GK}$  siehe Abb. 2.14.

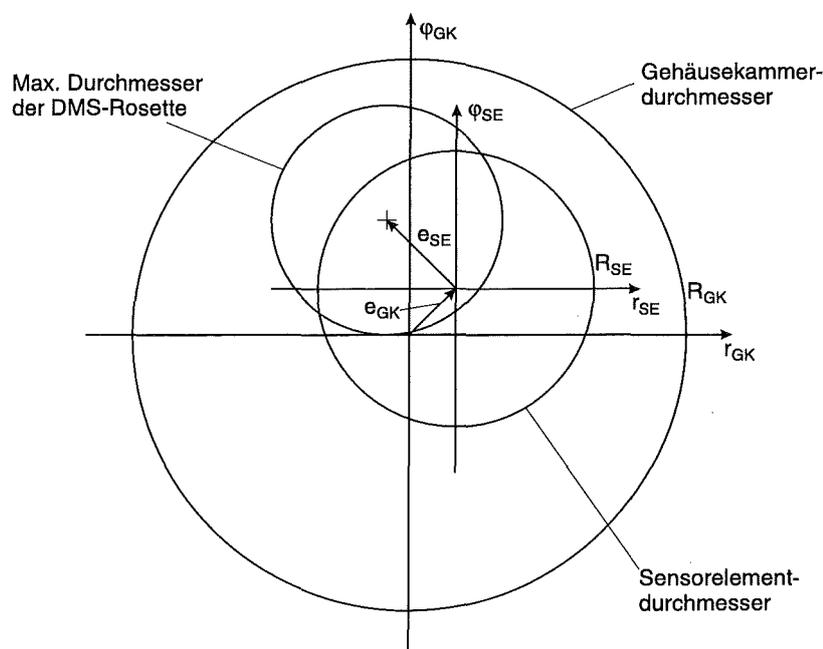


Abbildung 2.14: Zur Erläuterung der Exzentrizität des Sensorelementmittelpunkts gegenüber dem Gehäusemittelpunkt  $e_{GK}$  und der Exzentrizität der DMS-Rosette gegenüber dem Sensorelementmittelpunkt  $e_{SE}$  (nicht maßstäblich).

### 2.3.2.3 Einfluß der Exzentrizität auf die Empfindlichkeit des Drucksensors

Ein nennenswerter Einfluß der Exzentrizität  $e_{GK}$  auf die Empfindlichkeit des Drucksensors ist aufgrund der Größe der Empfindlichkeitsstreuungen der erprobten Sensoren nicht nachzuweisen, wenn der Drucksensor die Bedingung  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01$  erfüllt. Die Empfindlichkeitsstreuungen werden hervorgerufen durch eine Trägermembranvorspannung  $\sigma_0 \neq 20$  MPa oder Dickenschwankungen des Sensorelements.

### 2.3.2.4 Verhalten des Drucksensors bei Überlastung

Zur Ermittlung des Sensorverhaltens bei Überlastung wurde ein Drucksensor mit einem linearen Meßbereich von 250 hPa bis zu einem Maximaldruck von 1000 hPa mehrmals belastet, ohne daß eine bleibende Schädigung festgestellt werden konnte. Die progressive Steifigkeit der Trägermembran verhindert, daß das Sensorelement am Gehäusekammerdeckel anschlägt, siehe Kapitel 3. Nach erfolgter Überlastung relaxiert das Sensorelement und nach ca. 5 Minuten ist der Sensor erneut einsatzfähig. Ab einem Differenzdruck von 4 bar muß mit dem Ablösen der Schlauchverbindung vom Fluid-Anschluß des Sensors gerechnet werden. Ein Bersten der Trägermembran war nicht zu beobachten. Die Meßleiterbahnen der DMS sind jedoch aufgrund der unzulässig hohen Meßebenenendehnungen durchtrennt worden.

### 2.3.2.5 Rekalibrierungen des Drucksensors

Drucksensoren, mit denen bereits Messungen bei Überlast durchgeführt wurden, sind erneut kalibriert worden, ohne daß eine signifikante Änderung der Kalibriergeraden nachgewiesen werden konnte.

Nach diesen Erfahrungen gilt, daß die Drucksensoren folgende Eigenschaften besitzen, wenn  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01$  und  $\frac{U_{\text{Offset, ges}}}{U_0} < 10^{-3}$  ist:

Korrelationskoeffizient:	> 0,99750
Hysterese:	< 2,0 % FS
Reproduzierbarkeit des Meßwerts:	< 4,0 % FSO
Überlastfestigkeit:	
1000 hPa	bei 250 hPa Meßbereich
1500 hPa	bei 1000 hPa Meßbereich

Legende: FS: Full Scale, FSO: Full Scale Output

Tabelle 2.11: Mindesteigenschaften der Drucksensoren.

### 2.3.3 Ermittlung des Temperaturkoeffizienten des Sensoroffsets

Zur Ermittlung des Temperaturkoeffizienten des Drucksensoroffsets werden Temperaturgangmessungen in einem programmierbaren Klimaschrank innerhalb eines Temperaturbereichs von 5 °C bis 75 °C durchgeführt. Dazu wird die Temperatur in Schritten von 5 °C bzw.

10 °C erhöht und wieder verringert. Vorversuche haben ergeben, daß eine Maximaltemperatur von 75 °C nicht überschritten werden darf, da ansonsten der unter den elektrischen Sensorkontakten befindliche Klebstoff zu fließen beginnt, siehe Abb. 1.1. Dadurch verringert sich die Anpreßkraft des Polymerleiters, der die elektrischen Kontakte des Sensors mit denen der SMD-Verstärkerschaltung verbindet, und eine zuverlässige Sensorkontaktierung ist nicht mehr gegeben. Die Temperaturgangmessung des Sensoroffsets beginnt bei Raumtemperatur mit steigender Temperatur bis zum oberen Umkehrpunkt bei 75 °C. Anschließend wird die Temperatur abgesenkt, bis der untere Umkehrpunkt bei 5 °C erreicht ist. Die Messung endet beim Startpunkt. Es ist darauf zu achten, daß die Haltezeit der Temperatur nach jedem Temperaturführungssprung des Klimaschranks hinreichend lang ist, damit sich im Sensor ein stationärer thermischer Zustand einstellt. Zur Temperaturgangmessung des Sensoroffsets wird der auf seiner SMD-Verstärkerschaltung elektrisch kontaktierte Sensor in ein nur von einer Stirnseite zugängliches dünnwandiges Aluminiumrohr geschoben, das in der Mitte des Klimaschranks platziert wird. Dadurch wird verhindert, daß die durch den Ventilator des Klimaschranks verursachte Konvektion die Messung verfälscht. Im Aluminiumrohr befindet sich außerdem ein frei aufgehängter Temperatursensor, der die Temperatur in unmittelbarer Nähe des Sensors mißt. Sein Signal wird nach dem Start der Messung mit Hilfe eines x-t-Schreibers aufgenommen. Der manuelle Offsetkompensator befindet sich außerhalb des Klimaschranks. Zu Beginn der Messung wird der Sensoroffset kompensiert und auf den zweiten Kanal des x-t-Schreibers gelegt. Da beide Kanäle zeitlich synchron arbeiten, erhält man durch Elimination der Zeit den in Abb. 2.15 dargestellten Temperaturgang des Sensoroffsets. Dieser ist als typisch zu betrachten, wenn der Sensoroffset etwa 5 mV beträgt. Bei dieser Größe des Sensoroffsets ist der fertigungsbedingte Sensoroffset  $U_{\text{Offset},R}$  ca. um den Faktor 16 größer als der durch die Trägermembranvorspannung verursachte  $U_{\text{Offset},\sigma_0}$ . Größere Offsetwerte bewirken eine höhere Temperaturempfindlichkeit, und die Linearität des Temperaturgangs ist nicht mehr gegeben. Eine Reduktion des Sensoroffsets bewirkt dementsprechend eine Verringerung der Temperaturempfindlichkeit. Der Temperaturgang des Drucksensoroffsets wird maßgeblich durch folgende Faktoren beeinflusst:

- Differenz zwischen dem thermischen Längenausdehnungskoeffizienten von Sensorgehäuse (Polysulfon) und Sensorelement (Polyimid):

Es ist wünschenswert, daß  $\alpha_{PSU} \approx \alpha_{PI}$  ist, damit die Trägermembranvorspannung  $\sigma_0$  weitgehend temperaturunabhängig ist. In [37] wird darauf hingewiesen, daß der Längenausdehnungskoeffizient von Polyimiden vom Monomer und der Polymerisationstemperatur abhängig ist und innerhalb des Bereiches  $(7 \dots \approx 50) \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$  gezielt einstellbar ist. Der Längenausdehnungskoeffizient von Polysulfon beträgt  $56 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$ .

- Größe der Exzentrizität  $e_{GK}$  des Sensorelements gegenüber seinem Gehäuse:

Dadurch wird die Symmetrie des im Sensorelement herrschenden ebenen Spannungszustands gestört.

- 'Crowning'-Effekt:

Er bewirkt im Sensorelement eine inhomogene Temperaturverteilung, da der Randbereich des Sensorelements eine ca. 5  $\mu\text{m}$  höhere Schichtdicke aufweist als der Mittelbereich.

- die im Sensorelement dissipierte elektrische Verlustleistung:

Die Driftneigung wird durch vorhandene 'Hot Spots' unter Temperaturbeaufschlagung verstärkt.

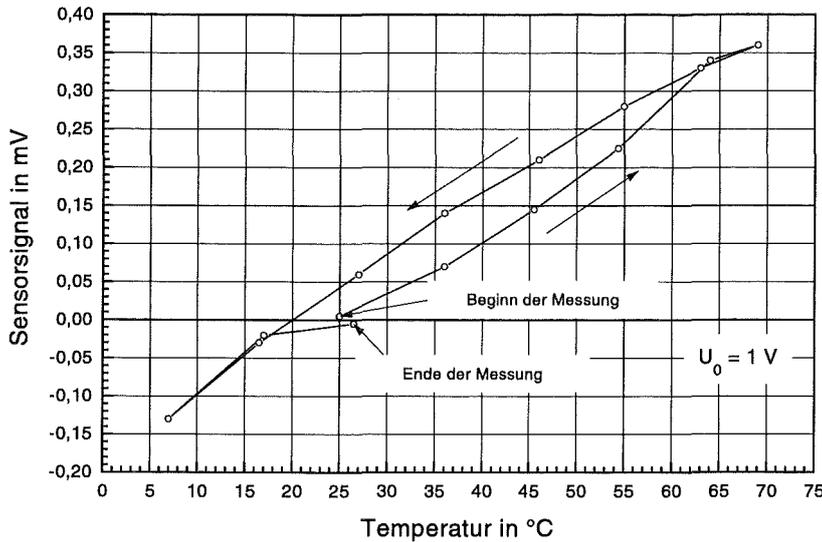


Abbildung 2.15: Temperaturgang des Drucksensoroffsets,  $\frac{U_{\text{Offset,ges}}}{U_0} = 5,02 \cdot 10^{-3}$ , relativer Positionierungsfehler  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} = 9,1 \cdot 10^{-3}$ .

Der Temperaturkoeffizient des Drucksensoroffsets ist in Tabelle 2.12 angegeben. Eine Verringerung des Temperaturkoeffizienten erfordert eine weitgehende Reduktion des herstellungsbedingten Sensoroffsets infolge ungleich großer Aufnehmerwiderstände um *mindestens* eine Größenordnung. Sollte diese Maßnahme nicht ausreichen, müssen die Polymerisationsparameter des Polyimid-Vorprodukts optimiert und gegebenenfalls auf ein Konkurrenzprodukt ausgewichen werden.

### 2.3.4 Ermittlung des Temperaturkoeffizienten der Empfindlichkeit

Die Ermittlung des Temperaturkoeffizienten der Empfindlichkeit  $\alpha_K$  erfordert die Aufnahme der Kalibrierkurve bei verschiedenen Temperaturen innerhalb des Einsatzbereichs des Sensors, die für die Dauer einer Messung konstant sein müssen. Wenn kein Klimaschrank zur Verfügung steht, erfüllt eine temperaturregelbare Heizplatte, auf die der Sensor gelegt wird, den gleichen Zweck. Zur Vermeidung der Konvektion wird der Sensor mit einem Becherglas – mit möglichst geringem Innenvolumen – abgedeckt, siehe [61]. Die Aufnahme der Kalibrierkurven erfolgt mit dem Versuchstand nach Abb. 2.11 bei den Temperaturen 22 °C, 48 °C und 69 °C. Dabei wird jede Kalibrierung erst nach dem Erreichen des jeweiligen stationären Temperaturniveaus gestartet. Zu Beginn jeder Messung wird der Sensoroffset mit Hilfe des Offsetkompensators eliminiert. Das Ergebnis ist in Abb. 2.16 dargestellt. Der Temperaturko-

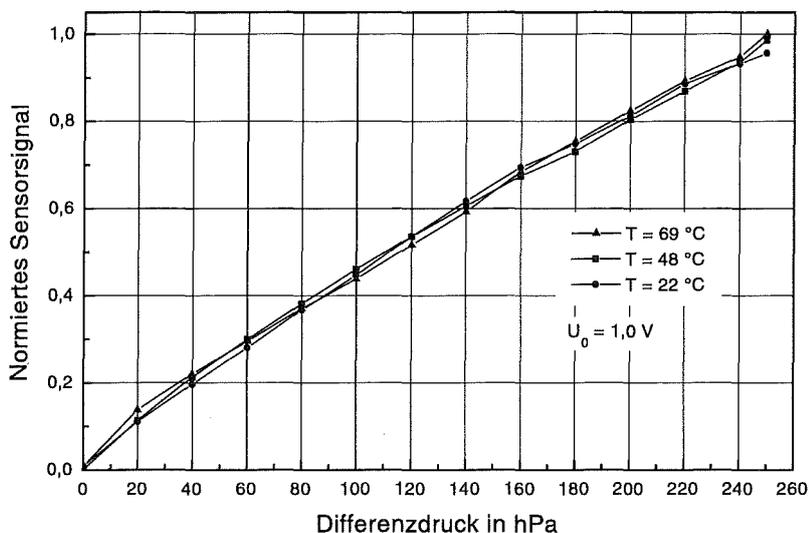


Abbildung 2.16: Aufgenommene Kalibrierkurven eines Drucksensors mit 250 hPa Meßbereich zur Ermittlung des Temperaturkoeffizienten der Empfindlichkeit.

effizient der Empfindlichkeit berechnet sich nach Gleichung (2.2) zu

$$\alpha_K \approx \frac{1}{K_p(T_{min})} \cdot \frac{K_p(T_{max}) - K_p(T_{min})}{T_{max} - T_{min}}$$

Die Temperaturkoeffizienten des Drucksensors sind in Tabelle 2.12 zusammengestellt.

Einsatzbereich in °C	Temperaturkoeffizient $\frac{U_{Offset}(\Delta T)}{U_0 \Delta T}$ des Offsets in $K^{-1}$	Temperaturkoeffizient $\alpha_K$ der Empfindlichkeit in $K^{-1}$
5 ... 70	$(7,886 \pm 0,365) \cdot 10^{-6}$	$(1,488 \pm 0,337) \cdot 10^{-4}$

Tabelle 2.12: Temperaturkoeffizienten des Drucksensors,  $\frac{U_{Offset,ges}}{U_0} = 5,02 \cdot 10^{-3}$ , relativer Positionierungsfehler  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} = 9,1 \cdot 10^{-3}$ .

### 2.3.5 Fertigungsausbeute des Drucksensors

Die Fertigungsausbeute des Drucksensors wird wesentlich durch die beiden folgenden Qualitätsmerkmale

- Sensoroffset  $U_{Offset,ges}$  und
- Betrag des Positionierungsfehlers  $e_{SE}$  der Meßplatte gegenüber der DMS-Rosette

bestimmt.

Der Sensoroffset wird hauptsächlich durch unterschiedlich große Aufnehmerwiderstände der die Rosette bildenden DMS hervorgerufen, siehe Gleichung (2.72). Eine Messung der Aufnehmerwiderstände aller vier DMS einer Rosette bei insgesamt 36 Drucksensoren ergab, daß die durch Unterätzungen hervorgerufenen Widerstandsschwankungen stochastisch verteilt sind. Jeder DMS besitzt mit der gleichen relativen Häufigkeit den kleinsten, den zweitkleinsten, den drittkleinsten bzw. den größten Aufnehmerwiderstand. Aufgrund dieses Ergebnisses sind Konstruktionsfehler bei der Herstellung der DMS-Rosetten-Chrommaske, die zur 2. Belichtung in Abb. 1.5 benötigt wird, ausgeschlossen.

Der Betrag des Positionierungsfehlers  $e_{SE}$  ist durch die Genauigkeit bestimmt, mit der die Justiermarken der Chrommaske mit den Justiermarken des Substrats zur Deckung gebracht werden können, siehe 3. Belichtungsschritt in Abb. 1.5. Bevor dieser Fertigungsschritt durchgeführt wird, muß das Polyimid-Vorprodukt im Vakuumofen getrocknet werden. Danach besitzt es eine Dicke von ca.  $40 \mu\text{m}$ . Infolgedessen bestehen hohe Anforderungen an die Tiefschärfe der Justieroptik des Maskenaligners. Mit dem derzeit zur Verfügung stehenden Maskenaligner ist lediglich eine Positionierungsungenauigkeit von  $4 \mu\text{m} \leq |e_{SE}| \leq 10 \mu\text{m}$  erreichbar.

Damit ein Drucksensor einen Regressionskoeffizienten  $> 0,99750$  aufweist, muß gelten

$$\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01.$$

Diese empirisch ermittelte Bedingung wurde von ca. 50 % aller Drucksensoren mit einem Meßbereich von 250 hPa erfüllt. Für alle übrigen Sensoren mit größerem Meßbereich, d. h. mit kleinerem Sensorelementradius, nimmt die Fertigungsausbeute rasch ab und beträgt bei einem Drucksensor mit 1000 hPa Meßbereich nur noch ca. 2 %. Abhilfe schafft die Verwendung eines modernen Maskenaligners, der dem Stand der Technik entspricht und der einen maximalen Maskenpositionierungsfehler  $|e_{SE}| = 1 \mu\text{m}$  garantiert.

## 2.4 Erprobung der Durchflußsensoren

In diesem Abschnitt werden die praktischen Erfahrungen mit den gefertigten Durchflußsensoren geschildert. Die Gliederung erfolgt nach den gleichen Gesichtspunkten wie zuvor beim Drucksensor.

### 2.4.1 Kalibrierung der Durchflußsensoren

Der Versuchsstand zur Kalibrierung der Durchflußsensoren ist in Abb. 2.17 dargestellt. Der Einlaß des Gasflußreglers ist mit dem Druckminderer des Labor-Stickstoffanschlusses verbunden. Über das Steuergerät wird die Führungsgröße des Reglers manuell vorgegeben. Der Auslaß des Gasflußreglers ist mit dem zu kalibrierenden Durchflußsensor verbunden. Diese Verbindungsleitung besitzt einen Abzweig, die sogenannte Bypassleitung, an dessen Ende sich ein einstellbarer Strömungswiderstand befindet. Durch diesen Aufbau wird ein fluidischer Stromteiler realisiert. Der Gasflußregler besitzt einen Regelbereich von 0 bis  $10000 \text{ mm}^3/\text{min}$ , so daß der entsprechende Durchflußsensor im direkten Verfahren zu kalibrieren ist. Dazu wird die Bypassleitung verschlossen. Zur Kalibrierung aller übrigen Durchflußsensoren wird die

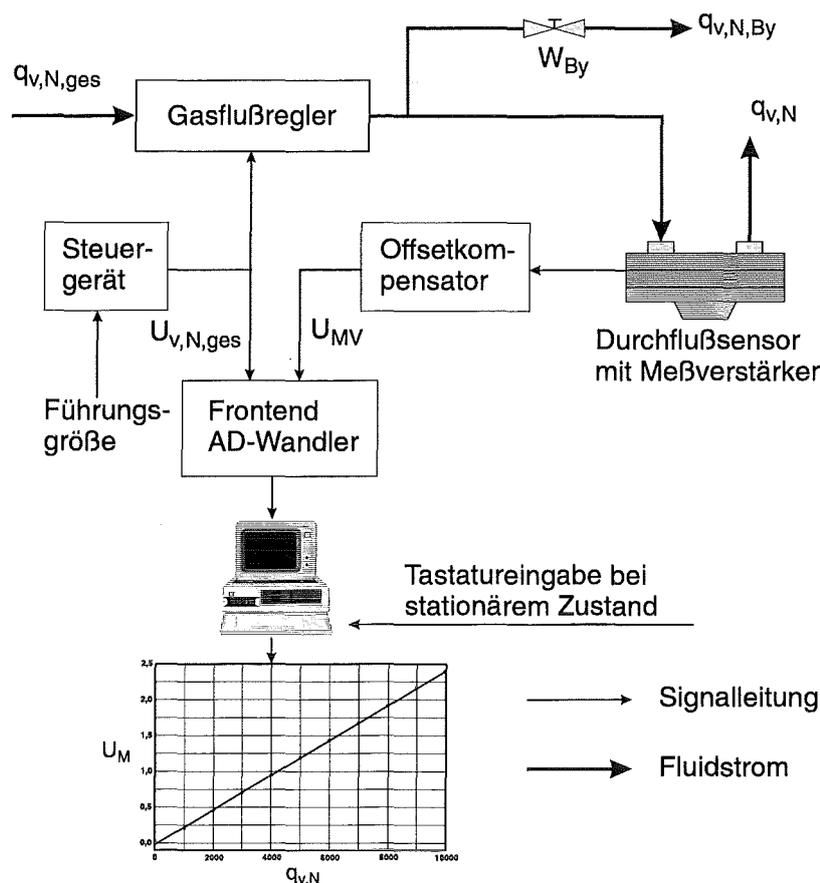


Abbildung 2.17: Versuchsstand zur Durchflusssensorkalibrierung.

Bypassleitung benötigt. Der Strömungswiderstand wird derart eingestellt, daß der geregelte Gesamtdurchfluß im Verhältnis 10 : 1 geteilt wird, wenn der Meßbereich des Durchflusssensors  $1000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$  beträgt. Der Teilungsfaktor beträgt demnach 100 : 1, wenn ein Durchflusssensor mit einem Meßbereich von  $100 \text{ mm}_n^3/\text{min}$  zu kalibrieren ist. Auf diese Weise wird sowohl die Vollaussteuerung des Regelbereiches des Gasflußreglers als auch die Vollaussteuerung des Meßbereiches des zu kalibrierenden Durchflusssensors ermöglicht. Das im SMD-Verstärker aufbereitete Sensorsignal wird dem manuellen Offsetkompensator zugeführt, der den Sensoroffset durch einmaligen Tastendruck eliminiert. Das verstärkte Meßsignal des Durchflusssensors wird dem Frontend des AD-Wandlers zugeführt. Die Regelgröße des Gasflußreglers wird über eine Schnittstelle des Steuergerätes ebenfalls an den AD-Wandler übermittelt. Die weitere Signalverarbeitung erfolgt analog zur Drucksensorkalibrierung über den Meßstandsrechner mit einem zweiten Modul des Meßwerterfassungsprogramms. Nach der Eingabe der Kalibriertemperatur und der Strömungswiderstände von Durchflusssensor und Bypass wird der fluidische Teilungsfaktor

$$\frac{q_{v,N}}{q_{v,N,ges}} = \frac{W_{By,N}}{W_{By,N} + W_{N,KF}} \quad (2.73)$$

berechnet und die Kalibrierung bei Null beginnend gestartet. Die Vorgabe der Führungsgröße des Gasflußreglers erfolgt jeweils über das Steuergerät. Sobald der Gasflußregler und das Sensorsignal einen stationären Zustand erreicht haben, wird durch Betätigung der Eingabetaste auf der Rechnertastatur die Regelgröße und das Sensorsignal in einer Datei gespeichert. Die

Kalibrierkurve wird in äquidistanten Schritten durchfahren, wobei der Sensor bis zur Vollaussteuerung be- und entlastet wird. In Abb. 2.18, Abb. 2.19 und Abb. 2.20 sind typische Kalibrierkurven dargestellt.

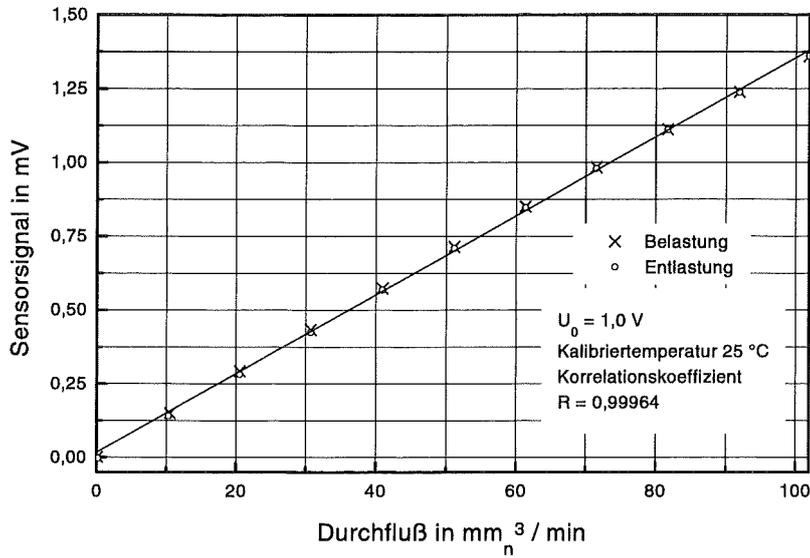


Abbildung 2.18: Kalibrierkurve eines Durchflußsensors mit einem Meßbereich von 100 mm<sup>3</sup>/min.

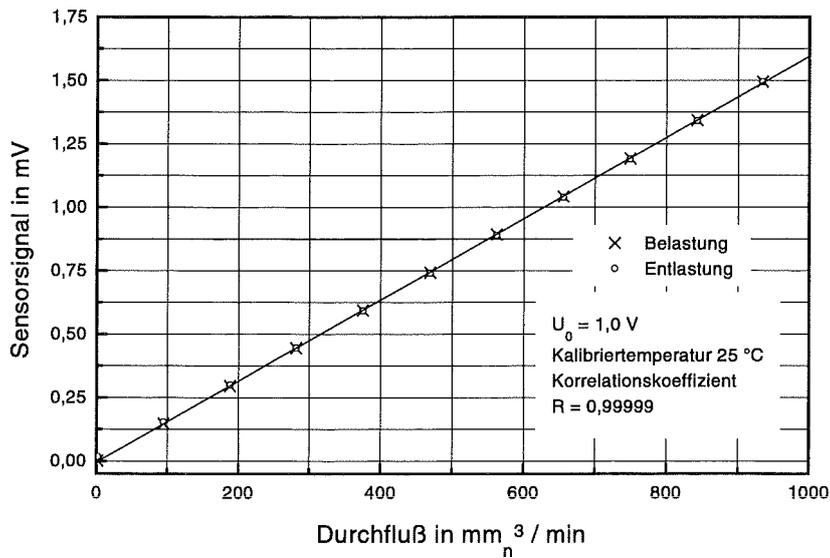


Abbildung 2.19: Kalibrierkurve eines Durchflußsensors mit einem Meßbereich von 1000 mm<sup>3</sup>/min.

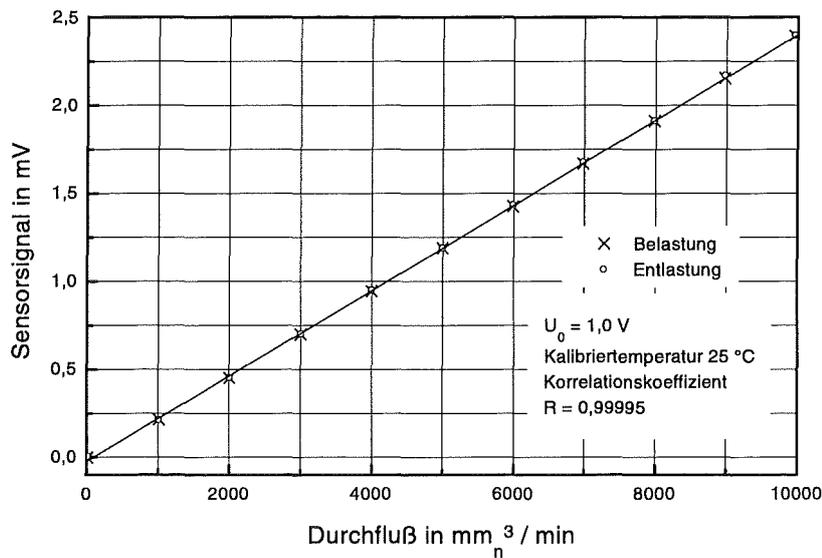


Abbildung 2.20: Kalibrierkurve eines Durchflusssensors mit einem Meßbereich von  $10000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$ .

## 2.4.2 Betriebsverhalten der Durchflusssensoren

Die Betriebserfahrungen mit den erprobten Durchflusssensoren werden im folgenden dargestellt.

### 2.4.2.1 Zeitliche Stabilität des Durchflusssensorsignals

Die Aussagen über die Kurz- und Langzeitstabilität des Drucksensorsignals werden durch das Betriebsverhalten des Durchflusssensors bestätigt. Der elektrische Widerstand der *Wheatstone* schen Meßbrücke beträgt  $125 \pm 5 \Omega$ , so daß bei einer Brückenversorgungsspannung von  $U_0 = 1 \text{ V}$ , die im Sensorelement dissipierte elektrische Verlustleistung  $< 8,3 \text{ mW}$  beträgt. Die geringe Verlustleistung wirkt sich positiv auf die Stabilität des Sensorsignals der Durchflusssensoren aus. Im Vergleich dazu beträgt die in einem Drucksensor mit  $250 \text{ hPa}$  Differenzdruckmeßbereich dissipierte Leistung ca.  $11,4 \text{ mW}$  bzw.  $18,2 \text{ mW}$  bei einem Sensor mit  $1000 \text{ hPa}$  Meßbereich.

Der maximale Durchflusssensoroffset beträgt  $33 \text{ mV}$  und ist identisch mit dem größten gemessenen Drucksensoroffset. Eine Statistik mit einem Stichprobenumfang von 45 Sensoren ergibt, daß ca.  $75 \%$  der Durchflusssensoren einen Offset  $< 5 \text{ mV}$  besitzen und ca.  $16 \%$  einen Offset von  $5 \text{ mV}$  bis  $10 \text{ mV}$  aufweisen, siehe Abb. 2.21.

Generell gilt für alle Sensoren, daß je größer der Meßbrückenwiderstand ist, desto besser ist die Nullpunktstabilität des Sensors und desto kleiner ist der durch das naßchemische Ätzen der DMS-Rosette hervorgerufene Sensoroffset.

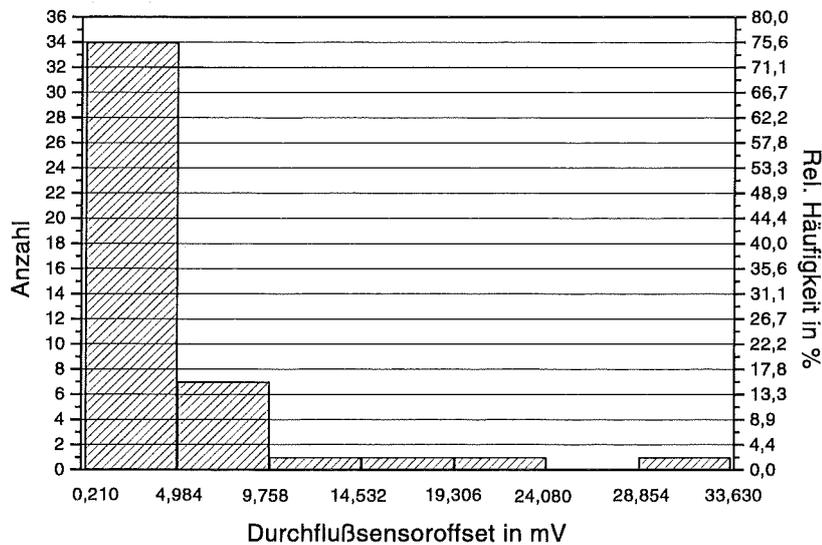


Abbildung 2.21: Histogramm der gemessenen Durchflußsensoroffsets; Stichprobenumfang  $n = 45$ .

#### 2.4.2.2 Linearität und Empfindlichkeit des Durchflußsensors

Aufgrund der Größe des Sensorelementradius ist die Forderung  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01$  mit dem zur Verfügung stehenden Maskenaligner mühelos erreichbar, so daß die Durchflußsensoren eine gute Linearität, verbunden mit einer hohen Fertigungsausbeute, besitzen. Eine Kalibrierkurve mit einem Korrelationskoeffizienten  $< 0,99800$  ist selten zu beobachten. In Tabelle 2.13

Meßbereich des Durchflußsensors in $\text{mm}_n^3/\text{min}$	Berechneter FSO in mV	Tatsächlicher FSO in mV	Fertigungsausbeute in %
100	0,355	1,25 ... 1,38	$\approx 25$
1000	0,353	1,20 ... 2,00	$\approx 39$
10000	0,358	2,20 ... 3,50	$\approx 89$

Es wurden nur Durchflußsensoren mit einem Korrelationskoeffizienten  $> 0,99800$  berücksichtigt.

Tabelle 2.13: Vergleich von berechnetem und tatsächlichem Full Scale Output (FSO) der Durchflußsensoren, Meßbrückenversorgungsspannung  $U_0 = 1 \text{ V}$ .

sind das berechnete und das tatsächliche Sensorsignal der Durchflußsensoren bei Vollaussteuerung in Abhängigkeit vom Meßbereich angegeben. Auffällig ist, daß *alle* Sensoren ein wesentlich größeres FS-Signal und damit eine höhere Empfindlichkeit (Faktor 3,5...10) aufweisen als vorausberechnet, ohne daß sich die Linearität signifikant verschlechtert, was nach Tabelle 2.6 zu erwarten ist. Die Beaufschlagung der Durchflußsensoren mit einem entgegen der in Abb. 1.4 dargestellten Strömungsrichtung ergab, daß der negative Abszissenschnittpunkt

und damit auch der Ordinatenabschnitt der Kalibrierkurve, siehe Abb. 2.8, zu betragsmäßig kleineren Druckdifferenzen bzw. Offsetspannungen verschoben ist. Diese Tatsache deutet auf eine Trägermembranvorspannung hin, die wesentlich kleiner als 20 MPa ist. Laut Tabelle 2.6 führt eine Verringerung der Trägermembranvorspannung zwar zu einer Erhöhung der Empfindlichkeit, aber gleichzeitig auch zu einer Verschlechterung der Linearität. Letztere tritt jedoch aufgrund des kleinen Meßbereichs des im Durchflusssensor integrierten Drucksensors nicht signifikant in Erscheinung.

Nach der lithografischen Strukturierung der Meßplatte im 3. Belichtungsschritt, siehe Abb. 1.5, findet der Polymerisationsprozeß des Polyimid-Vorprodukts im Vakuumofen statt, wobei die Strukturen schrumpfen. Darüber, wie dieser Schrumpfungsprozeß im Detail abläuft und wie er den mechanischen Spannungszustand der Trägermembran und des Sensorelements beeinflusst, liegen derzeit noch unzureichende Erkenntnisse vor. Die Größe der Abweichung zwischen berechneter und tatsächlicher Empfindlichkeit der Durchflusssensoren ist durch Abweichungen von den der Berechnung zugrundeliegenden Geometrie- bzw. Werkstoffdaten nicht erklärbar. Demzufolge stellt die Trägermembranvorspannung keine Größe dar, die auf dem gesamten Wafer konstant ist, sondern örtlichen Schwankungen unterliegt. Somit war die Annahme einer Trägermembranvorspannung von 20 MPa für die Drucksensoren mit einem Meßbereich von 250 hPa bis 1000 hPa zutreffend, jedoch nicht für den im Durchflusssensor integrierten Feindrucksensor.

Demzufolge ist eine Abhängigkeit der Trägermembranvorspannung vom Radius des Sensorelements bzw. vom Verhältnis  $R_{SE}/R_{GK}$  nicht auszuschließen. Dieses Radienverhältnis beträgt beim Feindrucksensor 0,81. Bei allen übrigen Drucksensoren liegt es zwischen 0,64 (250 hPa Meßbereich) und 0,73 (1000 hPa Meßbereich).

### 2.4.3 Ermittlung des Temperaturkoeffizienten des Sensoroffsets

Wie bereits erläutert, ist der Strömungswiderstand der Meßkapillaren von den Stoffdaten des Kalibrier- bzw. Meßfluids abhängig. Diese sind ihrerseits temperaturabhängig. Die Kalibrierung des Durchflusssensors erfolgt bei einer beliebigen Temperatur. Die Empfindlichkeitsänderung aufgrund einer davon abweichenden Einsatztemperatur wird mit Hilfe der in Tabelle 2.8 angegebenen Korrekturfaktoren berücksichtigt. Der noch unbekanntes Temperaturkoeffizient des Sensoroffsets wird analog zum Drucksensor anhand von Temperaturgangmessungen im Klimaschrank durchgeführt. Das Ergebnis ist in Abb. 2.22 dargestellt. Der Temperaturkoeffizient des Durchflusssensoroffsets ist in Tabelle 2.14 angegeben. Ein Vergleich des Tem-

Einsatzbereich in °C	Temperaturkoeffizient $\frac{U_{\text{Offset}}(\Delta T)}{U_0 \Delta T}$ des Offsets in K <sup>-1</sup>
5 ... 70	$(1,054 \pm 0,034) \cdot 10^{-5}$

Tabelle 2.14: Temperaturkoeffizient des Durchflusssensoroffsets.

peraturkoeffizienten des Durchflusssensoroffsets mit dem des Drucksensors nach Tabelle 2.12 zeigt, daß die beiden Werte vergleichbar sind, da auch das Verhältnis  $\frac{U_{\text{Offset, ges}}}{U_0}$  in der gleichen Größenordnung liegt.

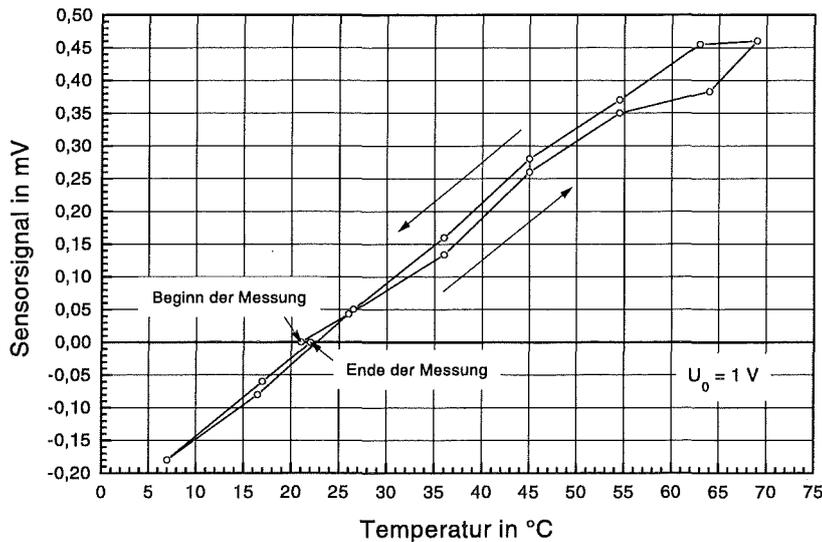


Abbildung 2.22: Temperaturgang des Durchflußsensoroffsets,  $\frac{U_{\text{Offset, ges}}}{U_0} = 1,96 \cdot 10^{-3}$ , relativer Positionierungsfehler  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} = 7,8 \cdot 10^{-3}$ .

Die Angabe des Temperaturkoeffizienten der Durchflußsensorempfindlichkeit ist problematisch, da versuchstechnisch nicht gewährleistet werden konnte, daß Meßfluid und Sensor zu den Meßzeitpunkten ein identisches Temperaturniveau besitzen. Eine zuverlässige Messung des Temperaturkoeffizienten der Durchflußsensorempfindlichkeit erfordert eine Temperierung des gesamten Meßstands nach Abb. 2.17, inklusive des Kalibrierfluids.

In erster Näherung ist daher der in Tabelle 2.12 angegebene Wert des Drucksensors zu verwenden.

#### 2.4.4 Fertigungsausbeute des Durchflußsensors

Die Fertigungsausbeute des in den Durchflußsensor integrierten Feindrucksensors ist wesentlich höher als die Ausbeute der Drucksensoren für größere Meßbereiche. Diese Tatsache ist mit der Größe des Sensorelementradius zu begründen. Die Masken-Positionierungsungenauigkeit im 3. Belichtungsschritt, siehe Abb. 1.5, wirkt sich nur unwesentlich auf die Meßstellendehnungen aus, so daß die Forderung  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01$  nahezu immer erfüllt ist. In Tabelle 2.13 ist die Ausbeute der Durchflußsensoren für die verschiedenen Meßbereiche angegeben. Alle hergestellten Durchflußsensoren sind elektrisch funktionsfähig. Die häufigste Ausfallursache ist die Verstopfung der Meßkapillare durch eventuell beim Einhäusungsprozeß eindringenden Klebstoff. Damit ist erklärbar, warum der Durchflußsensor mit der engsten Meßkapillare (Meßbereich  $100 \text{ mm}_n^3/\text{min}$ ) die geringste Ausbeute besitzt. Abhilfe schafft die Anbringung einer doppelten Meßkapillarwandung im Formeinsatz, so daß der dazwischenliegende Hohlraum als Stopfnut für den Klebstoff dient, siehe [62].

Nach den mit den Durchflusssensoren gewonnenen Betriebserfahrungen gilt, daß sie folgende Eigenschaften besitzen, wenn  $\left(\frac{|e|}{R}\right)_{SE} < 0,01$  und  $\frac{U_{\text{Offset, ges}}}{U_0} < 5 \cdot 10^{-3}$  ist:

Korrelationskoeffizient:	> 0,99800
Hysterese:	< 1,8 % FS
Reproduzierbarkeit des Meßwerts:	< 1,5 % FSO
Maximaler Differenzdruck:	500 hPa

Legende: FS: Full Scale, FSO: Full Scale Output

Tabelle 2.15: Mindesteigenschaften der Durchflusssensoren.

## 2.5 Fazit der Sensorerprobung

Die Erprobung der hergestellten Druck- und Durchflusssensoren hat gezeigt, daß sie die in Kapitel 1 genannten fertigungstechnischen Anforderungen erfüllen. Außerdem besitzen sie das geforderte lineare statische Übertragungsverhalten. Eine Diskussion des dynamischen Übertragungsverhaltens schließt sich im nächsten Kapitel an.

Mit Hilfe der Testergebnisse und den gewonnen praktischen Erfahrungen werden nachfolgend Maßnahmen vorgeschlagen, die dem Fertigungstechniker Möglichkeiten für eine gezielte Optimierung der Sensoren aufzeigen.

Die Erprobung der Sensoren hat ergeben, daß sowohl die Linearität, die zeitliche Stabilität des Sensorsignals, die Größe des Sensoroffsets, der Temperaturgang und die Fertigungsausbeute durch

- einen zu geringen elektrischen Widerstand der DMS-Rosette
- das Auftreten von Unterätzungen bei der Herstellung der DMS-Rosette und
- den Masken-Positionierungsfehler bei der fotolithografischen Strukturierung der Meßplatte

negativ beeinflusst werden.

Daher werden folgende Maßnahmen zur Optimierung der Sensoren vorgeschlagen:

Eine Widerstandserhöhung der DMS-Rosette wird durch

- eine Reduktion der Breite der Meßleiterbahnen
- das Ausweichen auf einen anderen Leiterwerkstoff mit hohem spezifischen Widerstand (z. B. Titan, Chrom-Nickel)

erreicht.

Die Unterätzungen beim naßchemischen Ätzen der DMS-Rosette werden weitgehend reduziert bzw. beseitigt, indem

- ein 'Lift-Off'-Prozeß verwendet wird
- die DMS-Rosette mit Trockenätzverfahren strukturiert wird.

Der Masken-Positionierungsfehler ist durch die Verwendung eines Masken-Aligners, der dem neuesten Stand der Technik entspricht, auf  $\leq 1 \mu\text{m}$  reduzierbar.

## Kapitel 3

# Dynamisches Übertragungsverhalten der Sensoren

Fluidische Systeme bestehen aus einer Vielzahl von Strömungswiderständen und Speicher- bzw. Totvolumina, so daß ihr Übertragungsverhalten durch gekoppelte Verzögerungsglieder beschreibbar ist. Aufgrund der Tiefpaßcharakteristik der fluidischen Teilsysteme bzw. des Gesamtsystems und – verglichen mit elektrischen Systemen – niedrigen Eckfrequenzen, bestehen keine hohen Anforderungen an die Bandbreite des Druck- bzw. des Durchflusssensors. Eine 3 dB-Bandbreite von 1 bis 2 kHz erscheint für viele Anwendungen ausreichend. Allerdings limitiert eine niedrige obere Grenzfrequenz die Schnelligkeit, mit der ein Sensor transienten Meßgrößen folgen kann.

Im vorliegenden Kapitel wird das dynamische Übertragungsverhalten der Sensoren diskutiert. Dazu wird zunächst die erste Eigenfrequenz des Sensorelements berechnet. Mit Hilfe eines Dämpfungsmodells ergibt sich daraus die obere Grenzfrequenz und damit die Bandbreite sowie die Anstiegs- und die Einschwingzeit der Drucksensoren.

Zur Beschreibung des dynamischen Übertragungsverhaltens des Durchflusssensors ist eine zusätzliche mathematische Modellbildung der Meßkapillare erforderlich.

### 3.1 Mechanisches Ersatzmodell des Sensorelements

Das Sensorelement stellt ein elastomechanisches Kontinuum mit einer unendlichen Anzahl von Freiheitsgraden dar. Für meßtechnische Zwecke ist lediglich der Frequenzbereich unterhalb der ersten Eigenfrequenz, in dem der Amplitudenfrequenzgang in guter Näherung frequenzunabhängig ist, von Interesse. In diesem Frequenzbereich besitzt der reale Sensor in guter Näherung *ideale* Eigenschaften.

Die Grundlage zur Berechnung der Eigenfrequenz bildet das in Abb. 3.1 dargestellte diskrete mechanische Ersatzmodell des Sensorelements. Das Sensorelement mit der Masse  $m_{SE}$  stützt sich über zwei kraftgleich geschaltete Federn  $c_{TM}$  und  $c_{SE}$  und über einen viskosen Dämpfer mit der Dämpfungskonstante  $d_{PI}$  gegenüber dem Inertialsystem ab. Dieser Modellbildung liegen folgende Annahmen bzw. Vereinfachungen zugrunde:

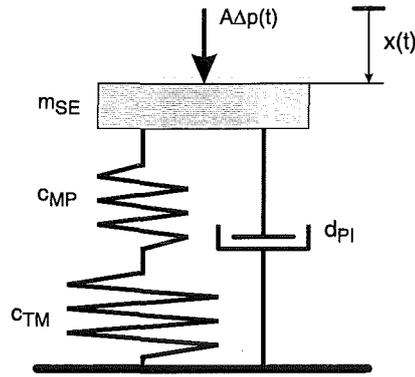


Abbildung 3.1: Diskretes mechanisches Ersatzmodell des Sensorelements.

- Die inhomogene Masseverteilung des Sensorelements aufgrund des 'Crowning'-Effekts wird näherungsweise berücksichtigt, indem die Punktmasse  $m_{SE}$  mit der mittleren Sensorelementdicke  $\bar{h}_{SE}$  berechnet wird.
- Zur Ermittlung der diskreten Sensorelementsteifigkeit  $c_{SE}$  wird die Plattentheorie 1. Ordnung angewendet. Sie gestattet die Berechnung der Sensorelementsteifigkeit gemäß dem Hooke'schen Gesetz. Der Einfluß der das Sensorelement versteifenden Normalkraft  $n_R$  und des Randmoments  $M_R$  wird dadurch vernachlässigt. Demzufolge wird eine untere Schranke der Sensorelementsteifigkeit berechnet.

Die mechanische Modellbildung des Sensorelements führt somit zu einer Überbewertung der Masse und einer Unterbewertung der Steifigkeit. Infolgedessen wird eine untere Grenze der Eigenfrequenz berechnet.

Die Steifigkeit der Trägermembran folgt aus der elastischen Rückstellkraft der ausgelenkten Trägermembran durch Einsetzen von Gleichung (2.14) in Gleichung (2.8), wenn  $\sigma_0$  durch  $\sigma_{res}$  und  $w_R$  durch  $x$  ersetzt wird zu

$$F_c = -\pi R_{GK}^2 \Delta p = -\frac{4\pi h_{TM} \sigma_0}{1 - \left(\frac{R_{SE}}{R_{GK}}\right)^2} x \left[ 1 + \frac{2}{3} \frac{E_{PI}}{(1 - \nu_{PI}) \sigma_0} \frac{R_{SE}^2 + R_{SE} R_{GK} + R_{GK}^2}{(R_{GK}^2 - R_{SE}^2)^2} x^2 \right]. \quad (3.1)$$

Dieses nichtlineare Kraftgesetz von der Form

$$F_c = -c_{TM} x (1 + \beta x^2) \quad (3.2)$$

bewirkt, daß die Bewegungsgleichung des Schwingers nichtlinear wird und eine analytische Lösung nur noch näherungsweise für kleine Schwingungsamplituden mit dem Verfahren der *Harmonischen Balance* möglich ist, siehe [63] und [64]. Da  $\beta > 0$  ist, besitzt das Sensorelement einen Amplitudenfrequenzgang mit zu höheren Erregerfrequenzen hin „verbogener“ Resonanzüberhöhung, siehe [64–66]. Die überlineare Federkennlinie nach Gleichung (3.2) bewirkt, daß die Eigenfrequenz des Schwingers von der Erregeramplitude abhängig wird. Da  $\beta \ll 1$  ist, d.h. je nach Meßbereich des Drucksensors  $(6,40 \dots 7,45) \cdot 10^{-3}$  beträgt und der nichtlineare Amplitudenfrequenzgang im unterkritischen Frequenzbereich nicht wesentlich vom linearen abweicht, wird im folgenden das linearisierte System betrachtet.

Die diskrete Sensorelementsteifigkeit  $c_{SE}$  ergibt sich nach dem *Hookeschen* Gesetz und der Plattentheorie 1. Ordnung aus Gleichung (1.17) zu

$$c_{SE} = \frac{\pi R_{SE}^2}{w_{max}} \Delta p = \frac{16\pi E_{PI} h_{SE}^3}{3R_{SE}^2(1 - \nu_{PI})(5 + \nu_{PI})}. \quad (3.3)$$

Die Masse  $m_{SE}$  des Sensorelements beträgt

$$m_{SE} = \rho_{PI} \pi R_{SE}^2 h_{SE}, \quad \text{mit} \quad \rho_{PI} = 1430 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (3.4)$$

und die resultierende Steifigkeit  $c_{res}$  zweier kraftgleich geschalteter linearer Federn

$$c_{res} = \frac{c_{SE} \cdot c_{TM}}{c_{SE} + c_{TM}}. \quad (3.5)$$

Aus den Gleichungen (3.4) und (3.5) ergibt sich die Eigenfrequenz  $f_0$  definitionsgemäß zu

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{c_{res}}{m_{SE}}}. \quad (3.6)$$

Mit den geometrischen Daten nach Tabelle 2.4 und den Werkstoffdaten nach Tabelle 2.5 ergeben sich die in Tabelle 3.1 angegebenen Eigenfrequenzen der verschiedenen Sensorelemente bzw. Drucksensoren.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Eigenfrequenz $f_0$ in kHz
20	12,575
250	24,203
500	29,571
750	34,989
1000	35,333

Tabelle 3.1: Berechnete Eigenfrequenzen der Drucksensoren nach Gleichung (3.6).

## 3.2 Berechnung der Bandbreite des Drucksensors

Da die Drucksensoren Tiefpaß-Übertragungsverhalten besitzen, ist durch die Angabe der oberen Grenzfrequenz die Bandbreite festgelegt. Es ist in der Meßtechnik üblich, die 3 dB-Bandbreite eines Meßsystems anzugeben. Diese Angabe entspricht im linearen Maßstab

$$|G(j\omega)| = \sqrt{2}K.$$

Eine Aussage über die Meßbandbreite erfordert die Kenntnis der noch unbekanntenen Systemdämpfung, die aus innerer und äußerer Dämpfung besteht. Zur inneren Dämpfung gehört die Werkstoffdämpfung. Die äußere Dämpfung entsteht infolge der Kompression und der Entspannung der das Sensorelement umgebenden Gaspolster im Gehäuseober- und -unterteil des Sensors. Diese schwingenden Gasvolumina treten wiederum in Wechselwirkung mit den Gasvolumina im fluidischen Leitungssystem, so daß praktisch ein nicht notwendigerweise linearer

Koppelschwinger vorliegt. Zur Berechnung der Bandbreite der Drucksensoren wird lediglich die innere Dämpfung berücksichtigt. Die äußere Dämpfung wird vernachlässigt, da ihre Ermittlung einen unverhältnismäßig hohen Aufwand darstellt, der praktisch nicht gerechtfertigt ist, weil die Abhängigkeit der Bandbreite von der Dämpfung gering ist.

Im folgenden wird die Werkstoffdämpfung eingeführt, die mit entsprechenden Analogien in eine viskose Dämpfungskonstante  $d_{PI}$ , siehe Abb. 3.1, umgerechnet wird, so daß die Bewegungsgleichung des Schwingers linear bleibt. Die Parallelschaltung einer linearen Feder und eines viskosen Dämpfers wird als *Kelvin-Voigt-Modell* bezeichnet. Die Einführung der Werkstoffdämpfung erfordert die Definition der relativen Dämpfung  $\psi$  als ein Maß der pro Schwingungsperiode dissipierten Energie. Es gilt daher für das *Kelvin-Voigt-Modell*, siehe [67],

$$\psi = \frac{W_{diss}}{W_{pot}} = 2\pi\omega \frac{d_{PI}}{c_{res}}. \quad (3.7)$$

Die Anwendung dieses Modells auf jede Faser eines Werkstoffs ergibt das linearisierte *Visko-Elastische* Stoffgesetz

$$\sigma = E_{PI}\varepsilon + \frac{E'_{PI}}{\omega}\dot{\varepsilon}. \quad (3.8)$$

Die relative Dämpfung für dieses Stoffgesetz lautet, siehe [67],

$$\psi = 2\pi \frac{E'_{PI}}{E_{PI}} = 2\pi\eta_V. \quad (3.9)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (3.9) und (3.7) ergibt sich

$$d_{PI} = \eta_V \frac{c_{res}}{\omega}. \quad (3.10)$$

Daher lautet die Bewegungsgleichung des Sensorelements

$$m_{SE}\ddot{x}(t) + \eta_V \frac{c_{res}}{\omega} \dot{x}(t) + c_{res}x(t) = A\Delta p(t). \quad (3.11)$$

Durch *Fourier-Transformation* mit Nullanfangsbedingungen von Gleichung (3.11) erhält man den komplexen Frequenzgang

$$G(j\omega) = \frac{\mathcal{F}\{x(t)\}}{\mathcal{F}\{\Delta p(t)\}} = K \cdot \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2 + j\omega_0^2\eta_V}, \quad (3.12)$$

$$\text{mit } K = \frac{A}{c_{res}} = \frac{\pi R_{GK}^2}{c_{res}} \quad \text{und} \quad \omega_0^2 = \frac{c_{res}}{m_{SE}}$$

bzw. den Amplitudenfrequenzgang

$$|G(j\omega)| = K \cdot \frac{\omega_0^2}{\sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + \omega_0^4\eta_V^2}} \quad (3.13)$$

und den Phasenfrequenzgang

$$\varphi(\omega) = -\arctan\left(\frac{\omega_0^2\eta_V}{\omega_0^2 - \omega^2}\right). \quad (3.14)$$

Aus der Forderung, daß  $|G(j\omega)| = \sqrt{2}K$  ist, berechnet sich die 3 dB–Grenzfrequenz mit Gleichung (3.13) zu

$$f_G = f_0 \sqrt{1 - \sqrt{\frac{1}{2}} (1 - 2\eta_V^2)} \approx 0,54 \cdot f_0. \quad (3.15)$$

Der Verlustfaktor  $\eta_V$  wurde an Polyimidfolien mit einer Dicke von  $25 \mu\text{m}$  ermittelt, siehe [61]. Er beträgt  $\eta_V \approx 0,02$ . Die Beschreibung der Werkstoffdämpfung durch den konstanten Verlustfaktor führt praktisch zu guten Ergebnissen, wenn stationäre harmonische Schwingungen vorliegen. Treten transiente oder periodische Erregeramplituden auf, können *nichtkausale* Lösungen der Bewegungsgleichung auftreten. Auf diese Tatsache wird in [55] hingewiesen.

In Tabelle 3.2 ist die 3 dB–Bandbreite der Drucksensoren angegeben. Der Amplitudenfre-

Meßbereich des Drucksensors in hPa	3 dB–Bandbreite in kHz
20	6,791
250	13,070
500	15,968
750	18,354
1000	19,080

Tabelle 3.2: Berechnete 3 dB–Bandbreite der Drucksensoren nach Gleichung (3.15).

quenzgang ist in Abb. 3.2 und der Phasenfrequenzgang in Abb. 3.3 dargestellt. Aus Abb. 3.2

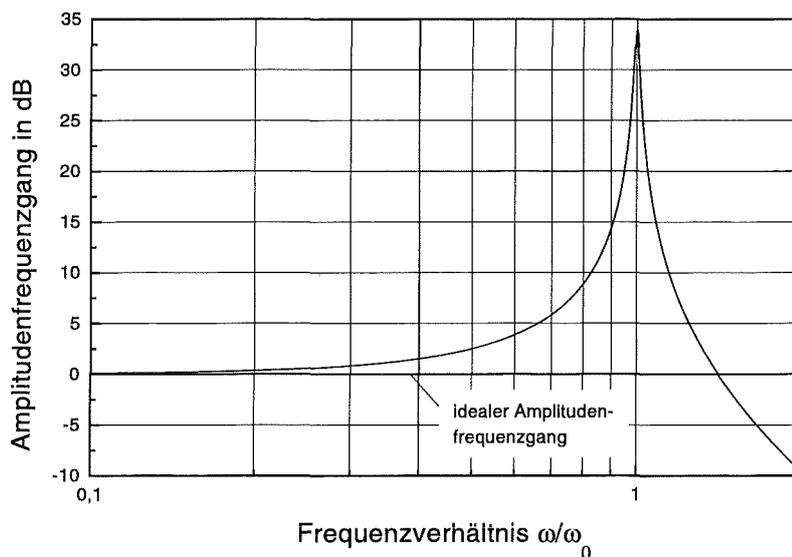


Abbildung 3.2: Amplitudenfrequenzgang eines Drucksensors.

ist ersichtlich, daß der Amplitudenfrequenzgang bereits ab einem Frequenzverhältnis von  $\frac{\omega}{\omega_0} = 0,2$  beginnt deutlich von der 0 dB–Grundlinie des idealen Sensors abzuweichen. Die

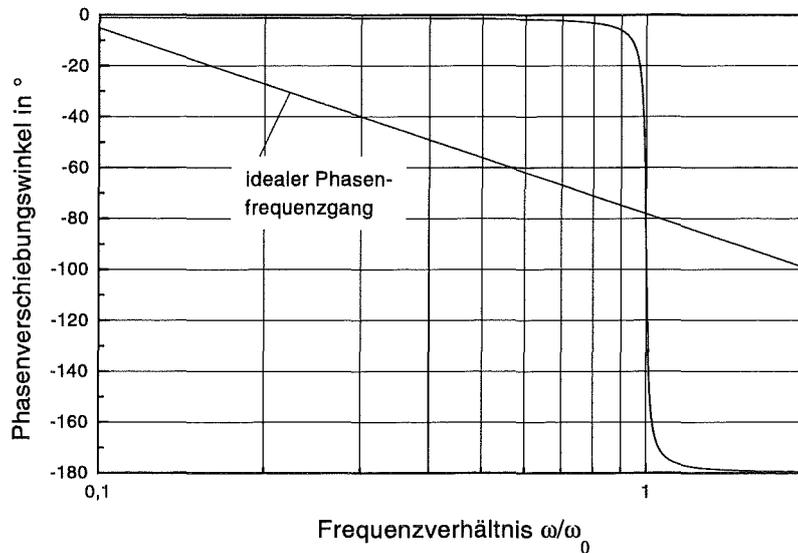


Abbildung 3.3: Phasenfrequenzgang eines Drucksensors.

effektive Bandbreite der Drucksensoren wird somit durch die Größe des noch tolerierbaren Amplitudenfehlers definiert. Der Amplitudenfehler ist gegeben durch

$$|\Delta X_A(j\omega)| = |X_{A,real}(j\omega)| - |X_{A,ideal}(j\omega)| = K \left[ \frac{|G(j\omega)|}{K} - 1 \right] \cdot |X_E(j\omega)|, \quad (3.16)$$

siehe Gleichung (1.1) und (3.13). Der Amplitudenfehler ist in Abhängigkeit vom Frequenzverhältnis  $0 < \frac{\omega}{\omega_0} \leq 0,5$  in Tabelle 3.3 angegeben.

Frequenzverhältnis $\frac{\omega}{\omega_0}$	Amplitudenfehler $\left[ \frac{ G(j\omega) }{K} - 1 \right]$ in %
0,1	0,99
0,2	4,14
0,3	9,86
0,4	19,0
0,5	33,3

Tabelle 3.3: Prozentualer Amplitudenfehler eines Drucksensors in Abhängigkeit vom Frequenzverhältnis nach Gleichung (3.16).

Die analoge Definition des Phasenfehlers ergibt mit Gleichung (1.3) und (3.14)

$$\Delta\varphi(\omega) = \varphi_{real}(\omega) - \varphi_{ideal}(\omega) = -\arctan\left(\frac{\omega_0^2 \eta_V}{\omega_0^2 - \omega^2}\right) + \omega\tau_T = -\omega\tau_T(\omega). \quad (3.17)$$

Phasenfehler  $\Delta\varphi(\omega)$  treten auf, weil der reale Sensor die einzelnen Spektralanteile der Meßgröße mit unterschiedlichen Signallaufzeiten  $\tau_T(\omega)$  überträgt.

Eine Eliminierung des Amplituden- und des Phasenfehlers geschieht, wenn das Meßsignal einem elektrischen Korrektornetzwerk zugeführt wird. Aus der Forderung, daß

$$G(j\omega)G(j\omega)_{Korr} = K, \quad (3.18)$$

also die Reihenschaltung aus realem Sensor und Korrektornetzwerk gleich der Empfindlichkeit des *idealen* Sensors ist, folgt

$$G(j\omega)_{Korr} = \frac{K}{G(j\omega)}. \quad (3.19)$$

### 3.3 Transientes Übertragungsverhalten des Drucksensors

Das transiente Übertragungsverhalten eines Meßsystems wird durch Zeitkenngrößen beschrieben, siehe Abb. 3.4. Zu den wichtigsten gehören die

- Lauf- oder Totzeit  $\tau_L$ ,
- Anstiegszeit  $\tau_A$  und
- Einschwingzeit  $\tau_E$

bei schwingender Einstellung ( $0 < D < 1$ ) des Meßsignals. Diese Angaben gestatten eine

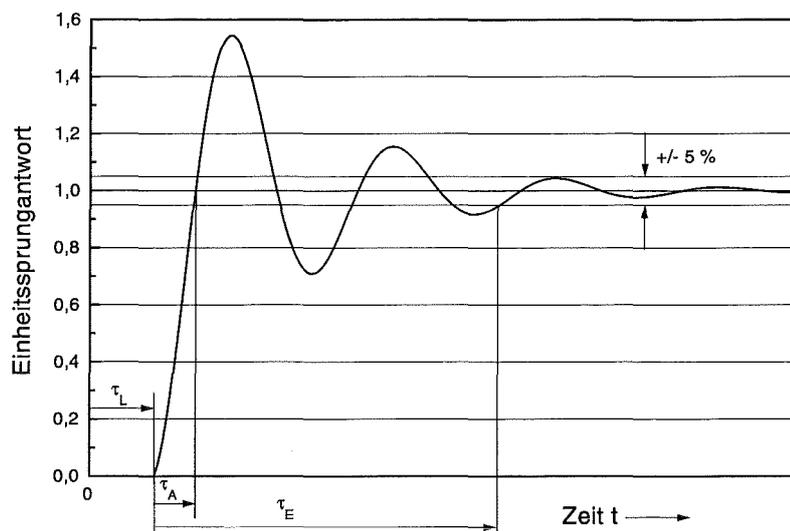


Abbildung 3.4: Einheitssprungantwort eines schwach gedämpften Meßsystems 2. Ordnung.

Aussage darüber, wie schnell das Meßsystem einer sprungförmigen Meßgröße folgt. Die Anstiegszeit ist ebenfalls von Interesse, wenn das analoge Meß- bzw. Sensorsignal digitalisiert

wird. Die Abtastzeit muß dann kleiner oder mindestens gleich der Anstiegszeit des Meßsystems sein. Diese Aussage korrespondiert im Frequenzbereich mit dem *Shannon*schen Abtasttheorem. Während die Anstiegs- und die Einschwingzeit bei Kenntnis der Eigenfrequenz und des Dämpfungsgrades aus der Sprungantwort eines Sensors mit linearem Übertragungsverhalten zu berechnen sind, erfordert die Ermittlung der Totzeit Messungen am realen Sensor. Eine experimentelle Ermittlung der Zeitkonstanten gestaltet sich sowohl beim Druck- als auch beim Durchflusssensor schwierig. Ein sogenannter 'snap back'-Versuch, bei dem der Drucksensor mit einem konstanten Differenzdruck beaufschlagt wird, der sich mit Beginn der Meßzeit *unendlich* schnell durch das Öffnen eines Ventils abbaut, ist mit praktischen Schwierigkeiten behaftet. Ein sprungförmiger Druckabfall ist nicht realisierbar, da Ventile endliche Schaltzeiten besitzen. Des weiteren verhindert das Tiefpaßverhalten des restlichen fluidischen Leitungssystems einen unendlich schnellen Druckabfall. Der Sensor wird somit den wesentlich langsameren Druckabfall im Leitungssystem messen. Der dämpfende Einfluß des durch das Ausschwingen des Sensorelements verdrängten Gases ist ebenfalls unbekannt.

Aufgrund dieser Schwierigkeiten wird auf eine analytische Ermittlung der Anstiegs- und der Einschwingzeit des Drucksensors zurückgegriffen.

### 3.3.1 Berechnung der Anstiegszeit des Drucksensors

Die Anstiegszeit ist definiert als die Zeitspanne nach dem Verstreichen der Laufzeit  $\tau_L$  bis zu dem Zeitpunkt, an dem die Sprungantwort des Drucksensors zum ersten Mal die neue statische Gleichgewichtslage erreicht, siehe [68] und Abb. 3.4. Daher ist zunächst die Sprungantwort des Drucksensors zu berechnen. Die Erregung des Sensorelements erfolgt mit einem sprungförmigen Meßdruck

$$\Delta p \cdot \sigma(t) = \begin{cases} 0 & \text{bei } t < 0 \\ \Delta p & \text{bei } t \geq 0. \end{cases} \quad (3.20)$$

Die Lösung der Bewegungsgleichung (3.11) mit einem geschwindigkeitsproportionalen Dämpfungsgesetz ergibt die Sprungantwort

$$x(t) = x_0 \left[ 1 - \frac{1}{\sqrt{1-D^2}} e^{-D\omega_0 t} \sin(\sqrt{1-D^2}\omega_0 t + \varphi_0) \right] \sigma(t), \quad (3.21)$$

$$\text{mit } \varphi_0 = \arctan\left(\frac{\sqrt{1-D^2}}{D}\right) \quad (3.22)$$

und  $x_0 = \frac{A}{c_{res}} \Delta p$  als der neuen statischen Gleichgewichtslage, siehe [69]. Die Ermittlung des Dämpfungsgrades ist, wie bereits erläutert, problematisch, da er von einer Vielzahl von Einflußgrößen abhängt, die schwer quantifizierbar sind. Der Dämpfungsgrad ist wie folgt definiert, siehe [64],

$$D = \frac{d_{PI}}{2m_{SE}\omega_0}. \quad (3.23)$$

Daher ergibt sich durch Einführung des Verlustfaktors mit Gleichung (3.10) ein frequenzabhängiger Dämpfungsgrad

$$D(\omega) = \frac{\eta_V \omega_0}{2 \omega}. \quad (3.24)$$

Diese prinzipielle Schwierigkeit wird beseitigt, wenn der Dämpfungsgrad mit der *Methode der Halbwertsbreite*, siehe [55], aus dem in Abb. 3.2 dargestellten Amplitudenfrequenzgang näherungsweise ermittelt wird. Als Ergebnis erhält man  $D \approx 0,01$ . Mit diesem Wert werden alle weiteren Berechnungen durchgeführt.

Aus der Definition der Anstiegszeit folgt, daß der zeitabhängige Term in Gleichung (3.21) verschwinden muß. Dies geschieht, wenn

$$\sqrt{1 - D^2} \omega_0 t + \varphi_0 = n\pi \quad (3.25)$$

ist, mit  $n = 1, 2, 3, \dots$ . Damit erhält man für  $n = 1$  die Anstiegszeit zu

$$\tau_A = \frac{1}{2\sqrt{1 - D^2} f_0} \left( 1 - \frac{\varphi_0}{180^\circ} \right). \quad (3.26)$$

In Tabelle 3.4 sind die Anstiegszeiten der Drucksensoren in Abhängigkeit vom jeweiligen Meßbereich zusammengestellt. Zur Vermeidung von Verwechslungen mit der später benötigten

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Anstiegszeit $\tau_A$ in $\mu\text{sec}$
20	20,01
250	10,39
500	8,51
750	7,19
1000	7,12

Tabelle 3.4: Berechnete Anstiegszeiten der Drucksensoren nach Gleichung (3.26).

Laplace-Variable  $s$ , wird die Einheit Sekunde mit sec abgekürzt.

### 3.3.2 Berechnung der Einschwingzeit des Drucksensors

Die Einschwingzeit ist nach [70] definiert als die Zeitspanne nach dem Verstreichen der Laufzeit  $\tau_L$  bis zu dem Zeitpunkt, nach dessen Erreichen die Sprungantwort  $x(t)$  innerhalb des Bereiches von  $\pm 5\%$  vom stationären Endwert  $x(\infty)$  bleibt, siehe Abb. 3.4. Aus der Forderung, daß

$$0,95 \leq \frac{|x(t)|}{x_0} \leq 1,05$$

gelten muß, ergibt sich aus Gleichung (3.21)

$$\frac{1}{\sqrt{1 - D^2}} e^{-D\omega_0 t} \leq 0,05. \quad (3.27)$$

Daraus erhält man mit  $\sqrt{1 - D^2} \approx 1$  eine einfache Abschätzung der Einschwingzeit des Drucksensors. Es gilt

$$\tau_E \approx \frac{3}{2\pi D f_0}. \quad (3.28)$$

In Tabelle 3.5 sind die Einschwingzeiten der Drucksensoren angegeben. Der Vergleich der Gleichungen (3.28) und (3.26) ergibt, daß eine Erhöhung des Dämpfungsgrades im Bereich  $D < 1$  die Anstiegszeit geringfügig vergrößert, während die Einschwingzeit durch diese Parameteränderung deutlich herabgesetzt wird.

Meßbereich des Drucksensors in hPa	Einschwingzeit $\tau_E$ in msec
20	3,79
250	1,97
500	1,61
750	1,36
1000	1,35

Tabelle 3.5: Berechnete Einschwingzeiten der Drucksensoren nach Gleichung (3.28).

### 3.4 Transientes Übertragungsverhalten des Durchflusssensors

Es wird zunächst die Einschwingzeit des Durchflusssensors berechnet. Danach werden Aussagen über die übrigen Zeitkennwerte getroffen.

Die Berechnung der Einschwingzeit des Durchflusssensors erfordert eine mathematische Modellbildung der Meßkapillare, da die fluidische Zeitkonstante der Meßkapillare wesentlich größer als die mechanischen Zeitkonstanten des in den Durchflusssensor integrierten Drucksensors sind. Infolgedessen bestimmt die Meßkapillare entscheidend das transiente Übertragungsverhalten des Durchflusssensors. Die systemtheoretische Beschreibung erfordert zunächst die Aufstellung pneumatischer Leitungsgleichungen für eine verlustfreie pneumatische Rohrströmung. Die Anwendung des Impulssatzes auf eine in einem Rohr bewegliche Gasscheibe sowie die Anwendung der Kontinuitätsgleichung auf einen rohrfesten Kontrollraum in Verbindung mit einer linearisierten Isentropengleichung ergibt nach [69] folgende Laplace-transformierten Gleichungen

$$P'_A = (P'_E + ZQ_{m,E}) \cdot e^{-\tau_T s} - ZQ_{m,A}, \quad (3.29)$$

$$Q_{m,E} = \frac{1}{Z} [P'_E - (P'_A - ZQ_{m,A}) \cdot e^{-\tau_T s}], \quad (3.30)$$

wobei  $\mathcal{L}\{p(t)\} = P(s)$  und  $\mathcal{L}\{q_m(t)\} = Q_m(s)$  ist. Des weiteren werden mit

$$Z = \frac{c}{a^2} \quad \text{die fluidische Impedanz bezeichnet}$$

und mit  $\tau_T = \frac{l}{c}$  die Laufzeit der Welle.

Für die Schallgeschwindigkeit in Gasen gilt nach [71]  $c = \sqrt{\kappa \bar{R}T}$ . Die pneumatischen Leitungsgleichungen (3.29) und (3.30) wurden unter folgenden vereinfachenden Annahmen hergeleitet:

- Die Gasströmung wird als inkompressibel betrachtet. Diese Vereinfachung ist zulässig, weil die Beschleunigung  $u \frac{\partial u}{\partial x}$  in der Eulerschen Bewegungsgleichung des Fluidelements bei Gasströmungen vernachlässigbar ist.
- Stationarität der Strömung
- Reibungsfreiheit

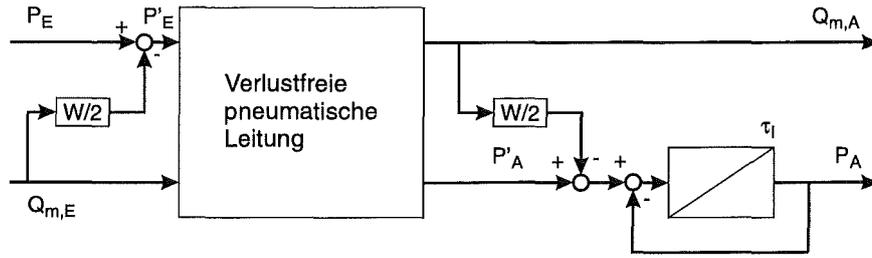


Abbildung 3.5: Fluidisches Ersatzmodell des Durchflusssensors.

In Abb. 3.5 ist das fluidische Ersatzmodell des Durchflusssensors dargestellt. Die modelltechnische Berücksichtigung der Rohrreibung erfolgt mittels zweier konzentrierter Strömungswiderstände. Der Strömungswiderstand der Meßkapillare wird hälftig auf Ein- und Auslaß der Kapillare aufgeteilt. Zur Vereinfachung der Modellbildung wird das gesamte Totvolumen des Sensors durch die fluidische Zeitkonstante

$$\tau_I = \frac{WV_0}{\tilde{R}T} \quad (3.31)$$

am Auslaß der Meßkapillare berücksichtigt. Dabei ist zu beachten, daß für den Strömungswiderstand in Gleichung (3.31)

$$W = \frac{24\nu l}{a^4} \quad (3.32)$$

zu setzen ist, da die fluidischen Leitungsgleichungen (3.29) und (3.30) für Massenströme gelten. Auf die Darstellung der Leitungsgleichungen in Abb. 3.5 wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Mit Hilfe der aus dem Blockschaltbild ablesbaren Gleichungen

$$P'_E = P_E - \frac{W}{2} Q_{m,E} \quad \text{und} \quad P_A = \frac{1}{1 + \tau_I s} \left[ P'_A - \frac{W}{2} Q_{m,A} \right], \quad (3.33)$$

sowie der pneumatischen Leitungsgleichung (3.30) folgt für den Massendurchfluß am Ausgang des Durchflusssensors, wenn sprungförmige Eingangsgrößen

$$P_E(s) = \frac{P_{E,0}}{s} \quad \text{und} \quad Q_{m,E}(s) = \frac{Q_{m,E,0}}{s} \quad (3.34)$$

angesetzt werden

$$Q_{m,A} = \frac{1}{2Zs} [P_{A,1} \cdot e^{-\tau_I s} - P_{A,2} \cdot e^{\tau_I s}], \quad (3.35)$$

mit den Abkürzungen

$$P_{A,1} = P_{E,0} + \left( Z - \frac{W}{2} \right) Q_{m,E,0} \quad \text{und} \quad P_{A,2} = P_{E,0} - \left( Z + \frac{W}{2} \right) Q_{m,E,0}. \quad (3.36)$$

Der Auslaßdruck  $P_A$  ergibt sich aus den Gleichungen (3.29) bis (3.36) und beträgt

$$P_A = \frac{1}{s + \tau_I s^2} \left[ \frac{2Z - W}{4Z} P_{A,1} \cdot e^{-\tau_I s} + \frac{2Z + W}{4Z} P_{A,2} \cdot e^{\tau_I s} \right]. \quad (3.37)$$

Nach inverser Laplace-Transformation mit Nullanfangsbedingungen von Gleichung (3.35) ergibt sich, daß eine Gasscheibe, die sich am Einlaß der Meßkapillare befindet, die Totzeit

$\tau_T = 8,5 \mu\text{sec}$  benötigt, bis sie den Auslaß der Kapillare erreicht. Eine Korrespondenztabelle der *Laplace*-Transformation befindet sich in [72]. Von entscheidender Bedeutung ist jedoch, wie schnell sich ein stationärer Ausgangsdruck  $p_A = p_A(\infty)$  aufbaut, da eine präzise Durchflußmessung zunächst die Einstellung einer stationären Druckdifferenz  $\Delta p$  erfordert. Die Rücktransformation von Gleichung (3.37) in den Zeitbereich ergibt ebenfalls mit Nullanfangsbedingungen

$$p_A(t) = \frac{2Z - W}{4Z} \left[ \sigma(t - \tau_T) - \tau_I \left( 1 - e^{-\frac{t - \tau_T}{\tau_I}} \right) \right] P_{A,1} + \frac{2Z + W}{4Z} \left[ \sigma(t + \tau_T) - \tau_I \left( 1 - e^{-\frac{t + \tau_T}{\tau_I}} \right) \right] P_{A,2}. \quad (3.38)$$

Dieses Ergebnis ist grafisch in Abb. 3.6 dargestellt. Es ist deutlich erkennbar, daß je kleiner der Meßbereich ist, desto länger dauert es, bis am Ausgang des Durchflußsensors der stationäre Zustand erreicht ist. Da der Entwurf des Durchflußsensors für einen bestimmten Meßbereich durch Variation des Strömungswiderstands der Meßkapillaren erfolgt, der mit wachsendem Meßbereich geringer wird, verringert sich die Integrationszeitkonstante nach Gleichung (3.31) ebenfalls, und der Sensor reagiert schneller auf sprungförmige Änderungen des Einlaßdrucks  $p_E$ . Der in den Durchflußsensor integrierte Feindrucksensor wird bereits zum Zeitpunkt

$$\tau_L = \tau_T = 8,5 \mu\text{sec}$$

mit mindestens 98,8 % des stationären Differenzdrucks  $p_E - p_A$  beaufschlagt. Wird die Defi-

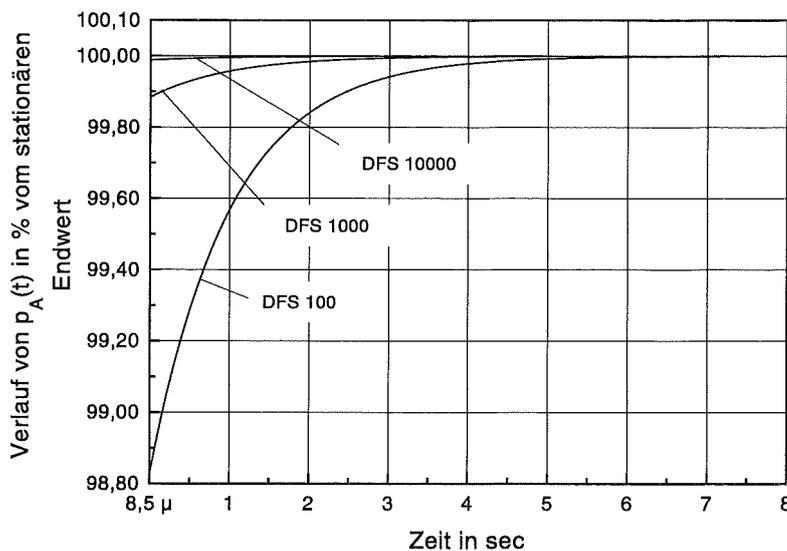


Abbildung 3.6: Einschwingzeit der Durchflußsensoren nach Gleichung (3.38) bei  $P_{E,0} = 10^5 \text{ Pa}$  und Vollaussteuerung, Meßfluid: Stickstoff bei  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ .

inition der Einschwingzeit nach [70] zugrunde gelegt, so ist infolge der geringen Abweichungen des Ausgangsdrucks vom stationären Endwert, die Einschwingzeit des Durchflußsensors mit der des Feindrucksensors gleichzusetzen, siehe Tabelle 3.5.

In Analogie dazu ist die Anstiegszeit des Durchflußsensors in guter Näherung mit der Anstiegszeit des Feindrucksensors nach Tabelle 3.4 gleichzusetzen.

### 3.5 Instationäre Durchflußmessungen an der Mikropumpe

Die hohe Dynamik des Durchflußsensors und damit auch die des Drucksensors wird eindrucksvoll durch den in Abb. 3.7 dargestellten gemessenen Zeitverlauf des Volumendurchflusses hinter dem Auslaß- und dem gemessenen Zeitverlauf des Volumendurchflusses vor dem Einlaßventil der Mikropumpe demonstriert.

Die Mikropumpe wird mit einer Frequenz von 20 Hz betrieben. Die Dauer der Heizpulse beträgt konstant 2 msec und die Versorgungsspannung der Mikropumpe 14 V. Die Messungen wurden mit einem Durchflußsensor, der einen linearen Meßbereich von  $1000 \text{ mm}^3/\text{min}$  besitzt, durchgeführt. Die Mikropumpe erzeugt eine gepulste, d. h. *instationäre* Strömung. Infolgedessen ist der Einfluß der Kompressibilität des Arbeitsfluids Luft auf das Sensorsignal nicht *a priori* vernachlässigbar. Für den zu messenden Volumendurchfluß gilt unter Berücksichtigung

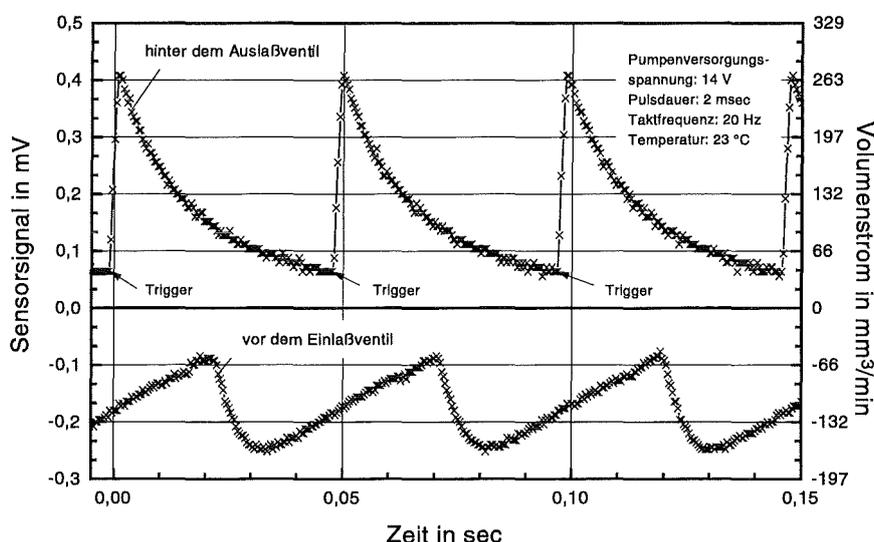


Abbildung 3.7: Instationäre Durchflußmessungen an einer Mikropumpe.

sichtigung der Kompressibilität des Meßgases und mit dem *Hagen–Poiseuilleschen* Gesetz (1.22)

$$\frac{dm}{dt} = \frac{d}{dt}(\rho V) = \rho q_v + V_0 \frac{d\rho}{dt} = \frac{\rho}{W} \Delta p \quad (3.39)$$

$$\text{bzw.} \quad q_v = \frac{1}{W} \Delta p - V_0 \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} \quad (3.40)$$

Nach der Kontinuitätsgleichung für ein Fluidelement gilt in einer eindimensionalen instationären kompressiblen Strömung entlang eines konstanten Querschnitts nach [50]

$$\frac{d\rho}{dt} = -\rho \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.41)$$

Nach dem Einsetzen der substantiellen Ableitung nach Gleichung (3.41) in Gleichung (3.40) erhält man

$$q_v = \frac{1}{W} \Delta p + V_0 \frac{\partial u}{\partial x}. \quad (3.42)$$

Aus Gleichung (3.42) ist ersichtlich, daß die präzise Messung instationärer Volumendurchflüsse einen Sensor mit geringem Totvolumen  $V_0$  erfordert, damit der Term  $V_0 \frac{\partial u}{\partial x}$  vernachlässigbar ist. Wie bereits erwähnt, ist  $\frac{\partial u}{\partial x}$  bei Gasströmungen ohnehin klein. Die Durchflusssensoren besitzen ein Totvolumen  $V_0 \approx 1 \text{ mm}^3$ , das durch konstruktive Maßnahmen weiter reduzierbar ist.

Die in Abb. 3.7 dargestellten Zeitverläufe sind mit einem digitalen Speicheroszilloskop aufgenommen worden. Zur Messung der Zeitverläufe wurde der Einlaß des Durchflusssensors mit dem Ein- bzw. dem Auslaß der Mikropumpe verbunden, so daß sich die Stirnflächen der Fluidanschlüsse berührten. Somit war sichergestellt, daß das Totvolumen zwischen Sensor und Mikropumpe minimal ist. Die Abtastwerte der Zeitreihen sind durch Kreuze in Abb. 3.7 markiert. Der Zeitverlauf des von der Mikropumpe geförderten Volumendurchflusses (obere Meßkurve in Abb. 3.7) weist steile Flankenanstiege von 2 msec Dauer auf. Während dieser Zeit sind fünf Abtastwerte aufgenommen worden, so daß die Anstiegszeit des Durchflusssensors  $\leq 400 \mu\text{sec}$  beträgt. An der Ausprägung der Meßsignalspitzen ist erkennbar, daß der Durchflusssensor der zeitlichen Meßgrößenänderung hinreichend schnell folgt. Bemerkenswert ist, daß beide Zeitverläufe einen Gleichanteil besitzen. Dies ist eine unmittelbare Folge der thermischen Trägheit der Mikropumpe. Die Pulsfolge ist zu schnell, als daß in der verbleibenden Zeit von 48 msec zwischen zwei Pulsen der Durchfluß den Wert Null annehmen kann. Auffällig ist, daß die Zeitverläufe eine Phasenverschiebung aufweisen. Da beide Messungen bezüglich des Flankenanstiegs des Versorgungsspannungspulses aufgenommen wurden, liegt die Phasenverschiebung in den dynamischen Eigenschaften der Mikropumpe begründet. Sie ist bei Wiederholungsmessungen an zwei weiteren Mikropumpen mit vergleichbaren Leistungsdaten ebenfalls beobachtet worden.

Anhand der in Abb. 3.7 dargestellten instationären Volumendurchflußmessungen wird eindrucksvoll die geringe Anstiegszeit des Durchflusssensors demonstriert. Mikromechanische Durchflusssensoren, die nach dem elektrokalisches Meßprinzip arbeiten, besitzen Anstiegszeiten im Bereich von 2,5 msec, siehe [73], bis ca. 4 sec, siehe [74].

## Kapitel 4

# Einsatz der Sensoren zur integrierten Regelung einer Mikropumpe

Die entwickelten Druck- und Durchflusssensoren sind monolithisch in die Mikromembranpumpe nach [29] und in die Mikroventile nach [32] und [33] integrierbar und für Regelungs- bzw. Überwachungsaufgaben einsetzbar.

Als Beispiel für die zahlreichen potentiellen Anwendungsgebiete dient eine sensorintegrierte Mikromembranpumpe, siehe Abb. 4.1. Sie enthält vor dem Einlaß- und hinter dem Auslaßventil einen Durchfluß- und einen Drucksensor. Über einen externen, noch zu entwerfenden Regler, ist eine Volumendurchfluß-, Druck- oder fluidische Leistungsregelung, jeweils an Ein- oder Auslaß der Mikropumpe möglich. Eine Volumendurchflußregelung ist beispielsweise bei der Medikamentendosierung in implantierbaren Mikrosystemen notwendig, um sicherzustellen, daß der Patient kontinuierlich oder in genau definierten Zeitabschnitten mit einer bestimmten Menge eines Medikaments versorgt wird. Diese Vorgehensweise setzt voraus, daß die Medikamentendosierung direkt durch die Mikropumpe erfolgt. Ebenso ist eine indirekte Förderung des Medikaments denkbar. Hierbei kommt die Druckregelung der Mikropumpe zum Einsatz. Die Mikropumpe fördert ein Gas in ein abgeschlossenes Reservoir. Das entstehende Gaspolster drückt auf den Flüssigkeitsspiegel des zu dosierenden Medikaments und führt es über ein Mikroventil und einen Volumenstromsensor dem Patienten zu. Sobald der Volumenstromsensor eine zuvor definierte Menge des Medikaments detektiert, wird das Mikroventil geschlossen und die Mikropumpe wird erst abgeschaltet, wenn sich der Ausgangsdruck im Reservoir wieder eingestellt hat. Diese Vorgehensweise bietet den Vorteil, daß die Mikropumpe nicht mit dem zu fördernden Medium in Kontakt kommt und somit in der Mikropumpe keinerlei Befüllungsprobleme aufgrund eingeschlossener Gasblasen auftreten. Eine fluidische Leistungsregelung ist sinnvoll einsetzbar, wenn die Mikropumpe in einem definierten Arbeitsspunkt betrieben wird. Dazu ist die Messung der beiden fluidischen Zustandsgrößen Druck und Volumendurchfluß und ihre anschließende Rückführung über den zu entwerfenden *Mehrgrößen*-Regler erforderlich.

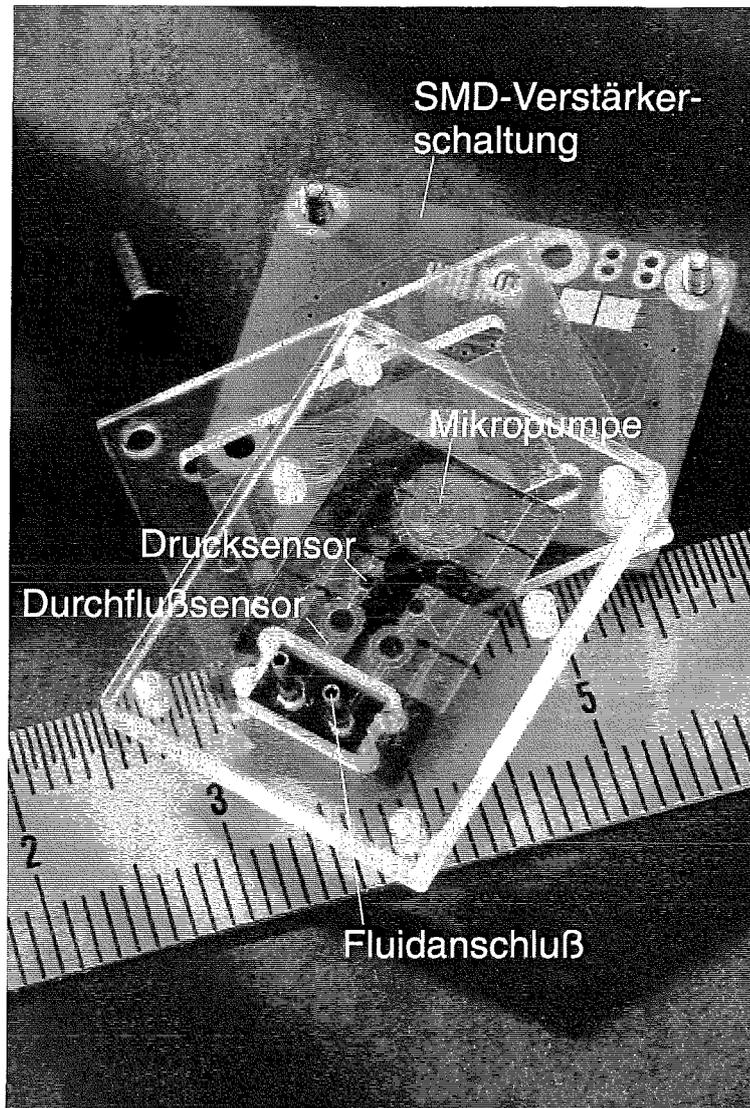


Abbildung 4.1: Mikropumpe mit jeweils einem integrierten Druck- und einem Durchflusssensor an Ein- und Auslaßseite sowie Kontaktierungsrahmen und SMD-Verstärkerschaltung.

## 4.1 Anforderungen an eine Regelung

Eine Regelung dient der Beeinflussung des Einschwingverhaltens eines dynamischen Systems, der sogenannten Regelstrecke, in einer gewünschten Weise. Dabei wird prinzipiell zwischen dem Führungs- und dem Störungsübertragungsverhalten des geschlossenen Regelkreises unterschieden. Das Führungsübertragungsverhalten beschreibt die Reaktion des Regelkreises auf sich – meistens sprungförmig ändernde – Führungsgrößen. Dementsprechend beschreibt das Störungsübertragungsverhalten die Reaktion des geschlossenen Kreises auf deterministische bzw. stochastische Störgrößen.

Eine Festanforderung, die an jede Regelung gestellt wird, ist ihre Stabilität. Der Stabilitätsbegriff ist je nach dem ob der geschlossene Regelkreis lineares oder nichtlineares Übertragungsverhalten aufweist unterschiedlich definiert. Ein lineares zeitinvariantes System wird

als stabil bezeichnet, wenn es auf eine endliche Erregung mit einer endlichen Ausgangsgröße antwortet (**BIBO**<sup>1</sup> Stabilität). Bei nichtlinearen Systemen bezieht sich der Stabilitätsbegriff auf die Stabilität von Ruhelagen des geschlossenen Regelkreises. Bleiben die Trajektorien des geschlossenen Regelkreises in der engen Umgebung einer Ruhelage, so wird der Regelkreis als stabil bezeichnet (*Ljapunovscher* Stabilitätsbegriff), siehe [63]. Eine weitere wichtige Anforderung an eine Regelung ist ihre stationäre Genauigkeit, d. h. es darf keine bleibende Regelabweichung vorhanden sein. Wird sie verletzt, so ist zwar der Regelkreis noch voll funktionsfähig, aber die Regelung hat an Güte verloren.

Zwei weitere Forderungen betreffen das Führungsverhalten einer Regelung. Die Forderung nach einem hinreichend schnellen Einschwingen der Regelgröße auf die Führungsgröße und eines genügend gedämpften Systemverhaltens konkurrieren. Hier gilt es, einen Mittelweg zu finden, damit die Einschwingvorgänge zwar schnell abklingen, aber der geschlossene Regelkreis nicht zu unruhig wird.

## 4.2 Entwurfsverfahren

Geschlossene Verfahren zur Reglersynthese existieren lediglich für lineare zeitinvariante Systeme, die im Zeitbereich durch lineare Differentialgleichungen mit konstanten Koeffizienten beschrieben werden. Regelungen dienen zur Beeinflussung des Einschwingverhaltens der Regelstrecke. Das Einschwingverhalten wird im Zeitbereich durch die homogene Lösung der Strecken-Differentialgleichung beschrieben. Es gilt

$$x_{hom}(t) = \sum_{k=1}^n C_k \cdot e^{\lambda_k t}, \quad (4.1)$$

wobei  $n$  die Systemordnung bzw. die Ordnung der Strecken-Differentialgleichung bezeichnet. Beim Verfahren der Polvorgabe werden die Eigenwerte des geschlossenen Regelkreises derart festgelegt, daß dieser ein schnelleres Einschwingverhalten als die ungeregelte Strecke aufweist. Die Reglerkoeffizienten werden dieser Forderung entsprechend aus den Synthesegleichungen berechnet, siehe [69]. Ein auf diese Weise entworfener Regler bedarf einer Simulation, da das Entwurfsverfahren nicht die praktisch immer vorhandene Beschränkung der Stellgrößen berücksichtigt.

Während der *Polvorgabe-Regler* die *Dynamik* der Regelstrecke beeinflusst, wird durch einen *Riccati-Regler* die *Güte* der Regelung, d. h. die Fähigkeit zur Störgrößenausregelung bzw. das Führungsverhalten des geschlossenen Regelkreises vorgegeben, siehe [75]. Die Berücksichtigung der Stellgrößenbeschränkung beim Reglerentwurf führt auf das *Maximumprinzip* von *Pontrjagin*, siehe [66] und [76].

Anhand dieser Ausführungen ist ersichtlich, daß es nicht *das* Entwurfsverfahren für eine Regelung gibt. Vielmehr werden unterschiedliche Verfahren sequentiell verwendet, so daß die Dynamik und die Güte der Regelung den Ansprüchen des Anwenders gerecht wird.

Beim Entwurf einer Regelung ist weiter zu berücksichtigen, ob ein *Optimaler* oder ein *Robuster* Regler erforderlich ist. Beispielsweise folgt ein optimaler Führungsregler unmittelbar aus dem

<sup>1</sup>Abkürzung für **B**ounded **I**nput **B**ounded **O**utput

*Riccati*-Entwurfsverfahren. Der damit verbundene Aufwand ist jedoch nur gerechtfertigt, wenn

- das Streckenverhalten hinreichend genau durch gewöhnliche Differentialgleichungen mit konstanten Koeffizienten beschreibbar ist,
- vernachlässigbare Totzeiten auftreten,
- keine größeren Strecken-Parameterschwankungen auftreten.

Alle Reglerentwurfsverfahren benötigen eine zutreffende mathematische Modellbildung der Regelstrecke. Der entworfene Regler kann niemals besser sein als die zugrundeliegende Modellbildung der Regelstrecke.

Ein *Robuster* Regler reagiert dagegen kaum auf Parameterschwankungen und arbeitet immer mehr oder weniger präzise. Sein Entwurf erfordert häufig geringe Kenntnisse des dynamischen Streckenverhaltens. Allerdings besitzt dieser *Allround*-Regler eine geringere Dynamik und/oder eine schlechtere Güte als ein *Optimaler* Regler.

### 4.3 Durchflußregelung der Mikropumpe

In Abb. 4.2 ist die Kennlinie einer Mikropumpe schematisch dargestellt. An der Abszisse ist der von der Pumpe erzeugte Überdruck aufgetragen und an der Ordinate der über einen Pumpzyklus gemittelte Volumendurchfluß. Die Anforderungen an die Schnelligkeit der

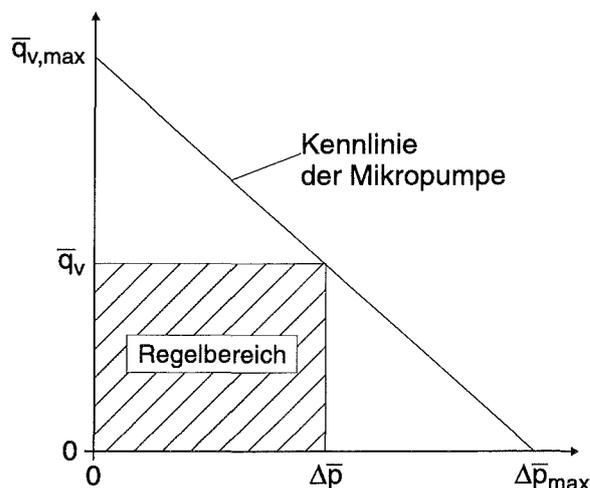


Abbildung 4.2: Regelbereich unterhalb der Mikropumpenkennlinie.

Regelung und der schaltungstechnische Aufwand werden erheblich reduziert, wenn sich der Anwender auf eine Regelung des über mindestens eine Pumpperiode gemittelten Durchflusses beschränkt. Aufgrund der Mittelwertbildung wird die instationäre Arbeitsweise der Mikropumpe in eine *quasistationäre* überführt. Der Volumendurchfluß  $\bar{q}_v$  ist somit zeitlich langsam veränderlich. Die Realisierung der Durchflußregelung erfordert die Messung und anschließende Rückführung des von der Mikropumpe angesaugten bzw. geförderten Volumendurchflusses

über einen geeignet zu entwerfenden Regler. Durch die Wahl eines mittleren Überdrucks  $\Delta\bar{p}$  innerhalb des Bereichs 0 bis  $\Delta\bar{p}_{max}$  wird durch den vertikalen Schnittpunkt mit der Pumpenkennlinie der Durchflußregelbereich definiert. Da die Pumpenleistung begrenzt ist folgt aus der Wahl eines hohen Überdrucks, bis zu dessen Erreichen der Volumendurchfluß geregelt wird, ein entsprechend kleiner Regelbereich des Volumendurchflusses.

Nach den gewonnenen Betriebserfahrungen mit der Mikropumpe sprechen folgende Argumente bzw. Gründe für den Einsatz eines *Robusten* Reglers:

- **Unempfindlichkeit gegenüber Leistungstreuungen der Mikropumpe**

Die fluidische Leistung der Mikropumpe hängt entscheidend von den thermischen Randbedingungen und damit von der Einsatzumgebung ab. Die mathematische Modellbildung nach [29] ergibt, daß thermische Zeitkonstanten für das Systemverhalten dominierend sind. Die größte Zeitkonstante liegt im Bereich zwischen 1 und 10 sec. Sie beschreibt die Dynamik des Aufheizens und Abkühlens der Pumpengehäusehälften. Demgegenüber beträgt die Zeitkonstante, die das thermische Verhalten der Heizwendel und der Pumpenmembran beschreibt, ca. 14,3 msec.

- **Unzureichende Kenntnis des Streckenverhaltens**

Die Mikropumpe stellt ein *nichtlineares* System hoher Ordnung dar. Es wurde ein linearisiertes mathematisches Minimalmodell der Mikropumpe 10. Ordnung aufgestellt, das die wesentlichen mechanischen, thermischen und fluidischen Energiespeicher enthält und mit dem Programmsystem PILAR<sup>2</sup> simuliert. Die Interpretation der gewonnenen Simulationsergebnisse ergab, daß offenbar der Grad der Diskretisierung des mathematischen Modells nicht hinreichend fein war.

Des weiteren stellt die Mikropumpe aufgrund der zuvor beschriebenen Abhängigkeit ihrer Leistung von den Umgebungsbedingungen ein *zeitvariantes* System dar.

- **Geringer Einstellaufwand**

Der Aufwand zur Einstellung der Reglerparameter soll möglichst gering sein und bei jeder Mikropumpe akzeptable Ergebnisse bezüglich Dynamik und stationärer Genauigkeit liefern.

In Abb. 4.3 ist das Blockschaltbild der Volumendurchfluß-Regelung der Mikropumpe dargestellt. Es wird eine konstante Führungsgröße  $w_0$  vorgegeben, die einem bestimmten Volumendurchfluß bei Raumtemperatur entspricht. Mit dem Soll-Ist-Vergleich im Vorwärtszweig der Regelung wird die Regelabweichung  $e(t) = w_0 - x(t)$  gebildet und dem analogen *Integral*-Regler zugeführt. Der I-Regler besitzt eine Integrationszeitkonstante  $\tau_I = 1$  sec. Durch diese gleitende Mittelwertbildung wird eine Glättung der von der Mikropumpe erzeugten und vom Durchflusssensor gemessenen Spitzen des Volumendurchflusses erreicht. Das instationäre Systemverhalten der Mikropumpe wird damit quasistationär. Das Reglerausgangssignal wird dem Pulsbreitenmodulator (PBM) zugeführt. Dieses Stellglied paßt je nach Größe der Regelabweichung die Breite der Spannungspulse, mit denen die Mikropumpe betrieben wird, derart

<sup>2</sup>Das Programmsystem PILAR (Programmodule zur Interaktiven Lösung von Aufgabenstellungen der Regelungstechnik) ist vom Institut für Regelungs- und Steuerungssysteme der Universität Karlsruhe (TH) entwickelt worden.

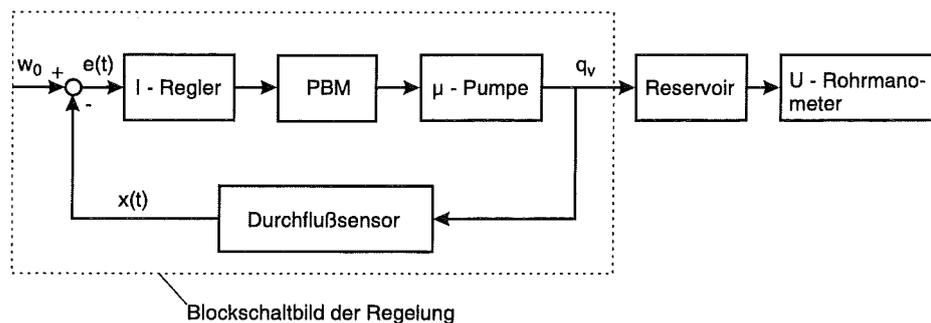


Abbildung 4.3: Blockschaltbild der Volumendurchfluß-Regelung der Mikropumpe.

an, daß keine bleibende Regelabweichung auftritt. Die Funktionsweise des PBM ist in [77] beschrieben. Aufgrund der Wahl der Pulsdauer als Stellgröße wird die Mikropumpe über die pro Pumpzyklus im Heizleiter dissipierte elektrische Energie geregelt. Die Gasförderung der Mikropumpe erfolgt über den Durchflußsensor in ein geschlossenes Speichervolumen, dessen zeitlich veränderlicher Innendruck mit einem U-Rohrmanometer gemessen wird. Der Durchflußsensor bildet den Rückwärtszweig der Regelung. Sein Meßsignal – d. h. die gemessene Regelgröße  $x(t)$  – wird dem Soll-Ist-Vergleich zugeführt. Der Regelkreis ist somit geschlossen.

Nach einer Einlaufzeit der Mikropumpe von ca. 1 Minute wird das Reservoir (Speichervolumen 5 ml) mit dem Ausgang des Durchflußsensors, der einen Meßbereich von  $1000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$  besitzt, verbunden. Die maximale Pulsbreite der Spannungspulse beträgt 2 msec. Damit wird eine Beschädigung der Mikropumpe verhindert, wenn der Regler mehr Pumpleistung fordert als die Pumpe zu leisten im Stande ist. Mit einer externen Spannungsquelle wird eine Führungsgröße von 150 mV vorgegeben, die einem Volumendurchfluß von  $30 \text{ mm}^3/\text{min}$  bei  $25^\circ \text{ C}$  entspricht. Der Verlauf der Regelabweichung  $e(t)$  in Abhängigkeit des erzeugten Überdrucks ist in Abb. 4.4 dargestellt. Die Durchflußregelung funktioniert bis zum Erreichen der stationären Leistungsgrenze einwandfrei. Aufgrund der Begrenzung der Pulsbreite steigt die Regelabweichung beim Überschreiten der Leistungsgrenze schnell an. Die Mikropumpe fördert wegen des ansteigenden Überdrucks einen geringeren Volumendurchfluß als von der Regelung verlangt wird. Es entsteht eine bleibende Regelabweichung, die mit steigendem Überdruck schnell anwächst.

In Abb. 4.5 ist der Verlauf der Regelgröße Volumendurchfluß in Abhängigkeit des von der Mikropumpe erzeugten Überdrucks aufgetragen. Deutlich erkennbar ist, daß der geförderte Volumendurchfluß bei Erreichen der fluidischen Leistungsgrenze der Mikropumpe abnimmt und die Regelabweichung gemäß Abb. 4.4 rasch ansteigt. Die praktischen Erfahrungen mit dem in Abb. 4.3 dargestellten Versuchsaufbau werden im folgenden zusammengestellt:

- Die realisierte Regelung ist als *robust* zu bezeichnen. Mit einer Integrationszeit von  $\tau_I = 1 \text{ sec}$  ist jede Mikropumpe sicher zu betreiben, wenn die maximale Pulsbreite auf 2 msec begrenzt wird.
- Die Integrationszeit sollte für eine hinreichende Glättung der Durchflußspitzen mindestens 800 msec betragen. Stabilitätsprobleme bei der Einstellung größerer Zeitkonstanten  $\tau_I$  sind nicht zu erwarten, da die Verstärkung des *offenen* Kreises bei größeren

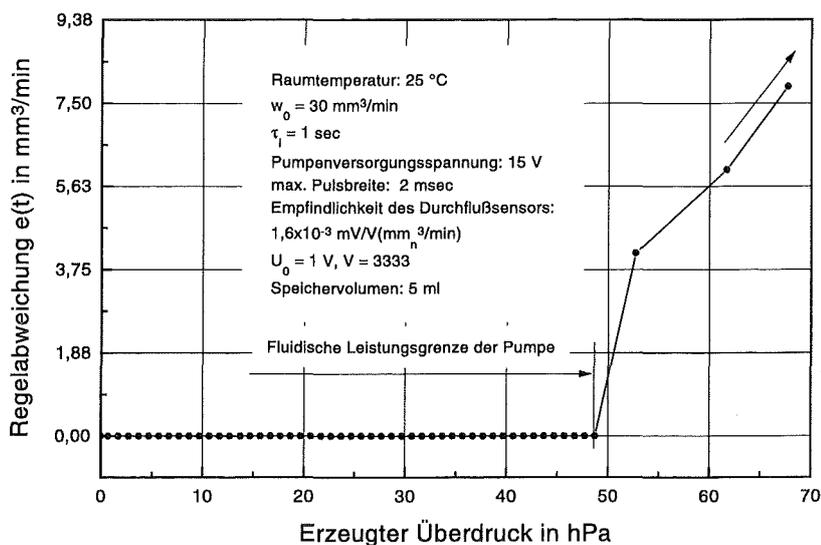


Abbildung 4.4: Regelabweichung des geförderten Volumendurchflusses in Abhängigkeit des Gegendrucks.

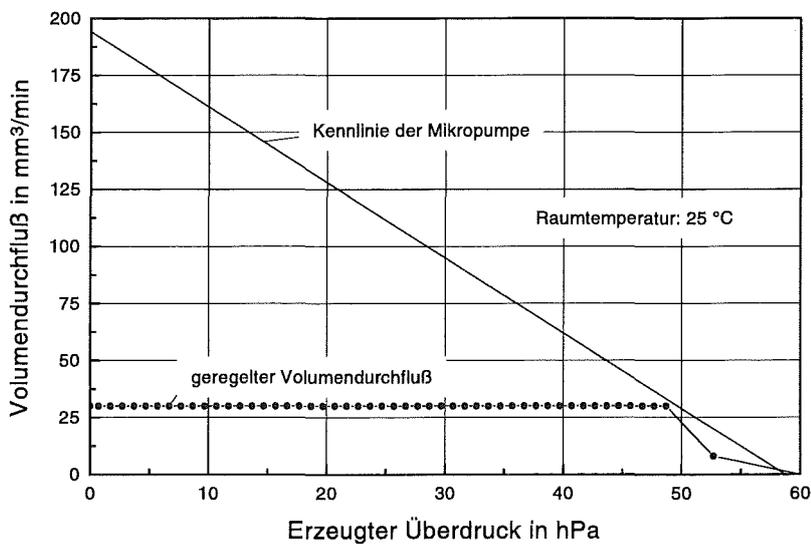


Abbildung 4.5: Verlauf der Regelgröße Volumendurchfluß in Abhängigkeit des erzeugten Überdrucks.

Integrationszeitkonstanten zu kleineren Werten verschoben wird, was nach dem vereinfachten *Nyquist*-Kriterium zu einer Erhöhung der Phasenreserve und einer verbesserten Stabilität führt, siehe [69, 78].

- Die relative Genauigkeit der Regelung beträgt  $\approx 10^{-4}$  bis  $10^{-5}$ . Die Regelung ist stationär genau, da das Stellglied und der Durchflusssensor Proportionalverhalten aufweisen und die Mikropumpe in erster Näherung ein Verzögerungsglied darstellt, wird durch den Regler ein I-Glied in den Regelkreis eingefügt.
- Leider reagiert die Regelung träge auf sprungförmige Änderungen der Führungsgröße. Nach einer Verdoppelung der Führungsgröße benötigt das System ca. 200 sec bis sich erneut ein stationärer Zustand einstellt. Bei einer nachfolgenden Halbierung der Führungsgröße stellt sich nach 270 sec der stationäre Zustand ein.

Anhand der durchflußgeregelten Mikropumpe ist die Eignung des Durchflusssensors für diese Aufgabe demonstriert worden. Selbstverständlich existieren noch weitere Möglichkeiten des Reglerentwurfs. Damit die Regelung schneller auf Führungssprünge reagiert, ist der Einsatz eines PI-Reglers sinnvoll. Generell gilt, daß je aufwendiger der Regler wird, d. h. je mehr Parameter er besitzt, desto mehr detaillierte Kenntnisse über das Streckenverhalten sind erforderlich, um abschätzen zu können, ob der erhöhte Aufwand des Reglerentwurfs lohnend erscheint oder ob bereits kleinste Änderungen der Streckenparameter den geschlossenen Regelkreis instabil werden lassen.

# Zusammenfassung

In der vorliegenden Dissertation sind neuartige mikromechanische Druck- und Durchflusssensoren vorgestellt worden. Sie bestehen, von den elektrischen Leiterbahnen abgesehen, vollständig aus Kunststoffen und sind mit einem Fertigungsverfahren, das Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung einsetzt, hergestellt worden. Die Kleinserientauglichkeit dieses Fertigungsverfahrens wurde erstmals in [29] zur Herstellung einer thermopneumatischen Mikropumpe nachgewiesen. Des Weiteren ist es zur Herstellung aktiver Mikroventile geeignet, siehe [32] und [33]. Seit 1997 wird die Kombination der Fertigungsverfahren Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung im Forschungszentrum Karlsruhe mit dem Akronym AMANDA bezeichnet. Die neuentwickelten Druck- und Durchflusssensoren werden ebenfalls mit diesem Fertigungsverfahren hergestellt, so daß sie monolithisch in die fluidischen Aktoren Mikropumpe und Mikroventil integrierbar sind. Das AMANDA-Verfahren kombiniert großserientaugliche Fertigungsverfahren und ermöglicht somit die preisgünstige Herstellung mikrofluidischer Komponenten im Batch-Verfahren.

Die Drucksensoren wurden für die Differenzdruckmeßbereiche 20, 250, 500, 750 und 1000 hPa hergestellt. Das Sensorelement des Drucksensors besteht aus einer runden Polyimid Meßplatte, in die eine Dehnungsmeißstreifen-Rosette (DMS-Rosette) eingebettet worden ist. Die DMS-Rosette besteht aus vier aktiven Dehnungsmeißstreifen, die zu einer *Wheatstoneschen* Meßbrücke verschaltet sind. Die Meßbrücke wird mit einer Konstantgleichspannung von 1 V versorgt. Die druckinduzierten Verformungen des Sensorelements werden mit den Dehnungsmeißstreifen detektiert und in eine druckproportionale Meßspannung gewandelt. Aufgrund der Verwendung einer Trägermembran, die ebenfalls aus Polyimid besteht, ist das Sensorelement elastisch in seinem Gehäuse gelagert. Dadurch ist gewährleistet, daß fertigungsbedingte Positionierungsfehler, die bei der Einhäusung der Sensoren unvermeidlich sind, das Übertragungsverhalten der Sensoren nicht negativ beeinflussen.

Die Erprobung von ca. 80 Drucksensoren ergab, daß alle hergestellten Sensoren elektrisch funktionsfähig waren. Als qualitätsbestimmender Fertigungsschritt hat sich die Masken-Positionierungsungenauigkeit bei der Herstellung des Sensorelements herausgestellt, siehe Abb. 1.5. Da der Radius des Sensorelements bzw. der Meßplatte mit der Größe des Meßbereichs abnimmt, wirken sich Masken-Positionierungsfehler bei Drucksensoren mit einem Meßbereich größer als 250 hPa verstärkt aus. Die empirisch ermittelte Bedingung, daß die durch den Masken-Positionierungsfehler hervorgerufene Exzentrizität der Meßplatte gegenüber dem Mittelpunkt der DMS-Rosette  $< 1\%$  betragen muß, wird folglich verletzt, so daß ein solcher Sensor eine nichtlineare Kennlinie mit ausgeprägter Hysterese besitzt. Wird die oben genannte Bedingung eingehalten, so ist das Ziel, den Drucksensor derart zu konstruieren, daß seine Übertragungseigenschaften unabhängig von den Positionierungsfehlern des

Sensorelements im Gehäuse sind, erreicht worden. Selbst Drucksensoren, bei denen die Exzentrizität des Sensorelements gegenüber dem Gehäuse maximal  $60\ \mu\text{m}$  beträgt, besitzen eine lineare Übertragungskennlinie.

Generell ist festzustellen, daß die Linearität der Drucksensoren die Vorausberechnungen übertroffen hat, siehe Tabelle 2.10. Der Korrelationskoeffizient beträgt  $> 0,99900$ .

Die zeitliche Stabilität des Sensorsignals wird maßgeblich durch die im Sensor dissipierte elektrische Leistung bestimmt. Aufgrund der hohen elektrischen Leitfähigkeit des Goldes ist die Verlustleistung ebenfalls relativ hoch. Dieser Nachteil wird beseitigt, wenn die DMS-Rosette anstatt aus einer aufgedampften Goldschicht aus einer gesputterten Titan- oder Chrom-Nickel-Schicht hergestellt wird.

Eine Verringerung des Temperaturkoeffizienten des Sensoroffsets erfordert, daß Trägermembranwerkstoff und Sensorgehäuse einen identischen Längenausdehnungskoeffizienten besitzen. Der Längenausdehnungskoeffizient des verwendeten Polyimids beträgt laut Herstellerangabe  $30 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ . Durch die Auswahl eines Polyimids, dessen Ausdehnungskoeffizient an den der Gehäuseteile aus Polysulfon ( $\alpha_{PSU} = 56 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ ) angepaßt ist, wird der Temperaturgang entscheidend verbessert. Ein weiteres Ziel muß die Reduktion des herstellungsbedingten Sensoroffsets sein, wozu eine Optimierung des Ätzprozesses zur Herstellung der DMS-Rosette erforderlich ist.

Die Funktionsfähigkeit der Drucksensoren wurde nachgewiesen. Die Fertigungsausbeute ist umso größer, je kleiner der Meßbereich des Drucksensors ist. Eine Ausdehnung des Meßbereichs auf Druckdifferenzen  $> 1000\ \text{hPa}$  ist kritisch zu bewerten. Dazu ist ein Polyimid mit einem wesentlich höheren Elastizitätsmodul als  $3\ \text{GPa}$  erforderlich oder ein Polyimid, das zuverlässig in einer Dicke von  $> 30\ \mu\text{m}$  fotolithografisch strukturierbar ist, damit sich einerseits die Linearität des Sensors nicht verschlechtert und andererseits die Fläche des Sensorelements zur Applikation der DMS-Rosette noch hinreichend groß ist. Diese Forderungen sind mit den derzeit industriell hergestellten und verfügbaren Polyimiden nicht standardmäßig realisierbar. Der in dieser Dissertation entwickelte Drucksensor ist deshalb vorwiegend für den Einsatz im Feindruckmeßbereich geeignet.

Das praktisch verifizierte elastomechanische Modell des Sensorelements erlaubt dem Entwickler Aussagen darüber, wie sich die Änderung von Stoff- und/oder Geometriedaten auf die Übertragungseigenschaften des Sensors auswirken.

Der Durchflusssensor wurde realisiert, indem der Feindrucksensor (Meßbereich  $20\ \text{hPa}$ ) in ein Gehäuse mit integrierter Meßkapillare eingebaut wurde. Es existieren drei Varianten für die Meßbereiche  $100$ ,  $1000$  und  $10000\ \text{mm}_n^3/\text{min}$ . Die Meßkapillare wurde derart ausgelegt, daß sich in ihr eine laminare Rohrströmung ausbildet, so daß gemäß dem *Hagen-Poiseuilleschen* Gesetz die direkte Proportionalität zwischen gemessenem Druckverlust und Durchfluß besteht. Die unterschiedlichen Meßbereiche sind durch den Einsatz von Meßkapillaren mit unterschiedlichem Querschnitt realisiert worden. Ihre Dimensionierung erfolgte unter der Maßgabe, daß der maximale Druckverlust bei Vollausteuern des Sensors  $20\ \text{hPa}$  nicht überschreiten darf.

Die Erprobung der Durchflusssensoren ergab, daß sie eine gute Linearität besitzen und eine geringe Hysterese aufweisen. Regressionskoeffizienten  $> 0,99950$  waren nicht selten zu beobachten. Die Hysterese ist mit  $< 1,8\ \%$  FSO anzugeben. Infolge der Größe des Feindrucksensors

war die Bedingung, daß die Meßplatte mit einer Exzentrizität  $\leq 1\%$  des Meßplattenradius auf der DMS-Rosette positioniert werden muß, mühelos einzuhalten. Die Fertigungsausbeute des Durchflusssensors (Meßbereich  $10000 \text{ mm}_n^3/\text{min}$ ) lag bei ca. 89%. Als häufigste Ausfallursache ist die Verstopfung der Meßkapillare durch eindringenden Klebstoff während der Einhäusung der Sensorelemente zu nennen. Durch die Anbringung einer doppelten Meßkapillarwandung mit dazwischenliegender Stopfnut ist dieses Problem leicht zu beseitigen.

Bemerkenswert ist, daß die Durchflusssensoren eine höhere Empfindlichkeit als die in Silizium-Mikromechanik hergestellten Durchflusssensoren und eine *lineare* statische Übertragungskennlinie besitzen, so daß diese Eigenschaften den Durchflusssensor besonders auszeichnen. Des weiteren verfügt er über hervorragende dynamische Eigenschaften. Eine berechnete Anstiegszeit von ca.  $20 \mu\text{sec}$  und eine Einschwingzeit von ca.  $4 \text{ msec}$  prädestinieren ihn zur präzisen Messung instationärer Durchflüsse und insbesondere für Dosieraufgaben. Seine Leistungsfähigkeit wurde eindrucksvoll mit dynamischen Durchflußmessungen an der Mikropumpe belegt.

Sowohl Druck- als auch Durchflusssensor sind für Meßaufgaben in flüssigen elektrisch leitenden Medien einsetzbar, wenn die auf der Trägermembran verlaufenden Sensorleiterbahnen durch eine zusätzliche Polyimidschicht gegenüber dem Medium isoliert werden.

Als Anwendungsbeispiel für den Durchflusssensor wurde eine volumendurchflußgeregelte Mikropumpe vorgestellt. Die Regelung erfolgt mit einem Integral-Regler, dessen Integrationszeitkonstante  $1 \text{ sec}$  beträgt. Diese hohe Integrationszeit ist erforderlich, damit die instationäre Arbeitsweise der Mikropumpe in eine *quasistationäre* überführt wird. Nach den gewonnenen Erfahrungen ist die Regelung als stabil und *robust* zu bezeichnen.

# Literaturverzeichnis

- [1] H. Herold: *Sensortechnik: Sensorwirkprinzipien und Sensorsysteme*. Hüthig Verlag Heidelberg, 1993.
- [2] H.-R. Tränkle: *Taschenbuch der Meßtechnik mit Schwerpunkt Sensortechnik*. R. Oldenbourg Verlag München Wien, 3. Auflage, 1992.
- [3] R. Thiel: *Elektrisches Messen nichtelektrischer Größen*. Teubner Studienskripten, B. G. Teubner Verlag Stuttgart, 3. Auflage, 1990.
- [4] P. Profos und T. Pfeifer: *Grundlagen der Meßtechnik*. R. Oldenbourg Verlag München Wien, 3. Auflage, 1992.
- [5] K.W. Bonfig: *Das Handbuch für Ingenieure, Sensoren und Sensorsysteme, Wegweisende, serienreife neue Produkte und Verfahren*. expert Verlag, 5. Auflage, 1991.
- [6] VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik VDI Berichte 677: *Sensoren, Technologie und Anwendungen*. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 1988.
- [7] O.N. Tufte, P.W. Chapman, and D. Long: *Silicon Diffused-Element Piezoresistive Diaphragms*. Journal Of Applied Physics, Vol. 33, No. 11, November 1962, pp. 3322-3327.
- [8] A.C.M. Gieles: *Subminiature Silicon Pressure Transducer*. IEEE International Solid-State Circuits Conference, 1969, pp. 108-109.
- [9] C.S. Sander, J.W. Knutti, and J.D. Meindl: *A Monolithic Capacitive Pressure Sensor with Pulse Period Output*. IEEE Transactions On Electron Devices, Vol. ED-27, No. 5, May 1980.
- [10] L. Rosengren, J. Sönderkvist, and L. Smith: *Micromachined sensor structures with linear capacitive response*. Sensors and Actuators A 31, 1992, pp. 200-205.
- [11] H. Dudaicevs, M. Kandler, Y. Manoli, W. Mokwa, and E. Spiegel: *Surface Micromachined Pressure Sensors with Integrated CMOS Read-Out Electronics*. 7 th International Conference On Solid-State Sensors And Actuators, Yokohama, June 7-10 1993, pp. 992-994.
- [12] I. Ayerdi, E. Castaño, A. García-Alonso, and J. Gracia: *High-temperature ceramic pressure sensor*. Sensors and Actuators A 60, Elsevier Science, 1997, pp. 72-75.

- [13] A.V. Chavan and K.D. Wise: *A Batch-Processed Vacuum-Sealed Capacitive Pressure Sensor*. Transducers '97 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, June 16-19 1997, pp. 1449-1452.
- [14] S. Hein, K. Holzner, V. Schlichting, E. Obermeier, and K. Barton: *Capacitive Differential Pressure Sensor With High Overload Capability Using Silicon/Glass Technology*. Transducers '97 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, June 16-19 1997, pp. 1477-1480.
- [15] C.J. Welham, J.W. Gardner, and J. Greenwood: *A laterally driven micromachined resonant pressure sensor*. Sensors and Actuators A 52, Elsevier Science, 1996, pp. 86-91.
- [16] N.-T. Nguyen und W. Dötzel: *Mikromechanische Strömungssensoren im Überblick*. F&M 104. Jahrgang, Carl Hanser Verlag München, Heft 9/1996, S. 644-648.
- [17] E. Hristoforou, I.N. Avaritsiotis, and H. Chiriac: *New flowmeters based on amorphous magnetic wires*. Sensors and Actuators A 59, Elsevier Science, 1997, pp. 94-96.
- [18] N. Svedin, E. Stemme, and G. Stemme: *A new bi-directional gas-flow sensor based on lift force*. Transducers '97 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, June 16-19 1997, pp. 145-148.
- [19] S. Buch und A. Zeppenfeld: *Mikrosensoren im Kraftfahrzeug*. F&M 106. Jahrgang, Carl Hanser Verlag München, Heft 7-8/1998, S. 534-536.
- [20] P.T. Lai, B. Liu, X. Zheng, B. Li, S. Zhang, and Z. Wu: *Monolithic integrated spreading-resistance silicon flow sensor*. Sensors and Actuators A 58, Elsevier Science, 1997, pp. 85-88.
- [21] O. Berberig, K. Nottmeyer, J. Mizuno, and T. Kanai, Y. Kobayashi: *The Prandtl Micro Flow Sensor (PMFS): A novel silicon diaphragm capacitive sensor for flow velocity measurement*. Transducers '97 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, June 16-19 1997, pp. 155-158.
- [22] R.E. Oosterbroek, T.S.J. Lammerink, J.W. Berenschot, A. van den Berg, and M.C. Elwenspoek: *Designing, realisation and characterisation of a novel capacitive pressure/flow sensor*. Transducers '97 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Chicago, June 16-19 1997, pp. 151-154.
- [23] S.J. Lammerink, M. Elwenspoek, and J.H.J. Fluitman: *Integrated Micro-Liquid Dosing System*. Proceedings of the 6 th IEEE MEMS Annual International Workshop, 1993, pp. 254-259.
- [24] V. Gass, B.H. van der Schoot, S. Jeanneret, and N.F. de Rooij: *Integrated Flow-Regulated Silicon Micropump*. 7 th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, Yokohama, June 7-10 1993, pp. 1048-1051.
- [25] M. Stehr, S. Messner, H. Sandmaier, and R. Zengerle: *The Vamp - A new Device for Handling Liquids or Gases*. Sensors and Actuators A 57, Elsevier Science, 1996, pp. 153-157.

- [26] A. Meckes, J. Behrens, M. Gebhard, and W. Benecke: *Gas Handling System with Integrated Microactuators*. Actuator 96, 5 th International Conference on New Actuators, Bremen, 26-28 June 1996, pp. 65-67.
- [27] T. Ohori, S. Shoji, K. Miura, and A. Yotumoto: *Three-Way Microvalve for Blood Control in Medical Micro Total Analysis Systems*. Proceedings of the 10 th IEEE MEMS Annual International Workshop, 1997, pp. 333-337.
- [28] W.R. Fahrner, J. Bonhaus, P. Heinemeyer, H. Ilgen, J. Schütze, D. Lorenzen und T. Mehlhorn: *Mikrokühlsysteme für elektronische Baugruppen*. F&M 105. Jahrgang, Carl Hanser Verlag München, Heft 4/1997, S. 269-272.
- [29] B. Büstgens: *Entwicklung von Mikromembranpumpen von der seriengerechten Konzeption bis zur Anwendung*. Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1996.
- [30] D. Maas, B. Büstgens, J. Fahrenberg, W. Keller, P. Ruther, W.K. Schomburg, and D. Seidel: *Fabrication of Microcomponents using Adhesive Bonding Techniques*. Proceedings of the 10 th IEEE MEMS Annual International Workshop, 1996, pp. 331-336.
- [31] W.K. Schomburg, R. Ahrens, W. Bacher, C. Goll, S. Meinzer, and A. Quinte: *AMANDA - Low Cost Production of Microfluidic Devices*. Transducers '97 Special Volume of Sensors and Actuators, Elsevier, 1997.
- [32] J. Fahrenberg, W. Bier, D. Maas, W. Menz, R. Ruprecht, and W.K. Schomburg: *Microvalve System Fabricated by Thermoplastic Molding*. Journal of Micromechanics and Microengineering 5, 1995, pp. 169-171.
- [33] C. Goll: *Entwicklung, Herstellung und Test von aktiven Mikroventilen für pneumatische Anwendungen*. Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1997.
- [34] J. Martin: *Differenzdrucksensor*. Deutsches Patent Nr. 197 30 991, 1998.
- [35] J. Martin, W. Bacher, O. F. Hagena, and W. K. Schomburg: *Strain Gauge Pressure and Volume-Flow Transducers made by Thermoplastic Molding and Membrane Transfer*. Proceedings of the 11 th IEEE MEMS Annual International Workshop, Heidelberg, January 25-29 1998, pp. 361-366.
- [36] H. Ahne, R. Leuschner, and R. Rubner: *Recent Advances in Photosensitive Polyimides*. Polymers for Advanced Technologies, Vol. 4, No. 4, Wiley & Sons, May 1993, pp. 217-233.
- [37] M.K. Ghosh and K.L. Mittal (editors): *Polyimides, Fundamentals and Applications*. Marcel Dekker, Inc. New York Basel Hong Kong, 1996.
- [38] K. Girkmann: *Flächentragwerke: Einführung in die Elastostatik der Scheiben, Platten, Schalen und Faltwerke*. Springer-Verlag Wien, 3. Auflage, 1954.
- [39] S. Timoshenko and S. Woinowsky-Krieger: *Theory of Plates and Shells*. Mc Graw-Hill, 2. edition, 1959.

- [40] K. Hoffmann: *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen*. Hottinger Baldwin Meßtechnik GmbH Darmstadt, 1987.
- [41] E. Schrüfer: *Elektrische Meßtechnik: Messung elektrischer und nichtelektrischer Größen*. Carl Hanser Verlag München Wien, 3. Auflage, 1983.
- [42] P. L. Gould: *Analysis of Shells and Plates*. Springer-Verlag New York Berlin Heidelberg London Tokyo, 1988.
- [43] H.E. Elgamel: *Closed-form expressions for the relationship between stress, diaphragm, deflection, and resistance change with pressure in silicon piezoresistive pressure sensors*. Sensors and Actuators A 50, Elsevier Science, 1995, pp. 17-22.
- [44] H.K. Wen and W. Quiang: *Touch Mode Capacitive Pressure Sensors for Industrial Applications*. Proceedings of the 10 th IEEE MEMS Annual International Workshop, 1997, pp. 284-289.
- [45] OCG Microelectronics Materials AG Basel Switzerland (editor): *PROBIMIDE 7000 Series, Self-Priming Photosensitive Polyimide Precursors*. Firmenschrift, 1995.
- [46] S.P. Timoshenko and J.N. Goodier: *Theory of Elasticity*. Mc Graw Hill International Editions, 3. edition, 1970.
- [47] J. Martin: *Volumenstromsensor*. Deutsches Patent Nr. 197 30 931, 1998.
- [48] J. Zierep: *Grundzüge der Strömungslehre*. Wissenschaft+Technik. G. Braun Verlag Karlsruhe, 4. Auflage, 1990.
- [49] B. Eck: *Technische Strömungslehre*, Band 1. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo, 9. Auflage, 1988.
- [50] E. Truckenbrodt: *Fluidmechanik*, Band 1. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2. Auflage, 1980.
- [51] P. Gravesen, J. Branebjerg, and O.S. Jensen: *Microfluidics – A Review*. Journal of Micromechanics and Microengineering 3, 1993, pp. 168-182.
- [52] M.-A. Grétilat, F. Paoletti, P. Thiébaud, S. Roth, M. Koudelka-Hep, and N.F. de Rooij: *A new fabrication method for borosilicate glass capillary tubes with lateral inlets and outlets*. Sensors and Actuators A 60, Elsevier Science, 1997, pp. 219-222.
- [53] Verein Deutscher Ingenieure Düsseldorf (Herausgeber): *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 8. Auflage, 1997.
- [54] E. Westkämper, H.W. Hoffmeister und J. Gäbler: *Spanende Mikrofertigung, Flexibilität durch Schleifen, Bohren und Fräsen*. F&M 104. Jahrgang, Carl Hanser Verlag München, Heft 7-8/1996, S. 525-530.
- [55] H. Waller und R. Schmidt: *Schwingungslehre für Ingenieure: Theorie, Simulation, Anwendungen*. BI Wissenschaftsverlag Mannheim Wien Zürich, 1989.
- [56] I.M. Bronstein und K.A. Semendjajew: *Taschenbuch der Mathematik*. Verlag Harri Deutsch Frankfurt am Main, 12. Auflage, 1981.

- [57] VDI/VDE 2600. Metrologie (Meßtechnik); Blatt 1 bis 6 Grundbegriffe, Gerätetechnische Begriffe, Begriffe zur Beschreibung der Eigenschaften von Meßeinrichtungen.
- [58] N.N.: *Elektrische Messung mit Widerstandsaufnehmern (DMS 1)*. Vorlesungsskriptum des Instituts für Meßtechnik im Maschinenbau, Universität Hannover, 1990.
- [59] Measurement Group (Herausgeber): *Zur Einschränkung von Rauschsignalen bei DMS-Messungen*. Measurement Group Meßtechnik GmbH Tech Note TN-501-1, 1991.
- [60] Measurement Group (Herausgeber): *Zur Optimierung der elektrischen Speisung von DMS*. Measurement Group Meßtechnik GmbH Tech Note TN-502, 1991.
- [61] F. Lauer: *Tätigkeitsbericht über das 1. Praktische Studiensemester*. Fachhochschule Mannheim, 1997/98 (unveröffentlicht).
- [62] P. Ruther: *Entwicklung eines LIGA Mikrosystems zur Messung mechanischer Eigenschaften von Mikroproben*. Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1997.
- [63] O. Föllinger: *Nichtlineare Regelungen*, Band 1 der Reihe *Methoden der Regelungs- und Automatisierungstechnik*. R. Oldenbourg Verlag München Wien, 7. Auflage, 1993.
- [64] K. Magnus: *Schwingungen: Eine Einführung in die theoretische Beschreibung von Schwingungsproblemen*, Band 3 der Reihe *Leitfäden der angewandten Mathematik und Mechanik*. Teubner Studienbücher: Mechanik, B. G. Teubner Verlag Stuttgart, 4. Auflage, 1986.
- [65] W. Beitz und K.-H. Küttner (Herausgeber): *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo, 16. Auflage, 1987.
- [66] P. Hagedorn: *Nichtlineare Schwingungen*. Akademische Verlagsgesellschaft Wiesbaden, 1978.
- [67] E. Krämer: *Maschinendynamik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York Tokyo, 1984.
- [68] U. Kienke und H. Kronmüller: *Meßtechnik: Systemtheorie für Elektrotechniker*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo, 4. Auflage, 1995.
- [69] O. Föllinger: *Regelungstechnik*. Hüthig Verlag Heidelberg, 6. Auflage, 1990.
- [70] DIN 19226. Regelungstechnik und Steuerungstechnik; Teil 1 bis 5 Begriffe und Benennungen.
- [71] H.D. Baehr: *Thermodynamik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York London Paris Tokyo Hong Kong, 7. Auflage, 1989.
- [72] G. Doetsch: *Anleitung zum praktischen Gebrauch der Laplace-Transformation und der Z-Transformation*. R. Oldenbourg Verlag München Wien, 6. Auflage, 1989.
- [73] C. Lyons, A. Friedberger, W. Welsler, G. Müller, G. Krötz, and R. Kassing: *A High-Speed Mass-Flow Sensor with Heated Silicon Carbide Bridges*. Proceedings of the 11 th IEEE MEMS Annual International Workshop, Heidelberg, January 25-29 1998, pp. 356-360.

- 
- [74] CMS Mikrosysteme GmbH Chemnitz (Herausgeber): *Durchflußmengen-Detektor DD*. Firmenschrift, 1998.
- [75] O. Föllinger: *Optimierung dynamischer Systeme*. Oldenbourg Verlag München Wien, 4. Auflage, 1994.
- [76] L.S. Pontrjagin, V.G. Boltjanskij, R.V. Gamkrelidze und E.F. Miscenko: *Mathematische Theorie optimaler Prozesse*. R. Oldenbourg Verlag München, 1967.
- [77] U. Tietze und Ch. Schenk: *Halbleiterschaltungstechnik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York Tokyo, 7. Auflage, 1985.
- [78] H. Lutz und W. Wendt: *Taschenbuch der Regelungstechnik*. Verlag Harri Deutsch Thun und Frankfurt am Main, 1995.