

Mikrosensor-Arrays für die experimentelle Strömungsmechanik

vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Andreas Berns

von der Fakultät IV – Elektrotechnik und Informatik
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender:	Prof. Dr. K. Bock
1. Bericht:	Prof. Dr. E. Obermeier
2. Bericht:	Prof. Dr. C. Brücker

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 01. Oktober 2009

Berlin 2010

D 83

Inhaltsverzeichnis

FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN	IV
ZUSAMMENFASSUNG	VIII
1 EINLEITUNG	1
1.1 DRUCKSENSOR-ARRAYS FÜR DIE OBERFLÄCHE EINES ZYLINDERSTUMPFS.....	1
1.2 SENSORANFORDERUNGEN	3
2 STAND DER TECHNIK.....	8
2.1 DIE PINHOLE-METHODE	8
2.2 OBERFLÄCHENBÜNDIGE DRUCKAUFNEMER ZUR PUNKTUELLEN ERFASSUNG DES INSTATIONÄREN WANDDRUCKS.....	11
2.3 OBERFLÄCHEN-SENSOR-ARRAYS	15
2.3.1 Kapazitive Oberflächen-Sensor-Arrays	16
2.3.2 Piezoresistive Oberflächen-Sensor-Arrays	19
2.4 POLYMER-SENSOR-FOLIEN (PIEZOELEKTRISCHE FOLIEN)	22
2.5 DRUCKSENSITIVE FARBE	24
2.6 ZUSAMMENFASSUNG.....	26
LITERATUR ZU KAPITEL 2	28
3 DESIGN DER AEROMEMS-DRUCKSENSOREN	34
3.1 MEMBRANDESIGN UND PIEZOWIDERSTANDSLAYOUT	34
3.2 ANNAHME DER PIEZOWIDERSTANDSEIGENSCHAFTEN UND SIMULATION DER IMPLANTATIONSPARAMETER MITTELS SUPREM.....	39
3.3 DIMENSIONIERUNG DER SENSORMEMBRAN	45
3.3.1 Analytische Berechnung des Ausgangssignals	45
3.3.2 Designoptimierung mittels Finite Elemente Methode.....	47
3.3.3 Anordnung der Piezowiderstände auf der Membran.....	54
3.4 SIMULATION DES DYNAMISCHEN VERHALTENS	58
3.5 ZUSAMMENFASSUNG.....	59
LITERATUR ZU KAPITEL 3	61
4 ERSTES SENSORDESIGN MIT VORDERSEITEN- KONTAKTIERUNG	63

4.1	CHIPLAYOUT DES SENSORS DER ERSTEN GENERATION	63
4.2	TECHNOLOGISCHE REALISIERUNG	65
4.2.1	<i>Untersuchung der Piezowiderstände mittels „Staining“</i>	73
4.3	MESSTECHNISCHE CHARAKTERISIERUNG	76
4.3.1	<i>Entwicklung einer Messumgebung für die Kalibrierung.....</i>	76
4.3.2	<i>Sensorkalibrierung</i>	80
4.3.3	<i>Charakterisierung der pn-Dioden</i>	85
4.3.4	<i>Resonanzfrequenzmessungen.....</i>	86
4.4	ZUSAMMENFASSUNG DER SENSORKALIBRIERUNG	88
4.5	ENTWICKLUNG VON SENSOR-ARRAYS FÜR DIE OBERFLÄCHE EINES ZYLINDERSTUMPFS	89
4.6	WINDKANALEXPERIMENT: UMSTRÖMUNG EINES ZYLINDERSTUMPFS AUF EINER EBENEN PLATTE (LEITEXPERIMENT)	95
4.6.1	<i>Konfiguration des Experiments</i>	95
4.6.2	<i>Messablauf und Datenverarbeitung</i>	97
4.6.3	<i>Ergebnisse und Diskussion</i>	100
4.7	ZUSAMMENFASSUNG	104
	LITERATUR ZU KAPITEL 4	106

5 ZWEITES SENSORDESIGN MIT RÜCKSEITEN-KONTAKTIERUNG UND PN-DIODE 110

5.1	DESIGN DER DURCHKONTAKTIERUNG	110
5.2	MEMBRANDIMENSIONIERUNG UND NEUES CHIPLAYOUT	112
5.3	TECHNOLOGISCHE REALISIERUNG	115
5.4	MESSTECHNISCHE CHARAKTERISIERUNG	127
5.5	ENTWICKLUNG EINES 3D-MULTI-SENSOR-ARRAYS	129
5.6	UMSTRÖMUNG EINES ZYLINDERSTUMPFS AUF EINER EBENEN PLATTE (LEITEXPERIMENT).....	136
5.6.1	<i>Neuer Messablauf und Datenverarbeitung.....</i>	137
5.6.2	<i>Ergebnisse und Diskussion</i>	138
5.7	ZUSAMMENFASSUNG	145
	LITERATUR ZU KAPITEL 5	147

6 DRITTES SENSORDESIGN MIT RS-KONTAKTIERUNG UND INTEGRIERTEM WANDHITZDRAHT 149

6.1	HITZDRAHTDESIGN UND CHIPLAYOUT	152
-----	--------------------------------------	-----

6.2	TECHNOLOGISCHE REALISIERUNG	155
6.3	MESSTECHNISCHE CHARAKTERISIERUNG	158
6.4	NIEDERFREQUENTE TRANSITIONSMESSUNG.....	161
6.4.1	<i>Der laminar-turbulente Umschlag.....</i>	<i>161</i>
6.4.2	<i>Experimentbeschreibung und Aufbau</i>	<i>163</i>
6.4.3	<i>Ergebnisse.....</i>	<i>166</i>
6.5	HOCHFREQUENTE TRANSITIONSMESSUNGEN	169
6.5.1	<i>Experimentbeschreibung und Aufbau</i>	<i>169</i>
6.5.2	<i>Ergebnisse.....</i>	<i>171</i>
6.6	ZUSAMMENFASSUNG.....	176
	LITERATUR ZU KAPITEL 6	178
7	DISKUSSION UND AUSBLICK	181
	EIGENE VERÖFFENTLICHUNGEN.....	184

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Buchstaben

Symbol	Bezeichnung	Einheit
a	Kantenlänge der quadratischen Membran	m
b	Breite	m
b	Grundplattenbreite	m
c	Spezifische Wärmekapazität	$\text{kJ}/(\text{kgK})$
c_{11}	Elastizitätsmoduln	N/m^2
c_{12}	Elastizitätsmoduln	N/m^2
c_{44}	Elastizitätsmoduln	N/m^2
d	Membrandicke	m
d	Grundplattendicke	m
D	Membrandurchmesser	m
D	Zylinderdurchmesser	m
D	Dosis	Atome/cm^2
du	Geschwindigkeitsänderung	m/s
dy	Ortsänderung in y-Richtung	m
Δp	Druckänderung	Pa
Δp_1	Druckbereich 1	Pa
Δp_2	Druckbereich 2	Pa
Δp_3	Druckbereich 3	Pa
ΔR	Widerstandsänderung	Ω
ΔR_1	Widerstandsänderung von R_1	Ω
ΔR_2	Widerstandsänderung von R_2	Ω
ΔR_3	Widerstandsänderung von R_3	Ω
ΔR_4	Widerstandsänderung von R_4	Ω
ΔU_{Br}	Brückenausgangsspannungsänderung	V
E	Elastizitäts-Modul (E-Modul)	N/m^2
E_t	Elastizitäts-Modul (transversal)	N/m^2
E_l	Elastizitäts-Modul (longitudinal)	N/m^2
$E_{\langle 110 \rangle}$	Elastizitäts-Modul in $\langle 110 \rangle$ Kristallrichtung	N/m^2
$\overset{4}{\rightarrow} E$	Elastizitäts-Modul (Tensor vierter Stufe)	N/m^2
E	Energie	eV
h	Höhe	m
k	K-Faktor	-
k_l	Longitudinaler k-Faktor	-

k_t	Transversaler k-Faktor	-
k	Segregationskoeffizient	-
l	Länge	m
L	Zylinderlänge	m
l	Grundplattenlänge	m
N	Dotierungsdichte	Atome/cm ³
p	Druck	Pa
p_N	Drucknennbereich	Pa
$\bar{p}$	Wanddruckmittelwert	Pa
p'	Standardabweichung des Wanddrucks	Pa
$P_{\max}$	Maximale Leistungsaufnahme	W
r	Radius	m
R	Elektrischer Widerstand	Ω
R_1	Longitudinalwiderstand	Ω
R_2	Transversalwiderstand	Ω
R_3	Longitudinalwiderstand	Ω
R_4	Transversalwiderstand	Ω
S	Empfindlichkeit	V/(VPa)
T	Temperatur	K
t	Zeit	s
t	Tiefe	m
Tu	Turbulenzgrad	%
u	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
u_∞	Strömungsgeschwindigkeit der Außenströmung	m/s
U_0	Versorgungsspannung	V
U_{Br}	Brückenausgangsspannung	V
U_{Br_an}	Analytisch berechnete Brückenausgangsspannung	V
U_{Offset}	Brückenoffsetspannung	V
w	Durchsenkung	m
$w_{\max}$	Maximale Durchsenkung	m
$w_{\max,quad}$	Maximale Durchsenkung der quadratischen Membran	m
$w_{\max,rund}$	Maximale Durchsenkung der runden Membran	m
x	Kartesische Koordinate	m
X_j	Gebiettiefe	m
$\bar{x}_{piezo}$	Mittelkoordinate x der Piezowiderstände	m
y	Kartesische Koordinate	m
$\bar{y}_{piezo}$	Mittelkoordinate y der Piezowiderstände	m
z	Kartesische Koordinate	m
$\bar{z}_{piezo}$	Mittelkoordinate z der Piezowiderstände	m

Griechische Buchstaben

Symbol	Bezeichnung	Einheit
α	Winkel	°
δ	Grenzschichtdicke	m
$\overset{2}{\rightarrow}\varepsilon$	Mechanische Dehnung (Tensor zweiter Stufe)	-
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
λ	Wellenlänge	m
μ	Dynamische Viskosität	kg/(ms)
ν	Querkontraktionszahl	-
ν	Kinematische Viskosität	m ² /s
π_{44}	Piezowiderstandskoeffizient	m ² /N
π_l	Longitudinaler Piezowiderstandskoeffizient	m ² /N
π_t	Transversaler Piezowiderstandskoeffizient	m ² /N
σ	Mechanische Spannung	N/m ²
σ_{1x}	Mechanische Spannung in x-Richtung bei R ₁	N/m ²
σ_{1y}	Mechanische Spannung in y-Richtung bei R ₁	N/m ²
σ_{2x}	Mechanische Spannung in x-Richtung bei R ₂	N/m ²
σ_{2y}	Mechanische Spannung in y-Richtung bei R ₂	N/m ²
$\sigma_{\max}$	Maximale mechanische Spannung	N/m ²
$\sigma_{\max, \text{quad}}$	Maximale mechanische Spannung der quadratischen Membran	N/m ²
$\sigma_{\max, \text{rund}}$	Maximale mechanische Spannung der runden Membran	N/m ²
$\sigma_{x; \max}$	Maximale x-Komponente der mechanischen Spannung	N/m ²
σ_x	x-Komponente der mechanischen Spannung	N/m ²
$\sigma_{y; \max}$	Maximale y-Komponente der mechanischen Spannung	N/m ²
σ_y	y-Komponente der mechanischen Spannung	N/m ²
$\overset{2}{\rightarrow}\sigma$	Mechanische Spannung (Tensor zweiter Stufe)	N/m ²
ρ	Dichte	kg/m ³
ρ	Spezifischer elektrischer Widerstand	Ωm
τ_w	Wandschubspannung	N/m ²

Kennzahlen

a	Schallgeschwindigkeit
M = u/a	Machzahl
Re = (u·l)/ν	Reynoldszahl

Abkürzungen

ARDE	Aspect Ratio Dependent Etching
BOE	Buffered Oxide Etch
BOX	Burried Oxide
CCA	Constant Current Anemometer
CCD	Charge Coupled Device
CTA	Constant Temperature Anemometer
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
DSE	Deep Silicon Etching
EADS	European Aeronautic Defence and Space Company
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
FSO	Full Scale Output
ILR	Institut für Luft- und Raumfahrttechnik
KOH	Kaliumhydroxid
LDA	Laser-Doppler-Anemometrie
LES	Large-Eddy-Simulation
LPCVD	Low-Pressure Chemical Vapor Deposition
LTO	Low Temperature Oxide
MEMS	Microelectromechanical Systems
NASA	National Aeronautics and Space Administration
PCB	Printed Circuit Board
PECVD	Plasma Enhanced Vapour Deposition
PIV	Particle-Image-Velocimetry
POM	Polyoxymethylen
PSP	Pressure Sensitive Paint
PVDF	Polyvinylidenfluorid
REM	Rasterelektronenmikroskop
RIE	Reactive Ion Etching
RTA	Rapid Thermal Annealing
SOI	Silicon-On-Insulator
SPP	Schwerpunktprogramm
TKO	Temperaturkoeffizient der Offsets
TKS	Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit
TMAH	Tetramethylammoniumhydroxid
TS	Tollmien-Schlichting
TSV	Through Silicon Via
TWV	Through Wafer Via

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen eines Leitexperiments des von der DFG (Deutsche Forschungsgemeinschaft) geförderten Schwerpunktprogramms „Bildgebende Messverfahren für die Strömungsanalyse – SPP 1147“. Ein zentrales Ziel dieses Experiments war das Studium der Wanddruckverhältnisse an einem Zylinderstumpf im Strömungsfeld eines offenen Windkanals. Für diese Untersuchungen wurden MEMS (Microelectromechanical Systems)-Drucksensoren und darauf basierende, oberflächenbündig in die Zylinderwand integrierbare, Sensor-Arrays entwickelt. Um die im Vorfeld definierten Anforderungen bezüglich der Sensorempfindlichkeit, der Nichtlinearität des Ausgangssignals und der Offsetstabilität sowie der ersten Resonanzfrequenz zu erfüllen, wurde die Entwicklung von piezoresistiven MEMS-Drucksensoren mit einer quadratischen Membran ins Auge gefasst. Die Optimierung der Membrangeometrie hinsichtlich der angestrebten Empfindlichkeit und Nichtlinearität in dem vorgegebenen Messbereich erfolgte mittels strukturmechanischen FEM (Finite Elemente Methode)-Analysen sowie durch Verwendung der Prozesssimulationssoftware SUPREM. Der entwickelte Sensor der ersten Generation hat eine Fläche von $2,5 \times 4,5 \text{ mm}^2$ und beinhaltet eine integrierte pn-Diode zur Temperaturmessung. Der Sensor wurde in drei Designvarianten mit einer Membrandicke von $3 \text{ }\mu\text{m}$ und Membrangrößen von $500 \times 500 \text{ }\mu\text{m}^2$, $700 \times 700 \text{ }\mu\text{m}^2$ und $900 \times 900 \text{ }\mu\text{m}^2$ hergestellt. Für die technologische Realisierung wurden sowohl Prozesse der Silizium-Planartechnologie als auch Bulk-Micromachining eingesetzt. Die gemessenen Sensorempfindlichkeiten der drei Designvarianten betragen in den Messbereichen $\pm 200 \text{ Pa}$, $\pm 500 \text{ Pa}$, und $\pm 1 \text{ kPa}$ jeweils $3 \text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$, $7 \text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ und $12 \text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$, wobei die Nichtlinearität weniger als 1 % beträgt und die Offsetspannungsdrift bei 1 V Versorgungsspannung innerhalb von 24 Stunden bei maximal $\pm 10 \text{ }\mu\text{V}$ liegt. Die Resonanzfrequenz aller drei Sensorvarianten ist größer als 50 kHz.

Basierend auf den Sensoren der ersten Generation wurde ein aus 48 Drucksensoren bestehendes Oberflächen-Array für den Zylinderstumpf, der eine Höhe von 240 mm und einen Durchmesser von 120 mm aufweist, entwickelt. Die Sensorkontaktierung erfolgte in diesem Fall von der Vorderseite mittels Au-Drahtbonden. Für den Aufbau des Arrays wurden strukturierte Leiterplatten und Al-Trägersegmente, die wandbündig in den Zylinderkörper integriert sind, sowie

eine flexible Silikonvergussmasse zur Fixierung der Sensoren und zum Ausgleich der Unebenheiten auf der Arrayvorderseite verwendet. Die mit diesem Zylinder vorgenommenen Wanddruckmessungen bei einer Reynoldszahl von 200.000, was einer Strömungsgeschwindigkeit von 26 m/s entspricht, zeigen eine relativ gute Übereinstimmung mit einer von den Projektpartnern durchgeführten LES (Large-Eddy-Simulation). Außerdem lassen sich die wesentlichen strömungsmechanischen Phänomene anhand der Oberflächendruckverteilung auf dem Zylinder identifizieren. Allerdings wird die durch unebene Arrayübergänge hervorgerufene Strömungsbeeinflussung anhand der Unsymmetrie der gemessenen Druckverteilung deutlich. Diese Beobachtung und die Vermutung, dass auch die Bonddrähte eine Störung der Strömung bewirken, führten zu der Forderung nach rückseitig kontaktierten Sensor-Arrays.

Ausgehend von dieser Forderung erfolgte die Entwicklung der Sensoren der zweiten Generation, die auf einen Messbereich von ± 1 kPa optimiert wurden und sich neben einer geringeren Fläche von $2 \times 3 \text{ mm}^2$ durch eine Rückseitenkontaktierung auszeichnen. Die Membran hat eine Dicke von $4 \text{ }\mu\text{m}$ und eine Größe von $800 \times 800 \text{ }\mu\text{m}^2$. Die mittlere gemessene Empfindlichkeit der Sensoren liegt bei $4,2 \text{ }\mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$.

Der Aufbau eines aus 154 Sensoren bestehenden rückseitig kontaktierten 3D-Multi-Sensor-Arrays für die Zylinderoberfläche erfolgte unter Einsatz einer verbesserten Aufbau- und Verbindungstechnik, die auf der Verwendung strukturierter Al-Trägersegmente und flexibler Leiterplatten basiert. Die vorgenommenen Messungen, welche auch zeitaufgelöste Druckmessungen über einen Winkelbereich von 200° beinhalten, belegen die erfolgreiche Weiterentwicklung des Sensor-Arrays. Zum einen ist die Symmetrie der gemessenen Druckverteilungen weitaus deutlicher ausgeprägt und zum anderen zeigen die Ergebnisse eine größere Übereinstimmung mit der Simulation. Außerdem lassen sich aufgrund der höheren Ortsauflösung alle relevanten Strömungsphänomene identifizieren. Anhand der zeitaufgelösten Druckmessungen wird die Phasenverschiebung der Strömungsablösung an den Seiten des Zylinders nachgewiesen.

Um neben dem Wanddruck auch die Wandschubspannung erfassen zu können, wird anstelle der pn-Diode ein Wandhitzdraht in den Sensorchip integriert. Die Sensoren der dritten Generation verfügen daher über einen durch eine luftgefüllte Kavität thermisch isolierten Al-Hitzdraht mit einer Länge von $800 \text{ }\mu\text{m}$, einer Breite von $3 \text{ }\mu\text{m}$ sowie einer Dicke von $2 \text{ }\mu\text{m}$. Die kalibrierten Hitzdrähte haben

bei Raumtemperatur einen elektrischen Widerstand von $3,5 \, \Omega$ und zeigen in einem Wandschubspannungsbereich bis zu $1 \, \text{N/m}^2$ bei einem Überhitzungsverhältnis von 1,5 im Konstanttemperaturbetrieb eine Sensitivität von $20 \, \text{mV}/(\text{N/m}^2)$. Es wird ein aus 24 Sensoren bestehendes lineares Sensor-Array für verschiedene Tragflügelmodelle entwickelt und im Rahmen zweier Windkanalexperimente erprobt. Dabei handelt es sich um nieder- und hochfrequente Transitionsmessungen, wobei die maximale Strömungsgeschwindigkeit $110 \, \text{m/s}$ beträgt. Die Korrelation zwischen Druck- und Wandschubspannungsfluktuationen ist bei beiden Experimenten sehr gut zu beobachten und anhand der erfassten Sensorsignale lassen sich Schwankungen des Drucks und der Wandschubspannung mit Frequenzen von bis zu $19 \, \text{kHz}$ auf dem selben Sensorchip nachweisen. Es ist sogar möglich über die Phasenverschiebung beider Signale die Oberflächengeschwindigkeit der sich ausbreitenden Tollmien-Schlichting-Wellen zu bestimmen.

Abschließend wird festgestellt, dass die entwickelten MEMS-Drucksensoren und Oberflächen-Sensor-Arrays hervorragend für die Messung und Charakterisierung von Wanddruckfeldern in der experimentellen Strömungsmechanik geeignet sind, wobei die rückseitig kontaktierten Sensor-Arrays eine signifikante Weiterentwicklung der vorderseitig kontaktierten Arrays darstellen. Die Wanddruckmessungen am Zylinder sind ein Beleg für die vielseitigen Gestaltungsmöglichkeiten der Arrays. Die gekoppelten Messungen der Wanddruck- und Wandschubspannungsfluktuationen zur Bestimmung der Transitionslage und -frequenz unter Verwendung der Sensoren der dritten Generation dokumentieren die ausgezeichneten dynamischen Eigenschaften der Sensoren. Der Einsatz der vorgestellten Mikrosensor-Arrays in der experimentellen Strömungsmechanik ermöglicht es, neue Erkenntnisse über wandnahe Strömungsphänomene auf aerodynamischen Körpern zu gewinnen. Zudem können unter Verwendung der hergestellten Sensoren sowie der entwickelten Aufbau- und Verbindungstechnik verschiedenste Sensor-Arraykonfigurationen realisiert werden.

1 Einleitung

Die experimentelle Strömungsmechanik ist seit Jahrzehnten ein zentraler Schwerpunkt bei der Entwicklung standardisierter und zukunftsweisender Technologien aus den Bereichen der Luft- und Raumfahrttechnik, der Automobilindustrie, der Schiffs- und Meerestechnik, der Verfahrenstechnik, der Biofluidmechanik und der Fluidsystemtechnik. Umfangreiche Windkanalexperimente zur Charakterisierung und Optimierung der strömungstechnischen Eigenschaften aerodynamischer Oberflächen sind heutzutage ein fester Bestandteil bei der Entwicklung von luft-, wasser-, schienen- und straßengebundenen Transportsystemen. Beispiele für die Ziele derartiger Optimierungsexperimente sind die Treibstoffeinsparung bei Flug- bzw. Fahrzeugen durch Minimierung des Luftwiderstands bzw. der Reibung oder die Erhöhung der Flug- bzw. Fahrstabilität durch Verbesserung der Aerodynamik. Insofern stellt die experimentelle Strömungsmechanik eine Voraussetzung für die kontinuierliche Weiterentwicklung der bestehenden Technologien hinsichtlich ihrer Energieeffizienz, der Leistungsfähigkeit sowie ihrer Sicherheit dar. In diesem Zusammenhang nimmt die Druckmesstechnik eine zentrale Rolle ein, da sich anhand der Oberflächendruckverteilung umströmter Körper wichtige Parameter für die Dimensionierung aerodynamischer Oberflächen (z. B. Tragflächenprofile oder Fahrzeug-Karosserien) bestimmen lassen. Die Vielzahl der hochmodernen Versuchsanlagen sowie die Vielfalt der ingenieurwissenschaftlichen Experimentierfelder in Forschung und Entwicklung verdeutlichen die hohe wissenschaftliche und volkswirtschaftliche Relevanz dieses Arbeitsgebiets.

1.1 Drucksensor-Arrays für die Oberfläche eines Zylinderstumpfs

Primäres Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung von Drucksensor-Arrays zur instationären Wanddruckmessung auf der Oberfläche eines umströmten Zylinderstumpfs. Der auf einer ebenen Platte montierte Zylinder hat einen Durchmesser von 120 mm und eine Höhe von 240 mm. Die Anströmgeschwindigkeit beträgt 26 m/s, was einer auf den Zylinderdurchmesser bezogenen Reynoldszahl von 200.000 entspricht. Dieses sogenannte „Leitexperiment“, welches im Rahmen des Schwerpunktprogramms „Bildgebende Messverfahren für die Strömungsanalyse – SPP 1147“ durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft gefördert wird, stellt ein strömungsmechanisches Grundlagenexperiment dar. Durch die interdisziplinäre Zusammenarbeit von

Strömungsforschern, Experimentatoren, Numerikern und Sensorentwicklern soll eine umfassende Darstellung des komplexen Strömungsfeldes sowie der dadurch hervorgerufenen Oberflächendruckverteilung auf dem Zylinder gewonnen werden. Der Einsatz moderner optischer Messverfahren, wie der Laser-Doppler-Anemometrie (LDA) [1.1] und der Particle-Image-Velocimetry (PIV) [1.2] ermöglichen die Visualisierung des Strömungsfeldes um den Zylinderstumpf herum. Abbildung 1.1 veranschaulicht das qualitative topologische Modell der Umströmung des Zylinders, welches aus Ergebnissen der Arbeiten von Leder [1.3], Rödiger et al. [1.4] und Pattenden et al. [1.5] hervorgeht.

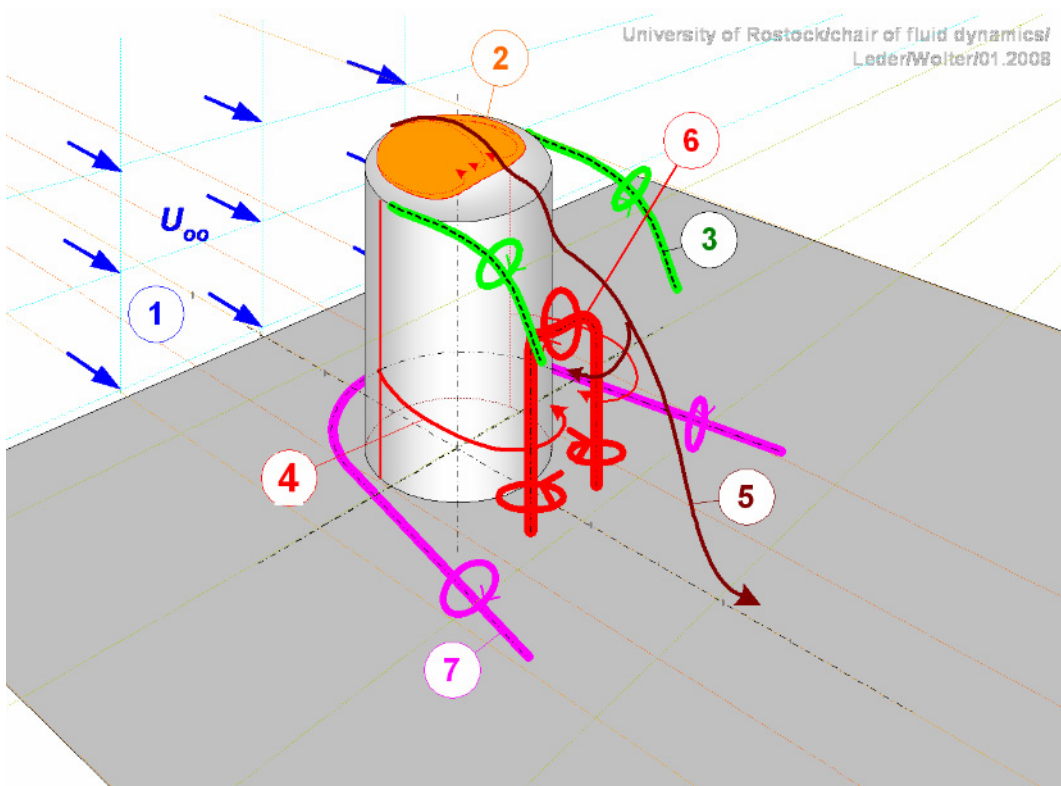


Abbildung 1.1 Topologisches Modell der Umströmung des Zylinderstumpfs bei einer Geschwindigkeit von 26 m/s ($Re = 200.000$). Es sind die Achsen und Richtungen der Hauptwirbel- und Strömungssysteme dargestellt.

Es lassen sich die in Abbildung 1.1 nummerierten und im Folgenden aufgeführten charakteristischen Hauptströmungs- und Wirbelsysteme detektieren:

1. Laminare Anströmung vor dem Zylinder
2. Ablöseblase auf dem freien Ende des Zylinders
3. Zwei am freien Zylinderende seitlich ablösende Kopfwirbel

4. Kármán-Wirbelstraße im mittleren Bereich des Zylinders hinter der Strömungsablösung vom Zylindermantel
5. Strömung über das freie Ende des Zylinders, aufgeteilt in einen rezirkulierenden Anteil (zur Zylinderrückseite hin gerichtet) und einen auf der Grundplatte anlegenden Anteil
6. U-förmiger Wirbel im abgelösten Gebiet hinter dem Zylinder
7. Hufeisenwirbel im vorderen Fußbereich des Zylinders, der sich beidseitig in Hauptströmungsrichtung ausbreitet

Bei den aufgezählten Wirbelsystemen handelt es sich mehr oder weniger um statische bzw. periodische Strömungsphänomene, die jedoch bei genauerer Beobachtung einen instationären Charakter zeigen. So geht beispielsweise aus den Untersuchungen hervor, dass die Kármán-Wirbelstraße aus der seitlichen Ablösung am Zylindermantel hervorgeht und einen oszillierenden Charakter aufweist. Trotzdem sind die Lage und der zeitlich-örtliche Verlauf der Ablöselinie am Zylindermantel bislang unbekannt, da bei allen optisch basierten Messungen der Abstand zur gekrümmten Zylinderoberfläche zu groß ist, um fundierte Aussagen darüber treffen zu können. Lediglich Messungen des Oberflächendrucks und dessen Fluktuationen können Aufschluss über den detaillierten örtlichen und zeitlichen Verlauf der Ablösung geben. Auch in einigen anderen Regionen, insbesondere in den Bereichen in denen Wirbelsysteme vom Zylinder ablösen, sind signifikante Auswirkungen auf das Wanddruckfeld zu erwarten.

Um eine umfassende Darstellung der Druckverteilung auf dem Zylinder zu gewinnen, ist es notwendig, Drucksensoren mit ausreichender Empfindlichkeit zu entwickeln und in Form von Sensor-Arrays oberflächenbündig in den Zylinder zu integrieren.

1.2 Sensoranforderungen

Die Anforderungen an die zu entwickelnden Drucksensor-Arrays sind in Tabelle 1.1 aufgeführt. Aufgrund dieser Anforderungen, insbesondere wegen der relativ hohen Empfindlichkeit und dynamischen Auflösung sowie der Notwendigkeit zur oberflächenbündigen Array-Integration, ist es erforderlich, die benötigten Sensoren in Form von MEMS Bauelementen zu realisieren.

MEMS-Sensoren haben sich im Laufe der vergangenen Jahrzehnte aufgrund ihrer vielseitigen Einsetzbarkeit, ihrer geringen Baugröße, der niedrigen Leistungsaufnahme und einfachen Signalverarbeitung sowie ihrer geringen

Herstellungskosten zu Schlüsselkomponenten der modernen Messtechnik entwickelt ([1.6] – [1.9]).

Tabelle 1.1 Sensoranforderungen zur messtechnischen Charakterisierung der Oberflächendruckverhältnisse am Leitexperiment.

Parameter	Sensoranforderungen
Messbereich	500 Pa
Empfindlichkeit	$> 5 \mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$
Maximale Druckauflösung	1 Pa
Dynamische Auflösung	$> 20 \text{ kHz}$
Nichtlinearität	$< 1 \%$
Stabilität (Drift)	$< \pm 10 \mu\text{V}/24 \text{ h}$
Brückenwiderstand	500 Ω bis 5 k Ω
Offsetspannung	$< \pm 10 \text{ mV/V}$
Ortsauflösung (Array-Raster)	6 mm
Möglichkeit zur Arrayintegration	muss gegeben sein
Einsatz auf gekrümmten Oberflächen	muss möglich sein
Messmedium	Luft
Temperaturbereich	15°C bis 35°C
Strömungsbeeinflussung	so gering wie möglich

Die zunehmende Automatisierung bei der Versuchssteuerung, der Signalerfassung sowie der Datenauswertung durch kontinuierliche Leistungssteigerung der zum Messen eingesetzten Computertechnik ermöglicht die Erfassung großer Datenmengen (z. B. die simultane Erfassung eines dreidimensionalen Geschwindigkeitsfelds in einem bestimmten Gebiet), durch deren Visualisierung das tiefere Verständnis komplexer Strömungsvorgänge gefördert wird. Darüber hinaus können anhand der Wanddruckdaten auch konkrete Informationen über den wandnahen Strömungszustand abgeleitet werden. So lässt sich beispielsweise beurteilen, ob die untersuchte Wandgrenzschicht der umgebenden Strömung laminar, turbulent oder transitional ist. Zusätzlich können Strömungsphänomene wie der laminar-turbulente Grenzschichtumschlag oder Strömungsablösung anhand der gewonnenen Daten nachgewiesen werden. In diesem Zusammenhang stellt die Entwicklung einer aktiven Strömungskontrolle (active flow control), mit deren Hilfe sich derartige Phänomene gezielt beeinflussen lassen und durch deren Einsatz sich die Leistungsfähigkeit gegenwärtiger aerodynamischer Systeme

deutlich steigern lassen würde, eine wissenschaftliche Herausforderung dar. Eine der wesentlichen Voraussetzungen zur Entwicklung und zum Betrieb von Systemen zur aktiven Strömungskontrolle besteht in der sowohl örtlich als auch zeitlich hoch aufgelösten Messung der zu beeinflussenden Strömung an der Oberfläche. Als relevante Messgröße kommt in diesem Zusammenhang neben dem Wanddruck die Wandschubspannung (Wandreibung) in Frage, die sich mit der nötigen Auflösung nur mittels der Hitzdraht-Anemometrie [1.10] messen lässt. In der Literatur finden sich zwar vereinzelte MEMS-basierte Wandhitzdrähte zur Bestimmung der Wandschubspannung ([1.11] – [1.14]), jedoch existiert bislang kein Sensor, mit dessen Hilfe man synchrone Messungen des Wanddrucks und der Wandschubspannung an nahezu der gleichen Position durchführen kann, ohne die Strömung signifikant zu stören. Daher besteht eine weitere Zielsetzung dieser Arbeit in der Entwicklung eines MEMS-Drucksensors mit integriertem Wandhitzdraht zur synchronen Messung der beiden genannten Größen auf dem selben Chip.

Diese Arbeit ist chronologisch aufgebaut, was aufgrund der besseren Übersichtlichkeit und der Tatsache festgelegt wurde, dass die Entwicklung von insgesamt drei verschiedenen aufeinander aufbauenden Sensorvarianten beschrieben wird. Im Rahmen des zweiten Kapitels wird der Stand der Technik bezüglich der relevanten Messmethoden zur Bestimmung von Wanddruckfeldern in der experimentellen Strömungsmechanik dargelegt. Das dritte Kapitel beschäftigt sich mit dem Design der MEMS-Drucksensoren und mit der mittels strukturmechanischer FEM-Simulation durchgeführten Optimierung der Sensormembrangeometrie (Membrandicke und -größe), die allen realisierten Designvarianten zu Grunde liegt. Im vierten Kapitel werden neben dem Layout und der technologischen Realisierung des Sensors der ersten Generation die messtechnische Charakterisierung, die Arrayintegration und die Druckmessungen am Leitexperiment unter Einbeziehung der Resultate der Projektpartner zum verbesserten Verständnis der Strömungstopologie am Zylinderstumpf beschrieben. Das fünfte Kapitel widmet sich dem Redesign des Sensors der ersten Generation, welches sich im Wesentlichen durch die Rückseitenkontaktierung der Sensoren auszeichnet, sowie der damit verbundenen Messungen. Im sechsten Kapitel werden der kombinierte Druck- und Wandschubspannungssensor und die damit durchgeführten Windkanalexperimente vorgestellt. Eine kurze Diskussion der Ergebnisse bildet den Abschluss der Arbeit.

Literatur zu Kapitel 1

- [1.1] J. Wiedemann, Laser-Doppler-Anemometrie, Heidelberg, Springer, 1984, ISBN 3540134824.
- [1.2] M. Raffel, C.E. Willert, S.T. Wereley und J. Kompenhans, Particle-Image-Velocimetry: A Practical Guide, Springer Verlag, 2. Auflage, Berlin, 2007.
- [1.3] A. Leder, 3d-flow structures behind truncated circular cylinders, Proceedings of the 4th ASME/JSME Joint Fluid Engineering Conference, Honolulu, HI, FEDSM2003-45083.
- [1.4] T. Rödiger, H. Knauss, U. Gaisbauer und E. Kraemer, Pressure and Heat Flux Measurements on the Surface of a Low-aspect-ratio Circular Cylinder Mounted on a Ground Plate, 15th DGLR-STAB Symposium, Darmstadt, Nov. 2006. veröffentlicht in Notes 0,
on Numerical Fluid Mechanics and Multi Disciplinary Design (NNFM) in der Serie: New Results in Numerical and Experimental Fluid Mechanics, Springer Verlag, Band 96, 2007.
- [1.5] R.J. Pattenden, S.R. Turnock und X. Zhang, Measurements of the flow over a low-aspect-ratio cylinder mounted on a ground plate, Experiments in Fluids, Band 39, 2005, S. 10-21.
- [1.6] L. Löfdahl und M. Gad-el-Hak, MEMS applications in turbulence and flow control, Progress in Aerospace Sciences, Band 35, Nr. 2, 1999, S. 101-203.
- [1.7] L. Löfdahl und M. Gad-el-Hak, MEMS-Based Pressure and Shear Stress Sensors for Turbulent Flows, Measurement Science Technology, Band 10, 1999, S. 665-686.
- [1.8] L. Liwei, und Y. Weijie, MEMS pressure sensors for aerospace applications, Proceedings of the IEEE Aerospace Conference, Snowmass at Aspen, CO, 1998, S. 429–436.
- [1.9] A.D Kurtz, A.A. Ned, S.Goodman, A.H. Epstein, Latest Ruggedized High Temperature Piezoresistive Transducers, NASA Propulsion Measurement Sensor Development Workshop, Huntsville, AL, 2003, S. 1-19.
- [1.10] H.H. Bruun, Hot-Wire Anemometry: Principles and Signal Analysis, Oxford University Press, New York, 1995.
- [1.11] F. Jiang, Y.C. Tai, J.-B. Huang und C.-M. Ho, Polysilicon Structures for Shear Stress Sensors, Proceedings IEEE Region 10 International

- Conference on Microelectronics and VLSI, TENCON'95, Hong Kong, China, 1995, S. 12-15.
- [1.12] F. Jiang, Y.C. Tai, B. Gupta und R. Goodman, A Surface-Micromachined Shear Stress Imager, Proceedings of the 9th Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS'96, San Diego, CA, USA, 1996, S. 110-115.
- [1.13] J. Chen und L. Chang, Development and Characterization of Surface Micromachined, Out-of-Plane Hot-Wire Anemometer, Journal of Microelectromechanical Systems, Band 12, Nr. 6, 2003, S. 979-988.
- [1.14] U. Buder, 2D-Sensorik für das Monitoring statischer und dynamischer Wandschubspannungsfelder, Dissertation, Berlin, 2008.

2 Stand der Technik

Die Messung des Wanddrucks spielt seit mehreren Jahrzehnten eine bedeutende Rolle in der experimentellen Strömungsmechanik, da nur auf diese Weise fundierte Kenntnisse über die Auswirkungen fluider Strömungen auf umströmte Körper gewonnen werden können. In der Praxis kommen je nach technischen Randbedingungen, wie beispielsweise Größe und Beschaffenheit des Messobjekts, und festgelegten Messanforderungen (nötige Orts-, Druck- und Frequenzauflösung) verschiedene Messverfahren zum Einsatz. Im Folgenden werden die wichtigsten Methoden zur Wanddruckmessung, die sich in der angewandten Strömungsforschung bewährt haben, beschrieben, sowie deren Anwendungsgebiete und -möglichkeiten anhand der einschlägigen internationalen Literatur dargestellt. Dabei ist hervorzuheben, dass alle genannten Verfahren zum gegenwärtigen Zeitpunkt ihre Anwendung in der experimentellen Strömungsmechanik finden.

Anhand der dargestellten Beispiele werden für jede der beschriebenen Methoden die Vor- und Nachteile herausgearbeitet, um daraus essentielle Erkenntnisse hinsichtlich der Auswahl des optimalen Verfahrens für die jeweiligen Anforderungen abzuleiten. Eine Gegenüberstellung und Bewertung der präsentierten Messverfahren unter Berücksichtigung der maßgeblichen Auswahlkriterien beenden diesen Abschnitt.

2.1 Die pinhole-Methode

Das in der Geschichte der experimentellen Strömungsmechanik wohl am häufigsten angewandte Messverfahren zur Bestimmung des Wanddrucks an Strömungskörpern, Versuchsmodellen und Windkanalwänden ist die sogenannte pinhole-Methode. Dabei wird an der gewünschten Messposition eine Bohrung mit einem typischen Durchmesser von 0,3 – 1 mm erzeugt und gemäß Abbildung 2.1 über eine geeignete Zuleitung mit einem Druckaufnehmer verbunden. Bei der Zuleitung handelt es sich in der Regel um einen flexiblen Druckschlauch oder um eine starre Rohrverbindung. Es kann jedoch auch auf die Verbindung verzichtet werden, wenn der Druckaufnehmer direkt unterhalb der Bohrung platziert wird. Als Druckaufnehmer kommen die verschiedensten Sensortypen in Frage, da im Fall einer flexiblen mechanischen Schnittstelle keine besonderen Anforderungen an die Form und Größe des Aufnehmers gestellt werden.

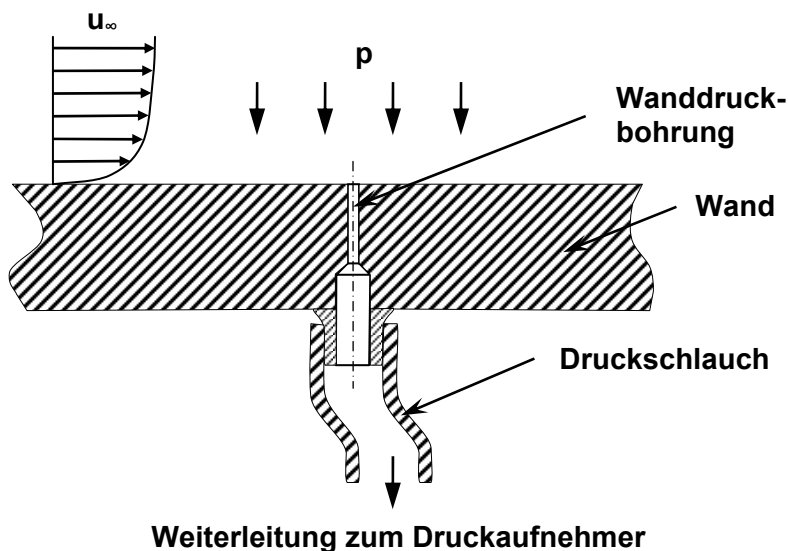


Abbildung 2.1 Prinzip der pinhole-Methode zur Messung des lokalen Wanddrucks an der Oberfläche eines umströmten Körpers.

Die Gründe für die weite Verbreitung der pinhole-Methode sind offenkundig. Die Anwendung ist sowohl relativ simpel als auch kostengünstig. Darüber hinaus ist sie wegen der frei wählbaren mechanischen Schnittstelle sehr vielseitig, da die Druckaufnehmer nicht zwangsläufig in das zu untersuchende Modell untergebracht werden müssen. Außerdem ist prinzipiell jeder Experimentator durch die Verwendung kommerziell verfügbarer Druckaufnehmer in der Lage, derartige Messungen durchzuführen.

Trotz der weitreichenden Akzeptanz dieser Messmethode ist es notwendig, näher auf die damit verbundenen Probleme einzugehen. Diese finden oft keine ausreichende Beachtung, obwohl damit direkte und meist unerwünschte Auswirkungen auf die Ergebnisse verbunden sind.

Ein wesentliches Problem ist die Tatsache, dass die Druckmessung in erheblichem Maß sowohl von der Geometrie der Bohrung als auch von der Druckverbindung zwischen Wandbohrung und Druckaufnehmer beeinflusst wird. Außerdem spielt die herstellungsbedingte Genauigkeit bei der Fertigung einer solchen Bohrung eine entscheidende Rolle. Dieser Sachverhalt wird bereits im Jahr 1960 von Shaw [2.1] untersucht und ausführlich dokumentiert. Er kommt zu dem Schluss, dass der auftretende Messfehler bei der Wanddruckmessung mit steigender Grathöhe und steigender Strömungsgeschwindigkeit zunimmt. Darüber hinaus untersucht er die

gemessene Druckabweichung in Abhängigkeit vom Bohrlochdurchmesser und von der –tiefe. Die Messungen zeigen, dass der auftretende Messfehler mit steigendem Bohrlochdurchmesser, steigender Bohrungstiefe und steigender Strömungsgeschwindigkeit zunimmt. Für die betrachteten Fälle ist der fehlerbehaftete gemessene Wanddruck größer als der tatsächliche Wanddruck. Im Rahmen einer noch früheren Arbeit untersucht Rayle [2.2] den Einfluss der Bohrlochgeometrie auf die Wanddruckmessung. Er vergleicht dafür Wanddruckmessungen unter Verwendung von Bohrungen, die mit verschiedenen gestalteten Fasen versehen sind oder deren Bohrlochachsen nicht senkrecht zur Oberfläche verlaufen, mit einer Referenzform. Das Ergebnis ist ebenso wie bei Shaw qualitativ eindeutig und belegt den verfälschenden Einfluss der betrachteten Geometrieabweichungen. Neben den genannten Wissenschaftlern beschäftigen sich auch Livesey et al. [2.3] sowie Franklin et al. [2.4] mit dem Thema der fehlerbehafteten Wanddruckmessungen bei Anwendung der pinhole-Methode. Letztere Arbeit stellt darüber hinaus eine sehr ausführliche Zusammenstellung vorhergehender Literatur dar, wobei die ersten experimentellen Untersuchungen zu diesem Thema auf das Jahr 1879 datiert sind [2.5]. Im Rahmen eines technischen Reports des Jet Propulsion Laboratory, veröffentlicht seitens des California Institute of Technology [2.6], geht Jaivin ebenfalls auf diese Problematik ein und kommt prinzipiell zu den gleichen Resultaten.

Als Fazit für die praktische Anwendung der pinhole-Methode und der Fehlerminimierung sind sich alle Autoren darüber einig, dass der Bohrlochdurchmesser und die –tiefe so klein wie möglich sein sollen, wobei der minimale untersuchte Durchmesser 0,3 mm beträgt. Daraus ergibt sich neben den herstellungstechnischen Schwierigkeiten allerdings ein physikalisches Problem: Verringert man den Bohrlochdurchmesser, so verlängert sich die Einstellzeit des Drucks, was ebenfalls bei einer Verlängerung der Zuleitungslänge auftritt. Dieser sogenannte „Drosseleffekt“ kann bei der Messung von zeitlich gemittelten Wanddrücken vernachlässigt werden, da die Schwankungsanteile ohnehin durch die Mittellung nivelliert werden. Bei der Messung des instationären Wanddrucks ist hingegen mit einer erheblichen Verringerung der dynamischen Auflösung zu rechnen.

2.2 Oberflächenbündige Druckaufnehmer zur punktuellen Erfassung des instationären Wanddrucks

Bei der Messung instationärer Wanddrücke ist die am häufigsten angewandte Alternative zur pinhole-Methode die Verwendung von oberflächenbündig montierten Druckaufnehmern. Diese Methode wird bereits 1958 von Willmarth im Rahmen eines technischen Berichts über Wanddruckfluktuationen in einer turbulenten Grenzschicht vorgestellt [2.7]. Er verwendet ein wandbündig angebrachtes Mikrofon der Firma Altec zur Kalibrierung eines piezoelektrischen Aufnehmers aus Bariumtitanat, der mittels eines speziell angefertigten Gehäuses bündig an der Innenseite der Windkanalwand angebracht ist. Die Funktionsweise piezoelektrischer Sensoren basiert auf einer Ladungsverschiebung, die aufgrund der speziellen Materialstruktur bei äußerer mechanischer Krafteinwirkung auftritt. Sie sind prinzipbedingt ausschließlich für dynamische Druckmessungen geeignet [2.8]. Eine detaillierte Beschreibung des von Willmarth verwendeten Bariumtitanat-Sensors ist im Zusammenhang mit der Beschreibung des Versuchsaufbaus in seiner Arbeit dokumentiert [2.7]. Der Vorteil des piezoelektrischen Sensors gegenüber dem Mikrofon liegt in der höheren Grenzfrequenz. In dieser Ausarbeitung werden Messergebnisse für einen Frequenzbereich bis zu 50 kHz vorgestellt, mit deren Hilfe Aussagen über den Zustand der Wandgrenzschicht getroffen werden können. Beispielsweise lässt sich anhand der Spektren erkennen, ob die Grenzschicht laminar oder turbulent ist und in welchem Frequenzbereich die auftretenden Fluktuationen liegen. In den darauf folgenden 20 Jahren vertieft Willmarth seine Forschungen auf diesem Gebiet, wobei sich grundsätzlich nichts an den angewandten Methoden ändert. Seine Arbeiten ([2.9] – [2.11]) gelten auf dem Gebiet der Messung von Wanddruckfluktuationen in der experimentellen Strömungsmechanik als ausgezeichnete Übersichtsartikel für den Zeitraum von 1958 bis 1975.

Im Rahmen einer Arbeit von Bull und Thomas, publiziert im Jahr 1976, die sich mit Messungen hochfrequenter Wanddruckfluktuationen in turbulenten Grenzschichten beschäftigt, kommen ebenfalls Wandmikrofone (Firma Bruel & Kjaer) und piezoelektrische Keramiksensoren zum Einsatz [2.12]. Die Autoren kommen zu dem Schluss, dass beide Arten von Druckaufnehmern die gleichen Ergebnisse liefern, sofern die Konfigurationen der Messungen (Montage der Aufnehmer) gleich sind. Im Fall der Verwendung von Wandbohrungen mit dem

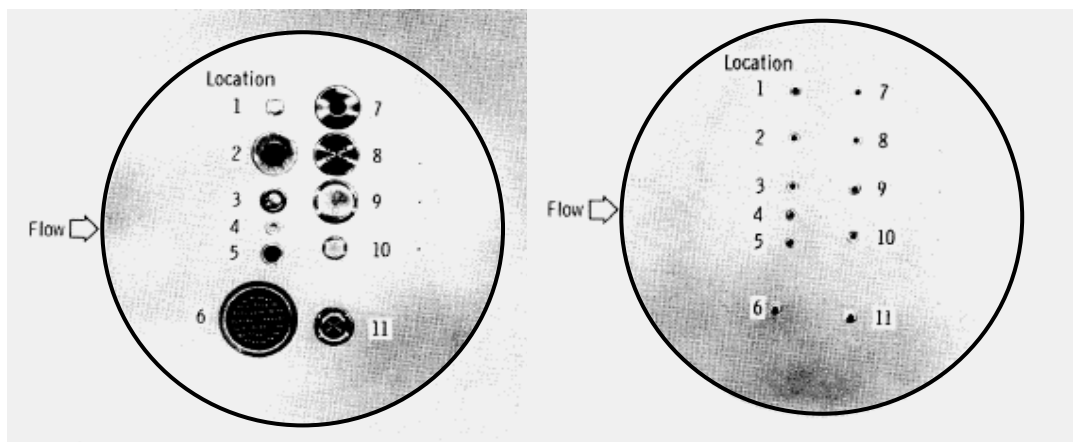
Druckaufnehmer direkt hinter der Bohrung werden die Ergebnisse in Abhängigkeit von der Größe des Durchmessers verfälscht.

Eine weitere einschlägige Publikation über die Messung von Wanddruckfluktuationen in turbulenten Strömungen stammt von Schewe [2.13]. Ebenso wie Bull verwendet er Bruel & Kjaer Mikrofone verschiedener Größen sowie piezoelektrische Druckaufnehmer. Die wichtigsten Forschungsarbeiten der vergangenen zehn Jahre auf diesem Gebiet werden im Rahmen einer umfangreichen Literaturübersicht aus dem Jahr 1988 von Eckelmann zusammengefasst [2.14].

Aufgrund der rasant voranschreitenden Weiterentwicklung von piezoresistiven Silizium-Drucksensoren, wird neben der Verwendung von Wandmikrofonen und piezoelektrischen Druckaufnehmern immer häufiger der Einsatz piezoresistiver Drucksensoren zur Messung instationärer Wanddrücke beschrieben. Die Funktionsweise dieser Sensoren basiert auf dem piezoresistiven Effekt [2.15]. Dabei handelt es sich um die Änderung des spezifischen elektrischen Widerstands des Halbleiters aufgrund der einwirkenden mechanischen Spannung. Die Spannung-Differenzdruck-Kennlinie piezoresistiver Drucksensoren ist bei einer geeigneten Anordnung der Widerstände in Wheatstone-Brückenschaltung im Idealfall linear, was den Aufwand bei der Signalauswertung erheblich reduziert. Nähere Informationen zum Funktionsprinzip und zum Design piezoresistiver Silizium-Drucksensoren sind in der entsprechenden Literatur zu finden ([2.16] [2.17]).

Im Zusammenhang mit Wanddruckmessungen in der experimentellen Strömungsmechanik spielen insbesondere Drucksensoren der Firma Kulite Semiconductor aufgrund ihrer hohen Empfindlichkeit und ihrer hohen dynamischen Auflösung eine übergeordnete Rolle. Weitere Gründe für deren häufigen Einsatz sind die vergleichsweise geringe benötigte Fläche sowie die Entwicklung eines Standardgehäuses, mit dem der Drucksensor quasi wandbündig in verschiedensten Messaufbauten eingesetzt werden kann. Piezoresistive Drucksensoren haben gegenüber mikrotechnologisch hergestellten Mikrofonen und piezoelektrischen Druckaufnehmern außerdem den Vorteil, dass der momentane Druck – also nicht nur die Druckschwankungen – gemessen werden kann. Das zeitabhängige Drucksignal kann im Rahmen der Signalauswertung in einen zeitlich gemittelten Anteil und einen Schwankungsanteil zerlegt werden, was zusätzliche Informationen über die Druckverteilung liefert.

Im Rahmen verschiedener Forschungsarbeiten bei der National Aeronautics and Space Administration (NASA) wird in einem technischen Report der Einsatz von zwölf verschiedenen Druckaufnehmern für Wanddruckfluktuationsmessungen bei Geschwindigkeiten zwischen Mach 1,6 und Mach 2,5 geschildert [2.18]. Abbildung 2.2 a) zeigt einen Sensorträger, der mit elf verschiedenen Druckaufnehmern bestückt ist. Bei diesen handelt es sich um sieben Kondensatormikrofone verschiedener Herstellerfirmen, drei piezoelektrische Wandler und einen Quarz-Drucksensor. Abbildung 2.2 b) zeigt den Referenzdrucksensorträger, der ausschließlich mit piezoresistiven Kulite-Drucksensoren ausgestattet ist, die jeweils an den entsprechenden Positionen der elf Druckaufnehmer auf dem Träger positioniert sind, um einen Vergleich der gemessenen Drucksignale zu ermöglichen. Ein Größenvergleich aller getesteten Sensoren zeigt, dass der Sensor von Kulite mit Abstand die geringste Fläche in Anspruch nimmt, was aufgrund der geringeren Beeinflussung der zu messenden Oberfläche ein ausschlaggebendes Kriterium für die Auswahl ist.



a) Sensorträger

b) Referenzsensorträger

Abbildung 2.2 Foto zweier Sensorträger, die mit verschiedenen Wanddrucksensoren ausgestattet sind. Abb. a) zeigt einen Träger mit 11 verschiedenen Wanddruckaufnehmern (Kondensatormikrofone: 1-3 und 7-10), piezoelektrische Aufnehmer: 4-6, Quarz-Drucksensor: 11). Abb. b) zeigt den Referenzträger, der ausschließlich mit piezoresistiven Kulite-Drucksensoren ausgestattet ist (aufgrund der schlechten Qualität des Fotos sind zwar keine Details bezüglich der verwendeten Sensoren erkennbar; es kann jedoch deren Lage und benötigte Fläche beurteilt werden [2.18]).

Im Rahmen eines darauf folgenden Berichts verzichteten Lewis et al. auf die Applikation verschiedener Sensortypen und beschränken sich auf piezoresistive Drucksensoren von Kulite [2.19]. Die Tatsache, dass in der experimentellen

Strömungsmechanik auch heutzutage noch mit den prinzipiell gleichen Sensortypen gearbeitet wird, zeigt, dass piezoresistive Drucksensoren das überlegene Sensorkonzept zur kombinierten Messung von Wanddruck und Wanddruckfluktuationen darstellen.

Ein Beispiel für den Einsatz dieses Sensortyps zur messtechnischen Charakterisierung instationärer Strömungsvorgänge an komplex gestalteten Versuchsobjekten ist eine Arbeit von Zoladz et al. [2.20], in der ein Versuchsaufbau zur experimentellen Bestimmung von Oberflächendrücken auf Rotorblättern einer Raketenturbine bei Umdrehungszahlen bis zu 12000 U/min beschrieben wird. Die Bereitstellung und der Einbau von insgesamt 30 piezoresistiven Silizium-Differenzdrucksensoren in einer Turbine werden von Kulite Semiconductor durchgeführt. Die Grenzfrequenz der Sensoren wird mit 300 kHz angegeben, wobei der Druckmessbereich etwa ± 5 Bar beträgt. Mit Hilfe der Sensoren werden Messungen an bestimmten Positionen im Triebwerk, jedoch keine flächenhaften Messungen durchgeführt. Ein ähnliches Beispiel wird von Shin et al. dokumentiert [2.21]. Dabei werden die Sensoren in der Wand eines axialen Strömungskompressors platziert, um den instationären Druckverlauf an verschiedenen Punkten zu messen.

Zur flächendeckenden Messung instationärer Wanddruckfelder auf Basis von Einzelsensoren werden allerdings auch häufig Wandmikrofone verwendet, da sie im Vergleich zu Drucksensoren von Kulite deutlich kostengünstiger sind. Die zwei im Folgenden beschriebenen Arbeiten sind Beispiele für die Gewinnung von flächenhaften Druckinformationen durch Anordnung von Mikrofonen in einem Raster. In einer Arbeit von Snarski wird im Jahr 2002 über ein lineares Mikrofon-Array, bestehend aus 64 hintereinander angeordneten Elektret-Mikrofonen, berichtet [2.22]. Auf diese Weise ist es möglich, eine eindimensionale Darstellung der Druckfluktuationen auf einer ebenen Oberfläche zu gewinnen. Durch die Anordnung von Wandmikrofonen in mehreren Linien gelingt sogar eine mehrzeilige Darstellung. Eine derartige Vorgehensweise wird von Hudy et al. im Jahr 2003 dokumentiert [2.23]. Gegenstand der Untersuchungen ist das Wanddruckfeld hinter einer Stufe, durch deren Überströmung eine Ablösung oberhalb der Stufe und ein Wiederanlegen hinter der Stufe stattfinden. In diesem Bereich wird ein fünfzeiliges Sensor-Array, bestehend aus 79 Mikrofonen von Panasonic, installiert. Um darüber hinaus Informationen über den zeitlich gemittelten Druck zu gewinnen, werden zusätzlich 39 Druckbohrungen in die Grundplatte eingebracht. Die Bohrungen werden über Schläuche mit einem 48-

kanäligen Scanivalve-Messmodul mit einem Druckaufnehmer (Setra 239) verbunden. Durch den gekoppelten Einsatz von Wandmikrofonen und der pinhole-Methode können sowohl der Wanddruckmittelwert, als auch die Wanddruckfluktuationen gemessen werden, wobei beide Größen aufgrund der örtlichen Versetzung nicht korreliert sind.

Diese Beispiele zeigen, dass zwar prinzipiell eine zweidimensionale Darstellung von Wanddruckfeldern durch den Einsatz punktförmiger Sensorelemente möglich ist, jedoch fehlt bis heute ein adäquates Konzept zur flächenhaften und hochaufgelösten Messung beider Größen.

Ein Ausweg aus dieser Situation bietet die MEMS-Technologie. So wurden in den vergangenen zwei Jahrzehnten zahlreiche neuartige Sensoren für die experimentelle Strömungsmechanik entwickelt. Bei diesen sogenannten AeroMEMS-Sensoren handelt es sich neben kapazitiven Mikrofonen für aeroakustische Messungen (beispielhafte Arbeiten auf diesem Gebiet stammen von Sheplak et al. [2.24] – [2.27]) und MEMS-basierten Wandschubspannungssensoren ([2.28] – [2.31]) um piezoresistive MEMS Drucksensoren, wie sie z.B. von Löfdahl et al. vorgestellt werden ([2.32] – [2.34]). Es werden unter anderem Drucksensoren präsentiert, die eine Membrangröße von nur $100 \times 100 \mu\text{m}^2$ bzw. $300 \times 300 \mu\text{m}^2$ bei einer Dicke von $0,4 \mu\text{m}$ aufweisen und in Oberflächen-Mikromechanik-Technologie realisiert sind. Darüber hinaus beschreiben Löfdahl et al. die Entwicklung eines linearen Sensor-Arrays, das aus sechs Einzelsensoren besteht, wobei die Kontaktierung von der Vorderseite vorgenommen wird. Obwohl dieses Sensor-Array noch keine flächenhaften Informationen liefert, verspricht der Gebrauch von AeroMEMS-Sensoren eine erhebliche Verbesserung der räumlichen und zeitlichen Auflösung bei der Messung instationärer Wanddruckfelder. Das folgende Kapitel beschäftigt sich mit Oberflächen-Sensor-Arrays, die für die Messung von Wanddruckfeldern entwickelt wurden, und die zum Teil oder vollständig auf der Verwendung der MEMS-Technologie basieren.

2.3 Oberflächen-Sensor-Arrays

Im Gegensatz zu den im vorangehenden Kapitel vorgestellten Druckaufnehmern zur punktförmigen Erfassung von Wanddruck und Wanddruckfluktuationen handelt es sich bei sogenannten Sensor-Arrays um die linien- oder flächenhafte Anordnung von Sensoren in einer Einheit. Diese Einheit kann in Form eines hybriden Aufbaus, bei dem beispielsweise Silizium-Drucksensoren auf einem Trägersubstrat montiert werden, oder auch in Form eines vollständig integrierten

Aufbaus realisiert sein. Somit zählen die zuvor zitierten Arbeiten ([2.22] [2.23]) nicht zu dieser Kategorie. Je nach dem zu Grunde liegenden Messprinzip unterscheidet man zunächst kapazitive und piezoresistive Sensor-Arrays.

2.3.1 Kapazitive Oberflächen-Sensor-Arrays

Kapazitive Drucksensor-Arrays basieren auf der Anordnung mehrerer Plattenkondensatoren zu einem Sensorfeld, wobei jeweils eine der leitenden Kondensatorplatten als Membran realisiert ist und in Folge einer Druckbeaufschlagung deformiert wird. Diese Änderung des Plattenabstands (siehe Abbildung 2.3) hat eine Änderung der Kapazität zur Folge, welche sich mit Hilfe einer entsprechenden elektrischen Schaltung entweder in eine elektrische Spannung (Kapazitäts-Spannungs-Umsetzer) oder in ein digitales Signal, wie eine Frequenz oder eine Impulsdauer, umwandeln lässt (Kapazitäts-Frequenz-Umsetzer). Detaillierte Informationen zur Schaltungstechnik für kapazitive Sensoren sind in der Literatur beschrieben [2.35].

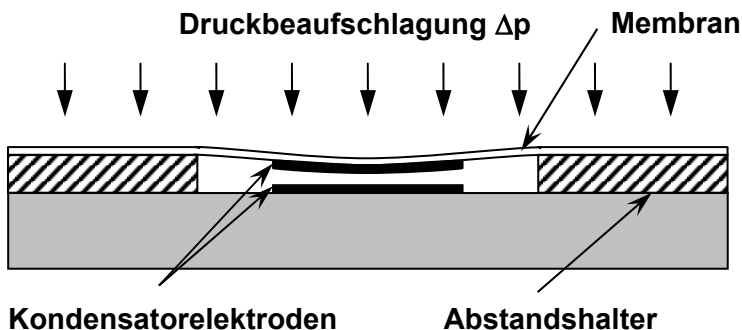


Abbildung 2.3 Prinzipielle Darstellung eines kapazitiven Drucksensors, der aus einer festen Elektrode und einer mit der Membran verbundenen Gegenelektrode besteht.

Mikromechanisch hergestellte kapazitive Drucksensoren sind bezüglich der Empfindlichkeit und der Leistungsaufnahme den piezoresistiven Drucksensoren prinzipiell überlegen. Die größten Nachteile sind neben der prinzipbedingten Nichtlinearität des Ausgangssignals die extrem kleinen Grundkapazitäten und Kapazitätsänderungen, was die Sensoren vor allem im ungehäusten Zustand sehr störanfällig macht.

Da bei kapazitiven Sensor-Arrays lediglich die Leitfähigkeit der Elektroden gewährleistet sein muss, kommt eine Vielzahl verschiedener Materialien zum Einsatz. Aus diesem Grund findet man in der Literatur verschiedenste

Designvarianten von kapazitiven Oberflächen-Sensor-Arrays. Ein Beispiel für die gemeinsame Verwendung von Edelstahlblech, Kapton-Folie (Polyimid) und galvanisch aufgebrachtem Titan, Kupfer und Nickel wurde erstmals 1998 von Chang et al. anhand eines aus 8×8 kapazitiven Sensoren bestehenden Arrays vorgestellt [2.37]. Der Druckbereich wird mit null bis 34 kPa angegeben, wobei die zugehörige Kapazitätsänderung etwa 140 fF beträgt. Zur Signalverarbeitung wird eine in Hybridtechnik aufgebaute Multivibratorschaltung verwendet, mit der die Kapazitätsänderung gemessen wird.

Ein weiteres Beispiel für die Verwendung von Kapton-Folie als Membranmaterial wird von Zagnoni et al. ([2.38] [2.39]) und von Callegari et al. [2.40] publiziert. Bei diesem sogenannten „nicht-inversiven Sensorstreifen für aerodynamische Druckmessungen“ handelt es sich um ein kapazitives Linien-Sensor-Array, das auf der Verwendung von Leiterplatten basiert (siehe Abbildung 2.4).

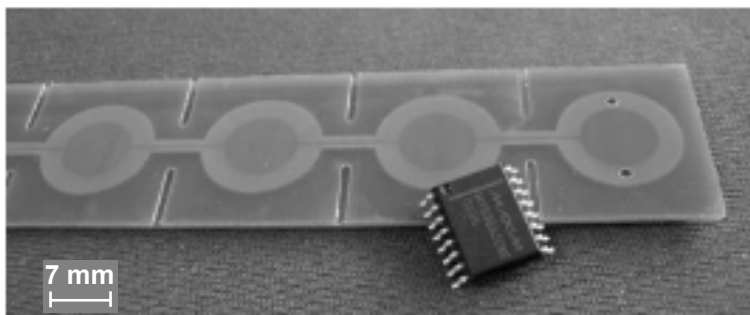


Abbildung 2.4 Foto eines Teils des kapazitiven Sensorstreifens von Zagnoni et al. [2.38]. Das Array besteht aus drei aufeinander geklebten Schichten: eine Leiterplatte, die als Träger fungiert und auf der die Bodenelektroden angeordnet sind, einem Abstandhalter und einer mit den Genelektroden ausgestatteten Kapton-Folie, welche die Sensormembran darstellt.

Die Grundelektroden befinden sich auf einem FR4-Träger, auf den ein mit sechs kreisrunden Löchern versehener Abstandhalter geklebt wird. Die Öffnungen haben einen Durchmesser von 15 mm und sind über eine gefräste Nut miteinander verbunden, damit im späteren Betrieb ein Referenzdruck an die Rückseiten der Membranen angelegt werden kann. Eine mit Kupfer beschichtete und strukturierte Kapton-Folie wird mit doppelseitigem Klebeband auf dem Abstandhalter fixiert und fungiert somit als bewegliche Elektrode. Die Auflösung der Sensoren wird mit ± 15 Pa in einem Differenzdruckbereich von ± 2000 Pa angegeben. Das Sensor-Array ist wegen der niedrigen mechanischen Eigenfrequenz der großen Membranen außerdem nicht für dynamische Anwendungen geeignet.

Dass die Verwendung herkömmlicher Leiterplattentechnologie auf dem Gebiet der kapazitiven Wanddruck-Sensor-Arrays Verbreitung gefunden hat, zeigt außerdem eine Arbeit von Palasagaram und Ramadoss [2.41]. Es wird ein aus 15 kapazitiven Sensoren bestehendes Flächen-Array präsentiert, das ebenfalls auf Basis einer Leiterplatte hergestellt wird. Als Elektroden- und Leiterbahnmaterial wird Kupfer verwendet. Das Array ist für einen Differenzdruckbereich von bis zu ± 170 kPa ausgelegt, wobei für Testzwecke die Durchmesser der kreisrunden Sensormembranen zwischen 1,6 mm und 4,8 mm variieren. Bei dem Sensor mit der kleinsten Sensormembran beträgt die Kapazitätsänderung für den Druckbereich zwischen 0 und 170 kPa etwa 760 fF, wobei jedoch keine Grundkapazität angegeben wird.

Das aktuellste Beispiel, welches im Rahmen der kapazitiven Oberflächen-Sensor-Arrays beschrieben wird, ist ein in Oberflächen-Mikromechanik realisiertes MEMS-Mikrofon-Array aus dem Jahr 2008 von Krause et al. [2.42]. Die 64 Kondensatoren (8×8) werden unter Verwendung von drei Poly-Silizium-Abscheide- und Strukturierungsschritten auf einem Siliziumsubstrat hergestellt. Die Vorteile gegenüber den in Hybridtechnik gefertigten Arrays zeigen sich sehr deutlich in den Abmessungen der Sensoren. Die kreisrunden Membranen haben einen Durchmesser von 600 μm und der Elektrodenabstand, welcher über einen Opferschichtprozessschritt realisiert wird, beträgt lediglich 2 μm . Das gesamte Array ist auf einem quadratischen Chip mit einer Kantenlänge von 10 mm integriert. Abbildung 2.5 zeigt eine Lichtmikroskopfotografie eines der Mikrofone. Die Metallisierung besteht aus einer CrAu-Schicht und als Elektrodenmaterial wird hoch dotiertes Poly-Silizium verwendet. Auf dem Foto sind außerdem die Löcher sichtbar, die einen Durchmesser von 4 μm haben und zur nasschemischen Entfernung der Poly-Silizium-Opferschicht unterhalb der Membran benötigt werden. Diese Gegebenheit macht den Einsatz des Arrays für zeitlich gemittelte und stark niederfrequente Druckmessungen unmöglich, da aufgrund der Löcher ein Druckausgleich stattfindet. Wegen der geringen Lochdurchmesser können jedoch Druckschwankungen mit höheren Frequenzen detektiert werden, da die Dämpfung groß genug ist. Der Arbeitsbereich der Sensoren liegt zwischen 400 Hz und 40 kHz.

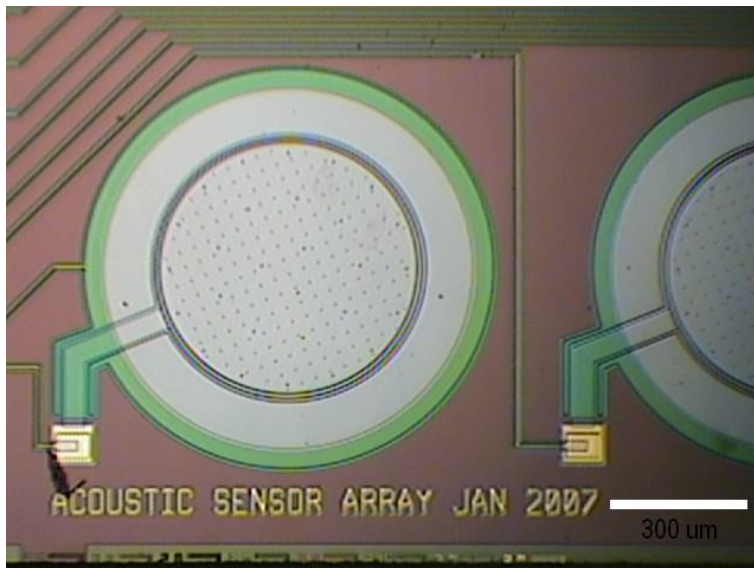


Abbildung 2.5 Lichtmikroskopaufnahme einer der kapazitiven Sensoren des Arrays von Krause et al. [2.42]. Die Elektroden bestehen aus hoch dotiertem Poly-Silizium und werden mittels Oberflächen-Mikromechanik-Technologie realisiert.

Das Array soll zur Charakterisierung von Wandgrenzschichten in turbulenten Strömungen eingesetzt werden, wobei jedoch bisher noch keine Veröffentlichung über derartige Messungen erschienen ist.

Die präsentierten Arbeiten zu kapazitiven Sensor-Arrays zeigen einerseits, dass durch einen hybriden Aufbau flexible und damit vielseitig einsetzbare Folien-Arrays hergestellt werden können. Andererseits belegen die dokumentierten Ergebnisse, dass dieser Vorteil mit einer Einbuße der dynamischen Auflösung und mit einer erhöhten Nichtlinearität verbunden ist.

2.3.2 Piezoresistive Oberflächen-Sensor-Arrays

Im Gegensatz zu den kapazitiven Sensor-Arrays ist die Materialauswahl bei piezoresistiven Sensor-Arrays aufgrund des piezoresistiven Effekts prinzipbedingt auf Silizium beschränkt. Daher erfolgt die Montage der Arrays in der Regel in Hybridtechnik, wobei für die Sensorträger verschiedene Werkstoffe in Betracht kommen. In der Praxis hat sich die Verwendung von starren oder flexiblen Leiterplatten durchgesetzt, da somit auf einfache Weise die elektrischen Schnittstellen zwischen Chip und Sensorträger sowie zwischen Sensorträger und externer Messgeräte wie Verstärker, Multiplexer oder Scanner realisiert werden können.

Im Rahmen einer industriell geförderten Forschungsarbeit der Boeing Phantom Works in Seattle wurden von Kim et al. [2.43] sowie von Tanielian ([2.44] [2.45]) oberflächenbündige Drucksensor-Arrays für die Untersuchung dynamischer Strömungsphänomene entwickelt. Die Motivation für diese Arbeiten lag in der Tatsache, dass bisherige vergleichbare Messergebnisse auf diesem Gebiet, welche meist durch Anwendung der pinhole-Methode gewonnen werden, keine ausreichende Frequenzauflösung zeigen. Ihre Arbeit beschäftigt sich mit der Entwicklung eines integrierten Multisensor-Systems, bei dem die piezoresistiven Drucksensoren (Firma Endevco) oberflächenbündig montiert werden, um eine verbesserte dynamische Signalantwort zu liefern. Um bei der Kontaktierung der Sensoren das Drahtbonden auf der Oberseite des Arrays zu vermeiden, werden die Chips auf strukturierte Trägerchips geklebt, die wiederum auf eine flexible Leiterplatte gebondet werden. Der Trägerchip besitzt neben den Öffnungen zur Durchkontaktierung eine geätzte Kavität, die unterhalb der Sensormembran positioniert ist und somit als hermetische Abdichtung fungiert (siehe Abbildung 2.6).

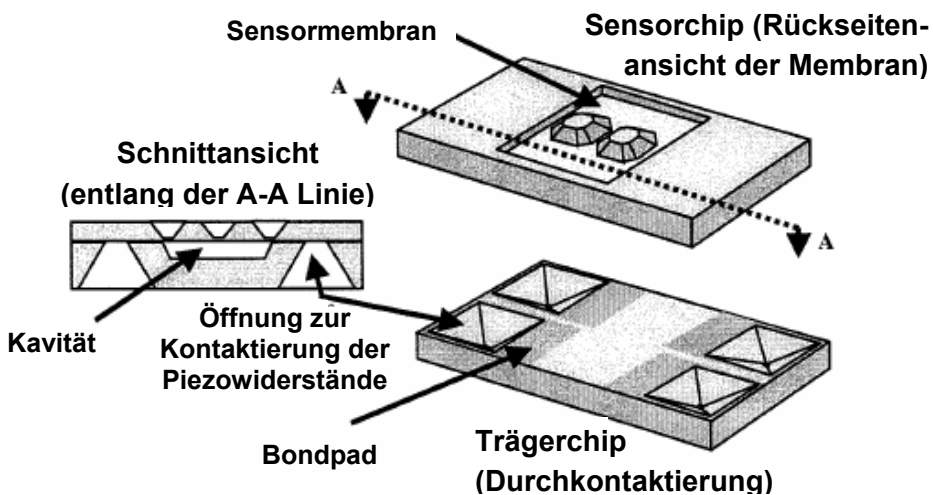
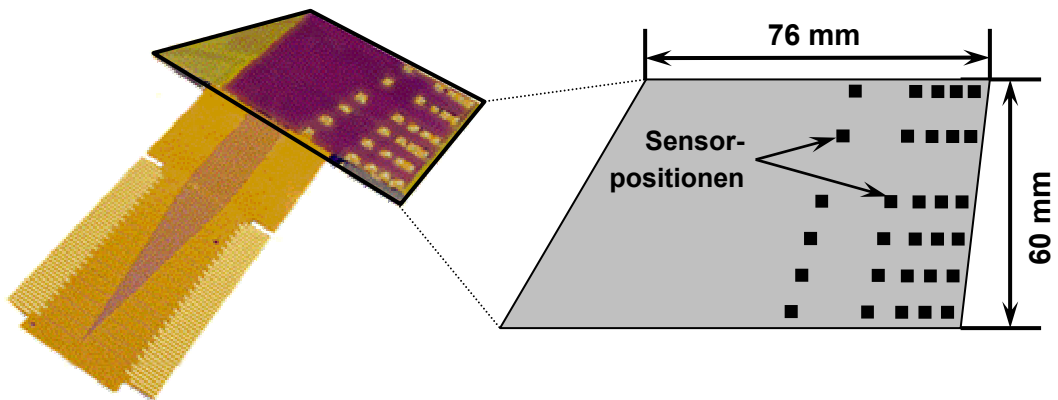


Abbildung 2.6 Darstellung eines piezoresistiven Drucksensors, der auf einen strukturierten Trägerchip gebondet wird, um Drahtbondkontakte auf der Oberfläche zu vermeiden [2.44]. Bei dieser Anordnung ist die Rückseite des Drucksensors der Strömung und die Vorderseite der Membran der Kavität zugewandt.

Auf diese Weise wird die mechanische Stabilität der Drucksensoren erhöht und sie können als Absolutdrucksensoren betrieben werden, wobei lediglich die strukturierte Rückseite der Umgebung ausgesetzt wird.

Die elektrische Übertragungsstrecke wird ebenfalls verkürzt, indem die nötige Hardware zur Signalauslese auf dem sogenannten „Pressure-Belt“ integriert wird. Die verbesserte Qualität der Messergebnisse wird im Rahmen von Flugversuchen nachgewiesen und dokumentiert [2.45].

Die Ausführungen von Leger et al. ([2.46] [2.47]) sowie von Hutton et al. [2.48] zeigen hinsichtlich der Aufbau- und Verbindungstechnik bei der Arrayanordnung deutliche Fortschritte. Es wird die Entwicklung eines flexiblen Sensor-Arrays, bestehend aus 30 piezoresistiven Einzelsensoren, beschrieben, welches für Oberflächendruckmessungen auf einer Ansaug-Leitschaufel eines transonischen Kompressors eingesetzt wird. Das flexible Sensor-Array, basierend auf einem dreilagigen flexiblen Leiterplattenverbund, ist in Abbildung 2.7 a) dargestellt. Die Skizze (b) veranschaulicht die Positionierung der 30 Sensoren auf dem Sensorträger, welcher der Geometrie einer der Leitschaufeln nachempfunden ist.



a) Design des flexiblen Sensor-Arrays

b) Skizze der Sensoranordnung

Abbildung 2.7 Die Abbildungen zeigen das Design eines flexiblen Multi-Sensor-Arrays (a) nach Leger et al. [2.46] sowie die schematische Darstellung der Verteilung der Drucksensorchips auf der Oberfläche des Sensorträgers (b).

Als Trägersubstrat für die Drucksensorchips wird eine flexible Leiterplatte mit einer Dicke von 280 μm verwendet. Um die Oberfläche zu egalisieren, benutzen Leger et al. eine strukturierte Kunststoff-Folie, Silikongel sowie eine Kapton-Folie, die als Oberflächenversiegelung dient. Aufgrund des relativ großen Messbereichs der Sensoren von $\pm 100 \text{ kPa}$, scheint die Folie keine nennenswerten Störungen der Ausgangssignale der Einzelsensoren hervorzurufen. Zumindest werden derartige Auswirkungen nicht geschildert.

Der wesentliche Unterschied der piezoresistiven zu den kapazitiven Sensor-Arrays ist die Tatsache, dass der Aufbau immer auf der Verwendung von Einzelsensoren

basiert. Aufgrund dieser Gegebenheit lassen sich die Sensoren nicht so flexibel integrieren, wie es bei Folien-Sensoren der Fall ist. Dafür lassen sich der benötigte Messbereich sowie die erforderliche Druckauflösung und Signalstabilität durch die Wahl der entsprechenden Sensoren relativ genau festlegen.

2.4 Polymer-Sensor-Folien (Piezoelektrische Folien)

Das Prinzip zur Messung des Wanddrucks mittels piezoelektrischer Polymerfolien basiert auf einer kraftproportionalen Ladungsverschiebung innerhalb der Folie, die mit Hilfe eines Ladungsverstärkers registriert werden kann. Somit können Druckschwankungen unter Berücksichtigung der aktiven Sensorfläche ermittelt werden, wobei die untere Grenzfrequenz von den Materialeigenschaften der Folie, der Sensorgeometrie und der elektrischen Schaltung zur Signalerfassung abhängen.

Um aus piezoelektrischen Folien ein Sensor-Array zu realisieren, wird die Metallisierung auf einer Seite der Folie in der Form strukturiert, dass ein Feld von elektrischen Abgriffen entsteht. Die vollflächige Metallisierung auf der anderen Seite bildet die gemeinsame Gegenelektrode. Die Anordnung ähnelt der eines Plattenkondensator-Arrays, wobei eine der Elektroden (Oberseite) auf gleichem Potenzial liegt und die Piezofolie das Dielektrikum darstellt. Abbildung 2.8 zeigt eine schematische Darstellung eines Sensor-Arrays aus piezoelektrischer Folie. Die Schnittansicht (a) verdeutlicht den Schichtaufbau und die Art der Druckeinwirkung; die unterschiedlichen Metallisierungen sind in der Ansicht der Ober- und Unterseite (b) sichtbar. Bei der Schnittdarstellung unterscheiden sich der aktive und passive Folienbereich lediglich durch die Metallisierung auf der Unterseite der Folie. Unterhalb der strukturierten Elektroden ist die Folie als aktiv gekennzeichnet und im sonstigen Bereich als passiv deklariert. Auf diese Weise lassen sich flexible Sensor-Arrays für die unterschiedlichsten Oberflächen herstellen, da Anzahl, Form und Größe der Sensorelemente (elektrische Abgriffe) lediglich durch den Strukturierungsprozess der Metallisierung bestimmt werden.

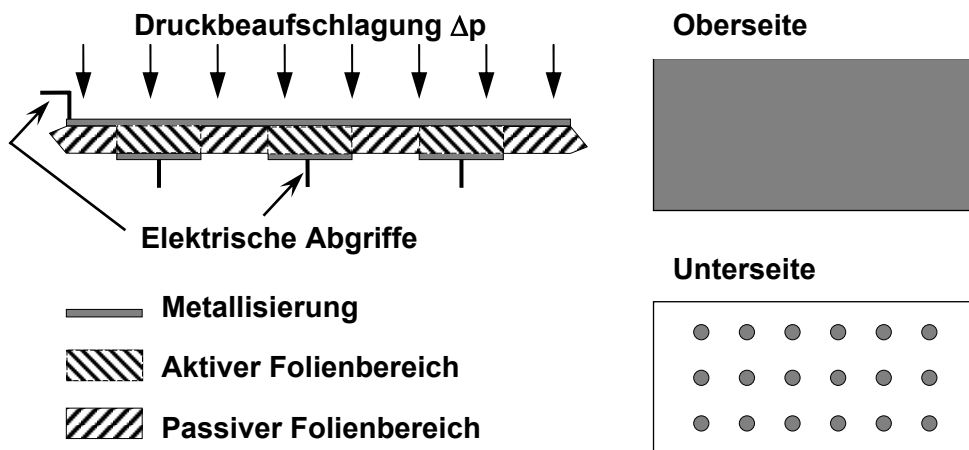
**a) Schnittansicht****b) Ansichten der Ober- und Unterseite**

Abbildung 2.8 Diese schematische Darstellung eines Piezofolien-Sensor-Arrays zeigt einen Querschnitt sowie Ansichten der Ober- und Unterseite. Die Oberseite ist im Gegensatz zur Unterseite vollflächig metallisiert, wobei die Abgriffe auf der Unterseite jeweils die einzelnen Sensorpositionen darstellen.

In der Literatur wird vor allem der Einsatz von Polyvinylidenfluorid (PVDF) als piezoelektrisches Basismaterial beschrieben. Typische Foliendicken liegen zwischen 10 μm und 100 μm , wobei die Metallisierungsdicke in der Regel weniger als 1 μm beträgt.

Der Einsatz von PVDF-Sensor-Arrays zur Messung von Wanddruckschwankungen in der experimentellen Strömungsmechanik wird unter anderen von Nitsche et al. geschildert ([2.49] [2.50]). Im Rahmen dieser Arbeiten werden die PVDF-Sensor-Arrays zur Charakterisierung von Wandgrenzschichten auf Flugzeugtragflügeln verwendet. Aufgrund der gemessenen Druckschwankungen lassen sich die untersuchten Wandgrenzschichten als laminar, turbulent oder transitional einstufen.

Lee et al. [2.51] verwendet ein mit 40 elektrischen Abgriffen ausgestattetes PVDF-Sensor-Array zur Messung von Druckfluktuationen in einer turbulenten Windkanalströmung. Zur dynamischen Kalibrierung des Arrays in einem Frequenzbereich von 10 Hz bis 2 kHz setzt er einen Lautsprecher sowie ein Wandmikrofon ein.

Ein Beispiel für ein PVDF-Sensor-Array, das für die Untersuchung höherfrequenter Druckschwankungen bis in den Megahertz-Bereich entwickelt wurde, wird von Wang et al. vorgestellt [2.52]. In dieser Arbeit wird die Charakterisierung von Schockimpulsen dokumentiert, die senkrecht auf die

Sensoroberfläche wirken. Die gemessenen Ansprechzeiten liegen im sub- μ s-Bereich. Die Kalibrierung der Sensoren erweist sich als problematisch, da für Frequenzen oberhalb von ein bis zwei Kilohertz kein Verfahren bekannt ist.

Diese genannten Arbeiten zeigen, dass PVDF-Sensor-Arrays aufgrund ihrer mechanischen Flexibilität und der einfachen Herstellung erfolgreich zur qualitativen Messung von Wanddruckfluktuationen in der experimentellen Strömungsmechanik eingesetzt werden können. Dabei ist die freie Gestaltung der Anordnung der Sensorpositionen (elektrische Abgriffstellen) ein weiterer Vorteil. Allerdings werden bei einer Erhöhung der Sensordichte innerhalb eines Arrays mehr Ladungsverstärker benötigt. Da diese aufgrund der Störungsminimierung idealer Weise direkt unterhalb des Arrays angebracht sind, oder sogar auf der Rückseite integriert werden, erfordert die Vergrößerung der Sensordichte eine verbesserte Integration der Schaltungen sowie die Ausweitung der angeschlossenen Messtechnik zur Signalerfassung. Überdies sind die gewonnenen Signale aufgrund der kleinen Ladungsmengen, ebenso wie die Signale kapazitiver Sensor-Arrays, sehr störanfällig. Ein weiterer prinzipbedingter Nachteil ist die Tatsache, dass das Basismaterial neben dem piezoelektrischen Effekt auch dem pyroelektrischen Effekt [2.53] unterworfen ist, was ein temperaturanfälliges Sensorverhalten zur Folge hat.

2.5 Drucksensitive Farbe

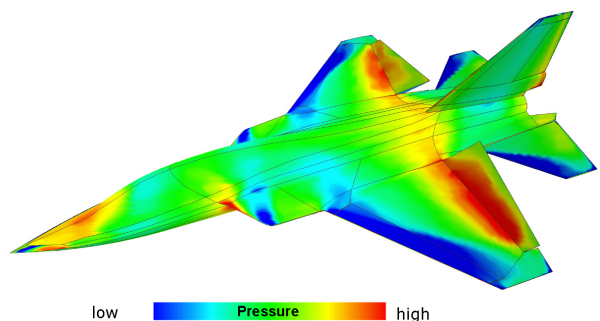
Der Einsatz drucksensitiver Farbe (Pressure Sensitive Paint $\rightarrow$ PSP) ist eine optische Messmethode, die es erlaubt, die Druckverteilung auf einer Oberfläche zu bestimmen, ohne die Modelloberfläche durch das Einbringen von Bohrungen oder Sensoren zu beeinflussen. Das Verfahren beruht auf der Aufbringung eines speziellen Farbanstrichs auf dem zu untersuchenden Modell und der anschließenden Bestrahlung durch Licht einer bestimmten Wellenlänge (beispielsweise UV-Licht). Unter Verwendung einer geeigneten optischen Anordnung wird das Fluoreszenzlicht betrachtet und ausgewertet. Dabei ist die Intensität des resultierenden Fluoreszenzlichts aufgrund der optochemischen Eigenschaften der Farbschicht vom lokalen Wanddruck abhängig. Auf diese Weise ist die flächenhafte Erfassung von Wanddruckfeldern auf vielseitig gestalteten Oberflächen möglich.

Aus diesen Gründen hat sich der Einsatz drucksensitiver Farben in den letzten Jahren zur Charakterisierung aerodynamischer Oberflächen verschiedenster Form und Größe hinsichtlich der Oberflächendruckfelder bewährt. Die Arbeit von Bell

et al. [2.54] stellt eine umfangreiche Zusammenfassung der einschlägigen Veröffentlichungen der letzten zwei Jahrzehnte auf diesem Gebiet dar. Ein eindrucksvolles Beispiel zur Veranschaulichung der umfangreichen Visualisierungsmöglichkeiten, die der Einsatz drucksensitiver Farbe bietet, ist eine der neueren Arbeiten von Klein et al. [2.55], die im Institut für Aerodynamik und Strömungstechnologie des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Göttingen entstanden ist. Die primäre Zielsetzung der Untersuchungen ist die Visualisierung der zeitlich gemittelten Oberflächendruckverteilung auf einem vollständigen und realitätsnahen 3D-Modell eines Düsenjets vom Typ Mako (EADS) mittels PSP. Abbildung 2.9 a) zeigt ein Foto des Flugzeugmodells in der Messstrecke eines transonischen Windkanals (DNW-HST, Amsterdam), in dem Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu Mach 1,1 erreicht werden können. Der quadratische Querschnitt der Messstrecke beträgt $1,8 \times 1,8 \text{ m}^2$. Ein Konturplot der Oberflächendruckverteilung ist in Abbildung 2.9 b) dargestellt, wobei dieses Bild lediglich qualitativen Charakter hat, da den Farben keine Druckwerte zugeordnet sind.



a) Düsenjetmodell im Windkanal



b) Mittels PSP visualisierte Druckverteilung

Abbildung 2.9 Das Foto (a) zeigt ein Modell des EADS Mako-Düsenjets im transonischen Windkanal DNW-HST in Amsterdam [2.55]. Durch den Einsatz drucksensitiver Farbe wird eine flächendeckende zeitgemittelte Oberflächendruckverteilung gewonnen (b).

Um die Druckverteilung auf der gesamten Oberfläche zu erfassen, werden acht CCD-Kameras und mehrere kurzwellige Lichtquellen ($\lambda = 337 \text{ nm}$) verwendet, die in verschiedenen Winkeln auf das Modell ausgerichtet sind. Eine Kalibrierung der Druckdaten wird mittels Druckbohrungen durchgeführt, die an bestimmten Referenzpositionen in das Modell eingebracht sind und Aufschluss über die dort vorliegenden Druckwerte geben. Auf diese Weise kann bei gleichzeitiger Messung der Temperatur auch die Temperaturempfindlichkeit der Farbe bestimmt werden,

wodurch die gewonnenen Druckdaten im Rahmen einer anschließenden Kalibrierung korrigiert werden können.

In den letzten Jahren wurden drucksensitive Farben allerdings auch bezüglich der dynamischen Auflösung weiterentwickelt. So beschreiben McGraw et al. beispielsweise den Einsatz von PSP zur Messung dynamischer Wanddruckfelder auf der Oberfläche eines länglichen Quaders mit quadratischem Querschnitt [2.56]. Es werden Druckfluktuationen im Bereich von 95 Hz bis 125 Hz nachgewiesen, wobei die Auflösung der Messung etwa 70 Pa beträgt. Für die Auslesung der Druckinformationen werden eine Fotodiode und ein Laser verwendet. Die Kalibrierung wird mit Hilfe eines Mikrofons durchgeführt.

Im Rahmen einer Publikation von Asai et al. wird sogar der Einsatz von PSP bei Druckmessungen in einem kryogenischen Windkanal bei einer konstanten Betriebstemperatur von 100 K beschrieben [2.57]. Die Temperaturempfindlichkeit verschiedener drucksensitiver Farben wird unter anderen von Woodmansee und Dutton untersucht [2.58].

In einer aktuellen Arbeit von Konrath et al. (DLR Göttingen) wird erstmals über den gekoppelten Einsatz von PSP mit der Particle-Image-Velocimetry (PIV) Methode berichtet [2.59]. Gegenstand dieser Untersuchung ist die Umströmung eines Delta-Flügelmodells. Auf diese Weise kann neben den flächendeckenden Oberflächendruckinformationen zusätzlich das den Flügel umgebende Strömungsfeld visualisiert werden.

Diese ausgewählten Beispiele verdeutlichen neben den eingangs genannten Vorteilen von PSP auch deren Nachteile. Angesichts der ausgeprägten Temperaturempfindlichkeit und der Notwendigkeit der Kalibrierung, ist die Fehlerbehaftung bei der quantitativen Messung von Wanddruckfeldern größer als bei den bisher vorgestellten Messverfahren. Weitere wesentliche Nachteile sind neben der stark eingeschränkten Bandbreite, die durch die Farbeigenschaften sowie durch die Grenzfrequenz der verwendeten Kameras bestimmt wird, die aufwendige Versuchsanordnung und die optische Datenauslese, welche ausschließlich in speziell dafür präparierten Windkanälen möglich ist.

2.6 Zusammenfassung

Die vorgestellten Ausführungen demonstrieren, dass die verschiedenen Verfahren zur messtechnischen Erfassung von Wanddruckfeldern unterschiedliche Eigenschaften aufweisen, die entweder durch das Messprinzip definiert sind und bzw. oder durch die Aufbau- und Verbindungstechnik bestimmt werden. Die

wesentlichen Kriterien für die Auswahl einer Methode sind die Druck- und Ortsauflösung, die Bandbreite und die Oberflächeneigenschaften, worunter in dieser Betrachtung neben der Oberflächentopologie (z.B. Übergänge und Stufen) die Möglichkeit zur Anwendung auf gekrümmten Oberflächen verstanden wird. Diese fünf Hauptkriterien werden für die vorgestellten Messverfahren in Tabelle 2.1 in kurzer Form gegenübergestellt und bewertet.

Tabelle 2.1 Übersicht über die Vor- und Nachteile der vorgestellten Verfahren zur Messung von Wanddruckfeldern. Die Bewertung der verschiedenen Kriterien ist jeweils mit Minuszeichen (negativ), Pluszeichen (positiv) und o-Zeichen (neutral) gekennzeichnet.

Kriterium Messverfahren	Druck- auflösung	Orts- auflösung	Band- breite	Oberflächen- eigenschaften
Pinhole-Methode	o	o	-	o
Wandbündige Sensoren	+	o	+	o
Kapazitive Sensor- Arrays	-	+	--	++
Piezoresistive Sensor- Arrays	+	+	++	+
Piezoelektrische Folien	--	+	--	++
Drucksensitive Farbe	-	++	-	++

Anhand der vorliegenden Tabelle lässt sich schnell ein zusammenfassender Überblick hinsichtlich der Vor- und Nachteile der vorgestellten Messverfahren gewinnen. Dabei symbolisieren die Minuszeichen negative Bewertungen, Pluszeichen stehen für positive Bewertungen und die o-Zeichen versinnbildlichen eine neutrale Bewertung bezüglich der jeweiligen Kriterien.

Diese Betrachtungen führen zu dem Schluss, dass der Einsatz von piezoresistiven Drucksensor-Arrays das am besten geeignete Messverfahren ist, wenn alle aufgezählten Kriterien von etwa gleich großer Bedeutung für die Auswahl sind. Obwohl andere Methoden bezüglich der Ortsauflösung und der Oberflächeneigenschaften den piezoresistiven Sensor-Arrays überlegen sind, weisen die jeweiligen Methoden beträchtliche Einschränkungen bezüglich der anderen Kriterien auf.

Literatur zu Kapitel 2

- [2.1] R. Shaw, The Influence of Hole Dimensions on Static Pressure Measurements, *Journal of Fluid Mechanics*, Band 7, Nr. 4, 1960, S. 550-564.
- [2.2] R.E. Rayle, Jr., An Investigation of the Influence of Orifice Geometry on Static Pressure Measurements, Master of Science Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 1949.
- [2.3] J.L. Livesey, L.D. Jackson und C.J. Southern, The Static Hole Error Problem, *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, Band 34 Nr. 396, 1962, S. 43-47.
- [2.4] R.E. Franklin und J.M. Wallace, Absolute Measurements of Static-Hole Error using Flush Transducers, *Journal of Fluid Mechanics*, Band 42, Nr. 1, 1970, S. 33-48.
- [2.5] H.F. Mills, Experiments upon Piezometers used in Hydraulic Investigations, *Proceedings of the American Academy of Arts and Science (New Series)*, Band 6, Nr. 26, 1879.
- [2.6] G.I. Jaivin, Effect of Hole Size on Pressure Measurements Made With a Flat-Plate Dynamic-Head Probe, Technical Report Nr. 32-617, Jet Propulsion Laboratory, California Institute of Technology, 1964.
- [2.7] W.W. Willmarth, Wall Pressure Fluctuations in a Turbulent Boundary Layer, Technical Note 4139, National Advisory Committee for Aeronautics, California Institute of Technology, 1958, S. 1-39.
- [2.8] A.A. Vives, *Piezoelectric Transducers and Applications*, Springer Verlag, 2. Auflage, Berlin, 2008.
- [2.9] W.W. Willmarth und C.E. Wooldridge, Measurements of the Fluctuating Pressure at the Wall Beneath a Thick Turbulent Boundary Layer, *Journal of Fluid Mechanics*, Band 14, Nr. 2, 1962, S. 187-210.
- [2.10] W.W. Willmarth und F.W. Roos, Resolution and Structure of the Wall Pressure Field beneath a Turbulent Boundary Layer, *Journal of Fluid Mechanics*, Band 22, Nr. 1, 1965, S. 81-94.
- [2.11] W.W. Willmarth, Pressure Fluctuations beneath Turbulent Boundary Layers, *Annual Review of Fluid Mechanics*, Band 7, 1975, S. 13-38.

-
- [2.12] M.K. Bull und A.S.W. Thomas, High Frequency Wall-Pressure Fluctuations in Turbulent Boundary Layers, *Physics of Fluids*, Band 19, Nr. 4, 1976, S. 597-599.
 - [2.13] G. Schewe, On the Structure and Resolution of Wall-Pressure Fluctuations Associated with Turbulent Boundary-Layer Flow, *Journal of Fluid Mechanics*, Band 134, 1983, S. 311-328.
 - [2.14] H. Eckelmann, A Review of Knowledge on Pressure Fluctuations, In: *Near-Wall Turbulence*, Editors: S.J. Kline und N.H. Afgan, *Proceedings of the Zoran Zaric Memorial Conference*, Hemisphere, New York, 1988, S. 328-347.
 - [2.15] C.S. Smith, Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon, *Physical Review*, Band 94, 1954, S. 42-49.
 - [2.16] W. Göpel, J. Hesse und J.N. Zemel, *Sensors*, Band 7, H.H. Bau, N.F. de Rooij und B. Kloeck, *Mechanical Sensors*, VHC, Weinheim, Deutschland, 1994, Kaptiel 5: Piezoresistive Sensors, S. 146-172.
 - [2.17] S.M. Sze, *Semiconductor Sensors*, John Wiley & Sons, New York, USA, 1981, S. 153-205.
 - [2.18] T.L. Lewis und J.B. Dods, Jr., Wind-Tunnel Measurements of Surface-Pressure Fluctuations at Mach Numbers of 1.6, 2.0, and 2.5 using 12 Different Transducers, *NASA Technical Note D-7087*, 1972, S. 1-51.
 - [2.19] T.L. Lewis, J.B. Dods, Jr. und R.D. Hanly, Measurements of Surface-Pressure Fluctuations on the XB-70 Airplane at local Mach Numbers up to 2.45, *NASA Technical Note D-7226*, 1973, S. 1-35.
 - [2.20] T.F. Zoladz, L.W. Griffin und D.J. Dorney, Experimental Blade Surface Pressure of a Supersonic Turbine for Rocket Engine Applications, 39th AIAA Joint Propulsion Conference and Exhibit, Huntsville, Al, USA, 2003, AIAA 2003-4916.
 - [2.21] Y.H. Shin, K.H. Kim und C.S. Kang, Unsteady Pressure Measurements around Rotor of an Axial Flow Fan under Stable and Unstable Operating Conditions, *JSME International Journal Series B*, Vol. 48, Nr. 1, 2005, S. 56-64.
 - [2.22] S.R. Snarski, Measurement and Modeling of the Fluctuating Wall Pressure Field beneath Transitional Boundary Layers, *Proc. ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting*, Montreal, Quebec, Canada, 2002, S. 1-9.

- [2.23] L.M. Hudy, A.M. Naguib und W.M. Humphreys, Jr., Wall-Pressure-Array Measurements beneath a Separating/Reattaching Flow Region, *Physics of Fluids*, Band 15, Nr. 3, 2003, S. 706-717.
- [2.24] M. Sheplak, J.M. Seiner, K.S. Breuer und M.A. Schmidt, A MEMS Microphone for Aeroacoustics Measurements, *Proceedings of the 37th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, NV, USA, 1999, AIAA 99-0606.
- [2.25] D.P. Arnold, S. Gururaj, S. Bhardwaj, T. Nishida und M. Sheplak, A Piezoresistive Microphone for Aeroacoustic Measurements, *Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, New York, NY, USA, 2001.
- [2.26] D.T. Martin, J. Liu, K. Kadirvel, R.M. Fox, M. Sheplak und T. Nishida, A Micromachined Dual-Backplate Capacitive Microphone for Aeroacoustic Measurements, *Journal of Microelectromechanical Systems*, Band 16, Nr. 6, 2007, S. 1289-1302.
- [2.27] D.T. Martin, K. Kadirvel, T. Nishida und M. Sheplak, An Instrumentation Grade MEMS Condenser Microphone for Aeroacoustic Measurements, *Proceedings of the 46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, Reno, NV, USA, 2008, AIAA 2008-257.
- [2.28] S. Haasl, D. Mucha, V. Chernoray, T. Eberfors, P. Enoksson, L. Löfdahl und G. Stemme, Hybrid Mounted Micromachined Aluminium Hot-Wire for Near-Wall Turbulence Measurement, *Proceedings of the 15th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS*, Las Vegas, NV, USA, 2002, S. 336-339.
- [2.29] J. Chen und L. Chang, Development and Characterization of Surface Micromachined, Out-of-Plane Hot-Wire Anemometer, *Journal of Microelectromechanical Systems*, Band 12, Nr. 6, 2003, S. 979-988.
- [2.30] F. Jiang, Y.C. Tai, J.-B. Huang und C.-M. Ho, Polysilicon Structures for Shear Stress Sensors, *Proceedings IEEE Region 10 International Conference on Microelectronics and VLSI, TENCON'95*, Hong Kong, China, 1995, S. 12-15.
- [2.31] F. Jiang, Y.C. Tai, B. Gupta und R. Goodman, A Surface-Micromachined Shear Stress Imager, *Proceedings of the 9th Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS'96*, San Diego, CA, USA, 1996, S. 110-115.

- [2.32] L. Löfdahl, A Silicon Transducer for the Determination of Wall-Pressure Fluctuations in Turbulent Boundary Layers, Applied Scientific Research, Band 51, 1993, S. 203-207.
- [2.33] E. Kälvesten, L. Löfdahl und G. Stemme, A Small-Size Silicon Microphone for Measurements in Turbulent Gas Flows, Sensors and Actuators A, Band 45, 1994, S. 103-108.
- [2.34] L. Löfdahl und M. Gad-el-Hak, MEMS-Based Pressure and Shear Stress Sensors for Turbulent Flows, Measurement Science Technology, Band 10, 1999, S. 665-686.
- [2.35] L.K. Baxter, Capacitive Sensors – Design and Applications, IEEE Press, New York, Series on Electronics Technology, Editor: R.J. Herrick, 1997.
- [2.36] W. Göpel, J. Hesse und J.N. Zemel, Sensors, Band 7, H.H. Bau, N.F. de Rooij und B. Kloeck, Mechanical Sensors, VHC, Weinheim, Deutschland, 1994, Kapitel 4: Capacitive Sensors, S. 106-143.
- [2.37] S.P. Chang, J.-B. Lee und M.G. Allen, An 8x8 Robust Capacitive Pressure Sensor Array, Proceedings of the ASME Winter Annual Meeting, Anaheim, CA, 1998.
- [2.38] M. Zagnoni, A. Golfarelli, P. Proli, S. Callegari, A. Talamelli, E. Sangiorgi und M. Tartagni, A non Invasive Capacitive Sensor Strip for Aerodynamic Pressure Measurement, Proceedings of Eurosensors XVIII, Rom, Italien, 2004, S. 572-575.
- [2.39] M. Zagnoni, A. Golfarelli, S. Callegari, A. Talamelli, V. Bonora, E. Sangiorgi und M. Tartagni, A non-Invasive Capacitive Sensor Strip for Aerodynamic Pressure Measurement, Sensors and Actuators A, Band 123-124, 2005, S. 240-248.
- [2.40] S. Callegari, A. Talamelli, M. Zagnoni, A. Golfarelli, V. Rossi, M. Tartagni und E. Sangiorgi, Aircraft Angle of Attack and Air Speed Detection by Redundant Strip Pressure Sensors, Proceedings of the IEEE Sensors Conference, Wien, Österreich, Band 3, 2004, S. 1526-1529.
- [2.41] J.N. Palasagaram und R. Ramadoss, MEMS Capacitive Pressure Sensor Array fabricated Using Printed Circuit Processing Techniques, Proceedings of the 31st Annual Conference of IEEE IECON, 2005, S. 2357-2362.
- [2.42] J. Krause, R. White, M. Moeller, J. Gallman und R. De Jong, MEMS Pressure Sensor Array for Aeroacoustic Analysis of the Turbulent Boundary Layer, Nanotech 2008, Band 3, Kapitel 2: Sensors & Systems, 2008, S. 170-173.

- [2.43] N.P. Kim, M.J. Holland, M.H. Tanielian und R. Poff, MEMS Sensor Multi-chip Module Assembly with TAB Carrier – Pressure Belt for Aircraft Flight Testing, Proceedings of the 50th Electronic Components and Technology Conference, 2000, S. 689-696.
- [2.44] M.H. Tanielian, MEMS Multisensor System for Flight Testing, MEMS Components and Applications for Industry, Automobiles, Aerospace, and Communication, Proceedings of the SPIE, Band 4559, 2001, S. 120-129.
- [2.45] M.H. Tanielian und N.P. Kim, Pressure Belt: An Integrated Multisensor System, Proceedings of the IEEE Sensors Conference, Band 2, 2002, S. 1182-1187.
- [2.46] T.J. Leger, D.A. Johnston und J.M. Wolff, Flex Circuit Surface Pressure Sensor Array for IGV Forced Response Measurements in a Transonic Compressor, 38th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, Indianapolis, Indiana, 2002, AIAA-2002-4221.
- [2.47] T.J. Leger, D.A. Johnston und J.M. Wolff, Flex Circuit Sensor Array for Surface Unsteady Pressure Measurements, Journal of Propulsion and Power, Band 20, Nr. 4, 2004, S. 754-758.
- [2.48] T.M. Hutton, T.J. Leger, D.A. Johnston und J.M. Wolff, High Spatial Resolution IGV Forced Response in a Transonic Compressor Obtained with a Flex Sensor Pressure Array, 38th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, Indianapolis, Indiana, 2002, AIAA-2002-4222.
- [2.49] W. Nitsche, P. Mirow und T. Dorfler, Application of Piezoelectric Foils in Experimental Aerodynamics, Proceedings of the International Congress on Instrumentation in Aerospace Simulation Facilities ICIASF'89, 1989, S. 57-65.
- [2.50] W. Nitsche und P. Mirow, Piezo-Electric Foils as a Means of Sensing Unsteady Surface Forces, Experiments in Fluids, Band 7, 1989, S. 111-118.
- [2.51] I. Lee und H.J. Sung, Development of an Array of Pressure Sensors with PVDF Film, Experiments in Fluids, Band 26, 1999, S. 27-35.
- [2.52] Y.-C. Wang, C.-H. Huang, Y.-C. Lee und H.-H. Tsai, Development of a PVDF Sensor Srray for Measurement of the Impulsive Pressure Generated by Cavitation Bubble Collapse, Experiments in Fluids, Band 41, Nr. 3, 2006, S. 365-373.
- [2.53] H. Schaumburg, Werkstoffe und Bauelemente der Elektrotechnik; Polymere, Teubner Verlag, 1997.

- [2.54] J.H. Bell, E.T. Schairer, L.A. Hand und R.D. Mehta, Surface Pressure Measurements using Luminescent Coatings, Annual Review of Fluid Mechanics, Band 33, Nr. 1, 2001, S. 155-206.
- [2.55] C. Klein, R.H. Engler, U. Henne und W.E. Sachs, Application of Pressure-Sensitive Paint for Determination of the Pressure Field and Calculation of the Forces of Models in a Wind Tunnel, Experiments in Fluids, Band 39, Nr. 2, 2005, S. 475-483.
- [2.56] C.M. McGraw, J.H. Bell, G. Khalil und J.B. Callis, Dynamic Surface Pressure Measurements on a Square Cylinder with Pressure Sensitive Paint, Experiments in Fluids, Band 40, Nr. 2, 2006, S. 203-211.
- [2.57] K. Asai, H. Kanda, C.T. Cunningham, R. Erausquin und J.P. Sullivan, Surface Pressure Measurement in a Cryogenic Wind Tunnel by using Luminescent Coating, Record of the International Congress on Instrumentation in Aerospace Simulation Facilities ICIASF '97, 1997, S. 105-114.
- [2.58] M.A. Woodmansee und J.C. Dutton, Treating Temperature-Sensitivity Effects of Pressure-Sensitive Paint Measurements, Experiments in Fluids, Band 24, Nr. 2, 1998, S. 163-174.
- [2.59] R. Konrath, C. Klein, A. Schröder und J. Kompenhans, Combined Application of Pressure Sensitive Paint and Particle-Image-Velocimetry to the Flow above a Delta Wing, Experiments in Fluids, Band 44, Nr. 3, 2008, S. 357-366.

3 Design der AeroMEMS-Drucksensoren

Anhand der zusammenfassenden Ausführungen in Tabelle 2.1 wird ersichtlich, dass piezoresistive Sensor-Arrays eine Anzahl von Vorteilen gegenüber den anderen aufgeführten Messverfahren aufweisen, wobei anzumerken ist, dass die Technologie zur Herstellung derartiger Arrays bzw. der dafür benötigten Sensoren relativ aufwändig ist. Der ausschlaggebende Faktor für die Auswahl der piezoresistiven Arrays ist die Tatsache, dass zur erfolgreichen Durchführung der im Rahmen dieser Arbeit beschriebenen Messungen alle vier aufgezählten Kriterien von großer Bedeutung sind, was den Einsatz einer anderen Messmethode ausschließt.

Basierend auf den in der Einleitung aufgelisteten Spezifikationen (Tabelle 1.1) werden in diesem Kapitel das Design und die Simulation der piezoresistiven AeroMEMS-Drucksensoren dargelegt. Dazu wird anhand einer analytischen Betrachtung zunächst die Membranform festgelegt und eine grobe Einschränkung der in Frage kommenden Geometrieparameter durchgeführt. Anschließend wird die Optimierung der Membraneometrie (Fläche und Dicke) mittels strukturmechanischer Simulation unter Berücksichtigung der Materialeigenschaften vorgenommen. Dabei erfolgt die Berechnung der Dotierungsdichte nach Annahme bzw. Vorgabe des k -Faktors, der ein Maß für die Stärke des piezoresistiven Effekts ist. Die notwendigen Implantationsparameter für die Realisierung dieser Dotierungsdichte werden anhand einer SUPREM Simulation (Prozesssimulationsoftware) ermittelt.

3.1 Membrandesign und Piezowiderstandslayout

Piezoresistive Silizium-Drucksensoren verfügen entweder über eine quadratische oder eine runde Membranform, die mittels nasschemischer Ätzverfahren oder Trockenätzprozesse realisiert werden können. Unabhängig von der zum Einsatz kommenden Technologie weisen runde und eckige Membranen bei Druckeinwirkung verschiedene Deformations- und Spannungszustände auf.

Um die optimale Membranform festzulegen, werden die analytischen Lösungen für die maximale Durchsenkung $w_{\max}$ und die maximale mechanische Spannung $\sigma_{\max}$ beider Membranformen bei gleicher Dicke d und gleichem Druck p miteinander verglichen. Dabei handelt es sich bei der Membran im mechanischen Sinn um eine Platte. Der Durchmesser D der runden Membran entspricht der Kantenlänge a der quadratischen Membran. Den analytischen Formeln zur

Berechnung dieser Größen liegt eine feste Einspannung der Membranen zu Grunde. Die maximale Durchsenkung tritt jeweils in der Mitte der Membranen auf und die Orte maximaler mechanischer Spannung liegen auf den Hauptsymmetrieachsen am Rand der Membranen. Im Fall der runden Membran existieren aufgrund der Kreissymmetrie naturgemäß unendlich viele Symmetrieachsen; daher ist die Spannung am Rand - und auch für jeden bestimmten Radius r - jeweils gleich groß. Die Positionen der Maxima für beide Membranformen sind in Abbildung 3.1 gekennzeichnet. Für beide Fälle werden die analytischen Lösungen auf der Oberseite der Membranen betrachtet. Die Verläufe der mechanischen Spannungen auf der Unterseite gleichen denen auf der Oberseite bis auf das unterschiedliche Vorzeichen.

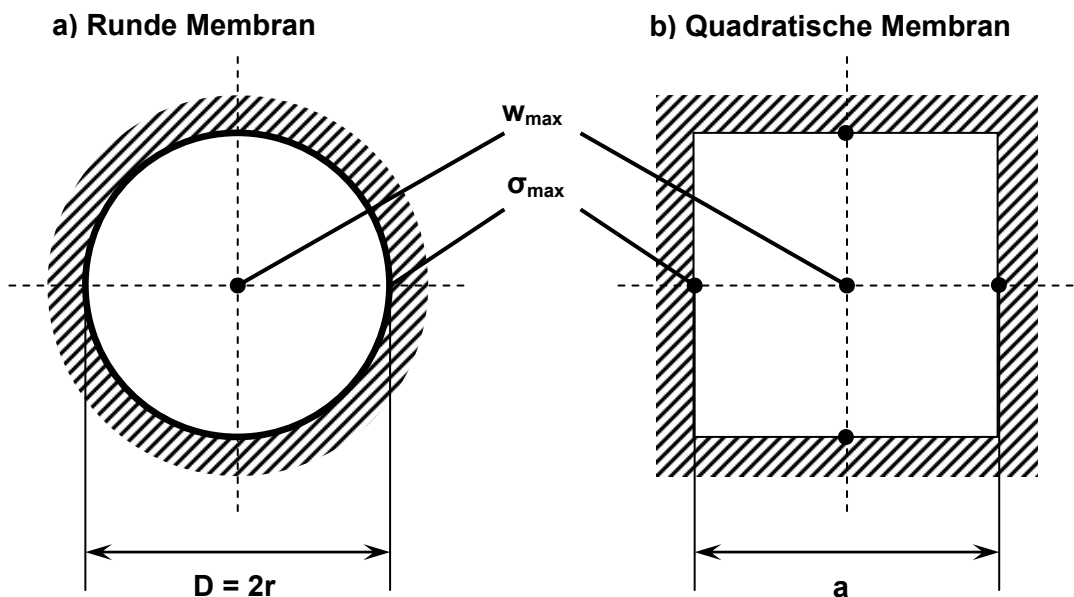


Abbildung 3.1 Skizzen einer runden und einer quadratischen Membran zur Veranschaulichung der Positionen der maximalen Durchsenkung und der maximalen mechanischen Spannung. Der Durchmesser D der runden Membran und die Kantenlänge a der quadratischen Membran sind gleich groß. Beide Membranen sind allseitig fest eingespannt.

Für eine runde Membran mit dem Radius r können die maximale Durchsenkung $w_{\max,\text{rund}}$ und die maximale mechanische Spannung $\sigma_{\max,\text{rund}}$ in Abhängigkeit von der Membrandicke d und dem Druck p anhand der folgenden Formeln ermittelt werden [3.1]:

$$w_{\max, \text{rund}} = \frac{3 \cdot p \cdot r^4 \cdot (1 - \nu^2)}{16 \cdot E \cdot d^3}, \quad (3.1)$$

$$\sigma_{\max, \text{rund}} = \frac{3 \cdot p \cdot r^2}{4 \cdot d^2}. \quad (3.2)$$

Für eine quadratische Membran mit der Kantenlänge $a = 2r$ und $\nu = 0,3$ gilt [3.1]:

$$w_{\max, \text{quad}} = \frac{0,0138 \cdot p \cdot a^4}{E \cdot d^3}, \quad (3.3)$$

$$\sigma_{\max, \text{quad}} = \frac{0,3078 \cdot p \cdot a^2}{d^2}. \quad (3.4)$$

Bildet man die Verhältnisse der maximalen Durchsenkungen und Spannungen erhält man folgende Zusammenhänge:

$$\frac{w_{\max, \text{quad}}}{w_{\max, \text{rund}}} \approx 1,29 \quad (3.5) \quad \text{und} \quad \frac{\sigma_{\max, \text{quad}}}{\sigma_{\max, \text{rund}}} \approx 1,64. \quad (3.6)$$

Diese Betrachtung zeigt, dass bei gleichem Druck p , gleicher Membrandicke d und $a = 2r$ die maximale mechanische Spannung bei einer quadratischen Membran im Vergleich zur maximalen mechanischen Spannung bei einer runden Membran deutlich größer ist. Bei Verwendung des piezoresistiven Sensorprinzips [3.2] hängt die Sensorempfindlichkeit linear mit der mechanische Spannung zusammen, so dass sich eine Empfindlichkeitssteigerung von etwa 64% bei der quadratischen Membran ergibt. Um eine möglichst hohe Empfindlichkeit zu erreichen, wird für jedes in dieser Arbeit betrachtete Drucksensordesign eine quadratische Membranform gewählt.

Bei Silizium-Drucksensoren mit quadratischer Membran werden die Piezowiderstände (p-Typ) an den vier Orten maximaler mechanischer Spannung angeordnet, da auf diese Weise die größte Sensorempfindlichkeit erreicht wird [3.3].

Abbildung 3.2 zeigt qualitativ die Verläufe der mechanischen Spannungskomponenten σ_y und σ_x sowie den Verlauf der Durchsenkung w für eine quadratische Membran bei Druckbeaufschlagung (es wird ein Schnitt durch eine der Hauptsymmetrieachsen betrachtet).

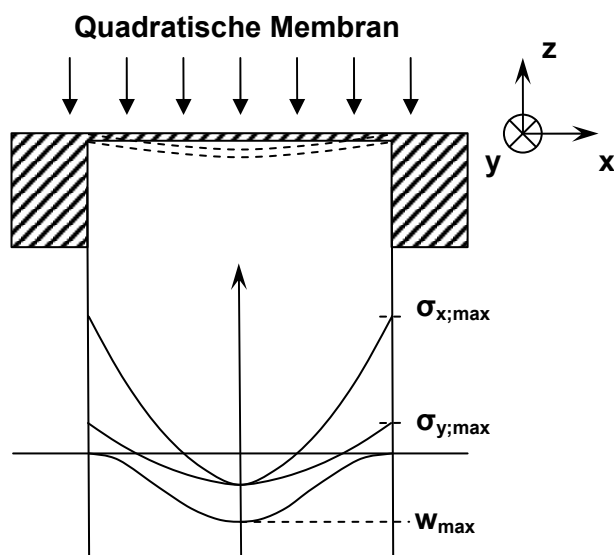


Abbildung 3.2 Skizze der Spannungs- und Durchsenkungsverläufe bei einer quadratischen Membran.

Je zwei Widerstände werden dabei als Longitudinal- bzw. Transversalwiderstände angeordnet und zu einer Wheatstone-Brücke verschaltet [3.4]. Diese Designvariante resultiert aus dem transversalen und longitudinalen piezoresistiven Effekt für p-Typ Silizium-Widerstände [3.5]. Beide Effekte sind nahezu gleich groß, unterscheiden sich allerdings im Vorzeichen. In Abbildung 3.3 ist das schematische Piezowiderstandslayout für p-Typ Widerstände auf einer quadratischen Membran ((100)-n-Typ-Silizium) skizziert. Die Widerstände werden in $\langle 110 \rangle$ -Kristallrichtungen angeordnet. Aufgrund der Forderung nach möglichst hoher Empfindlichkeit ist es notwendig, die Länge der Piezowiderstände nicht zu groß zu wählen, da die Longitudinalwiderstände sonst nicht optimal im maximalen Spannungsbereich platziert werden könnten. Aus diesem Grund werden die Piezowiderstände oft in gefalteter Form ausgeführt [3.4]. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Länge-zu-Breite-Verhältnis von 10 festgelegt. Aus herstellungstechnischen Gründen wird eine Widerstandsweite von $5\text{ }\mu\text{m}$ gewählt. Bei der Verwendung schmalere Strukturen könnten die bei der Lithographie auftretenden Streuungen zu große negative Auswirkungen auf die Gleichheit der Widerstandswerte der Einzelwiderstände – und somit auch auf die Brückenwiderstände – haben. Die exakte Lage der Widerstände wird nach der Analyse der strukturmechanischen FEM-Simulation festgelegt.

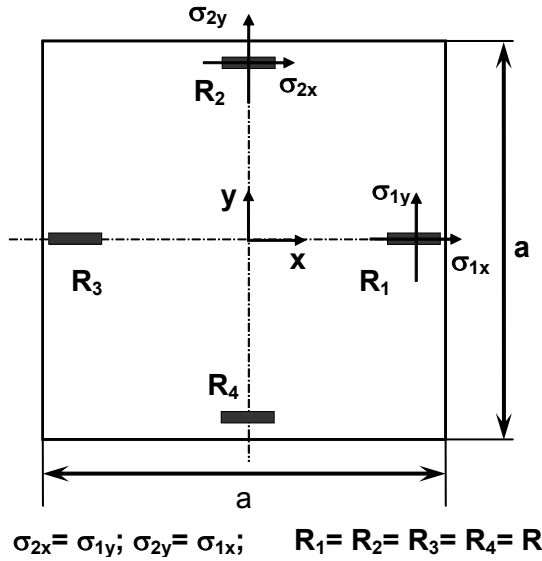


Abbildung 3.3 Schematisches Sensormembrandesign mit vier p-Typ Piezowiderständen zur Ausnutzung des longitudinalen (R_1 und R_3) und transversalen (R_2 und R_4) piezoresistiven Effekts. Die Widerstände sind in $\langle 110 \rangle$ -Kristallrichtung auf einem (100)-n-Typ-Silizium-Wafer angeordnet.

Unter der Voraussetzung gleicher Widerstandswerte mit gleichen Mittenabständen zum Membranrand gelten folgende Beziehungen:

$$R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R, \quad (3.7)$$

$$\text{sowie} \quad \sigma_{2x} = \sigma_{1y} \quad (3.8)$$

$$\text{und} \quad \sigma_{2y} = \sigma_{1x} \quad (3.9)$$

Die Widerstandsänderung der longitudinal (R_1 und R_3) und transversal (R_2 und R_4) angeordneten Piezowiderstände kann unter Betrachtung der am Ort der Widerstände auftretenden mechanischen Spannungen wie folgt berechnet werden:

$$\left(\frac{\Delta R_1}{R_1} \right) = \left(\frac{\Delta R_3}{R_3} \right) = \left(\frac{\Delta R}{R} \right)_l = \pi_l \cdot (\sigma_{1x} - \sigma_{1y}) \quad (3.10)$$

$$\left(\frac{\Delta R_2}{R_2} \right) = \left(\frac{\Delta R_4}{R_4} \right) = \left(\frac{\Delta R}{R} \right)_t = \pi_t \cdot (\sigma_{2y} - \sigma_{2x}). \quad (3.11)$$

$$\text{Mit} \quad \pi_l \approx -\pi_t \approx \frac{\pi_{44}}{2} \quad (3.12)$$

folgt daraus:

$$\left(\frac{\Delta R}{R}\right)_l \approx -\left(\frac{\Delta R}{R}\right)_t. \quad (3.13)$$

Bei dieser näherungsweisen Berechnung wird der Wert der jeweiligen mechanischen Spannung σ_{1x} bzw. σ_{2x} über die Widerstandsfläche gemittelt. Die Verschaltung der vier Widerstände zu einer Wheatstone-Brücke liefert eine elektrische Ausgangsspannung, die proportional zur dargestellten Widerstandsänderung ist. Das Brückenausgangssignal U_{Br} lässt sich nach [3.4] auf folgende Weise berechnen:

$$U_{Br}(\Delta p) = U_{Offset} + U_0 \cdot \frac{\Delta R(\Delta p)}{R} = U_{Offset} + \Delta U_{Br}(\Delta p). \quad (3.14)$$

Dabei sind U_{Offset} die Brückenoffsetspannung für $\Delta p = 0$ und U_0 die Versorgungsspannung der Brücke. Die Sensorempfindlichkeit S für einen Nenndruckbereich p_N ergibt sich gemäß Gleichung (3.15) aus:

$$S = \frac{1}{U_0} \cdot \frac{\Delta U_{Br}(p_N)}{p_N}. \quad (3.15)$$

3.2 Annahme der Piezowiderstandseigenschaften und Simulation der Implantationsparameter mittels SUPREM

Wie aus Kapitel 3.1 hervorgeht hängt die Sensorempfindlichkeit linear mit dem piezoresistiven Koeffizienten und damit direkt mit der Dotierungskonzentration zusammen. In diesem Zusammenhang stellt der k-Faktor eine wichtige Größe zur Quantifizierung des piezoresistiven Effekts dar. In diesem Fall werden für den longitudinalen und den transversalen k-Faktor folgende Näherungen angenommen:

$$k_l \approx \pi_l \cdot E_l \quad (3.16) \quad \text{und} \quad k_t \approx \pi_t \cdot E_t. \quad (3.17)$$

Für den longitudinalen und transversalen E-Modul gelten bei der in Abbildung 3.3 dargestellten Widerstandsanordnung folgende Beziehungen:

$$E_l = E_t = E_{<110>}. \quad (3.18)$$

Unter Berücksichtigung der Gleichungen (3.12) und (3.18) folgt der Zusammenhang:

$$k_l \approx \frac{\pi_{44}}{2} \cdot E_{<110>} \approx -k_t. \quad (3.19)$$

Im Folgenden wird der k-Faktor aufgrund der besseren Übersichtlichkeit lediglich betragsmäßig betrachtet und mit k bezeichnet.

Abbildung 3.4 dient zur Veranschaulichung des qualitativen Zusammenhangs zwischen k-Faktor und Dotierungsdichte. Da mit steigendem k-Faktor die Temperaturempfindlichkeit der Piezowiderstände zunimmt, ist es im Vorfeld der Sensorentwicklung notwendig, die späteren Einsatzbedingungen der Sensoren zu kennen und die daraus resultierende Vorgabe für die Temperaturabhängigkeit der Piezowiderstände in das Design einfließen zu lassen. Detaillierte Informationen über den Zusammenhang zwischen k-Faktor und Temperaturverhalten der Widerstände finden sich in Standardwerken wie beispielsweise [3.3] oder [3.6]. Da in diesem Fall jedoch die Temperaturempfindlichkeit ebenso wie die Festlegung eines bestimmten Brückenwiderstands keine besondere Relevanz hat, fließen diese Kriterien nicht in das Design ein. Üblicherweise liegt der k-Faktor bei piezoresistiven Drucksensoren im Bereich zwischen 70 und 95.

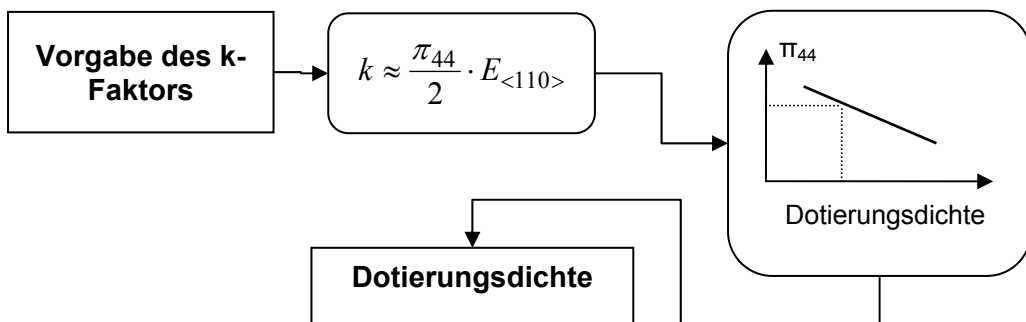


Abbildung 3.4 Schematische Darstellung des Zusammenhangs zwischen dem k-Faktor und der Dotierungsdichte von p-Typ-Piezowiderständen.

Für den zu entwickelnden Drucksensor wird ein k-Faktor der Bor-dotierten (p-Typ) Piezowiderstände von 85 angenommen. Dieser Wert wird im weiteren Verlauf für die Berechnung der Sensorempfindlichkeiten herangezogen. Damit die Übereinstimmung der aus der Simulation hervorgehenden Sensorempfindlichkeiten mit den tatsächlichen Empfindlichkeiten gewährleistet ist, wird die Dotierungsdichte, welche zum Erreichen des angegebenen k-Faktors notwendig ist, anhand der in Abbildung 3.4 dargestellten Vorgehensweise bestimmt. Die Parameter zur Realisierung dieser Dotierungsdichte werden mittels SUPREM Simulation ermittelt.

Um den Piezowiderstandskoeffizient π_{44} zu berechnen, muss der E-Modul in $<110>$ -Kristallrichtung (Ausrichtung der Widerstände) berücksichtigt werden. Die Berechnung von π_{44} liefert folgenden Wert:

$$k \approx \frac{\pi_{44}}{2} E_{\langle 110 \rangle} \Leftrightarrow \pi_{44} \approx 2 \cdot \frac{k}{E_{\langle 110 \rangle}} = 2 \cdot \frac{85}{1,69 \cdot 10^{11} \text{ Pa}} \approx 100 \cdot 10^{-11} \frac{\text{m}^2}{\text{N}}. \quad (3.20)$$

Der Zusammenhang zwischen dem Piezowiderstandskoeffizienten π_{44} und der Dotierungsdichte wird der Literatur [3.6] entnommen. Die daraus resultierende mittlere Dotierungsdichte der p-Typ Widerstände beträgt etwa $N = 1 \cdot 10^{19} \text{ Boratome/cm}^3$.

Nach Festlegung des k-Faktors und Bestimmung der daraus resultierenden Dotierungsdichte wird eine Simulation der Implantations- und Temperungsparameter unter Verwendung der Software SUPREM IV durchgeführt. Dabei handelt es sich um ein Computerprogramm zur zweidimensionalen Prozesssimulation für Silizium und Gallium Arsenid [3.7]. In der Literatur finden sich eine Vielzahl von Quellen, welche auf der erfolgreichen Arbeit mit SUPREM basieren und darüber hinaus auch als Verifizierung der berechneten Ergebnisse dienen ([3.8] – [3.12]).

In Abbildung 3.5 wird der Ablauf und der Zusammenhang der verschiedenen Parameter bei einer Simulation des Dotierungsprofils verdeutlicht.

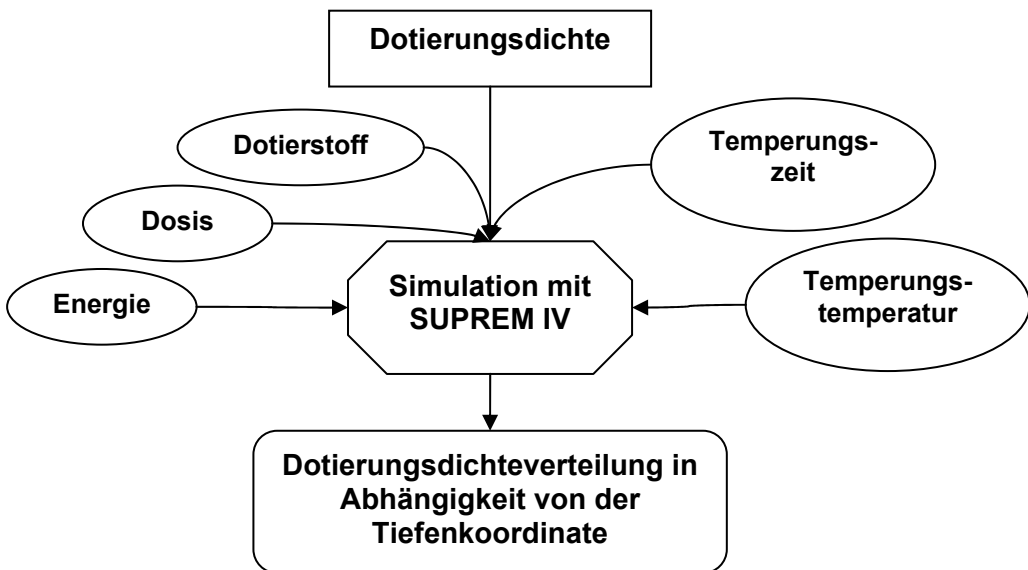


Abbildung 3.5 Schematische Darstellung des Ablaufs einer Simulation mit der Software SUPREM zur Bestimmung der Dotierungskonzentration eines implantierten Halbleiterwiderstands.

Um die Simulation durchführen zu können, wird zunächst ein zweidimensionales Schichtmodell erstellt. Dieses besteht aus der Silizium-Schicht (n-Typ mit einer Phosphor Grunddotierung von $1 \cdot 10^{15} \text{ Atome/cm}^3$) und einer 100 nm dicken

Siliziumdioxid-Schicht (Streuoxid und spätere Passivierungsschicht). Als Maskierung wird eine 2 μm dicke Fotoresist-Schicht definiert. Abbildung 3.6 zeigt das Modell zur Berechnung der Dotierungsdichte der Bor-Atome im Silizium. Die quantitative Auswertung wird entlang der Mittellinie senkrecht zur Oberfläche des Modells vorgenommen.

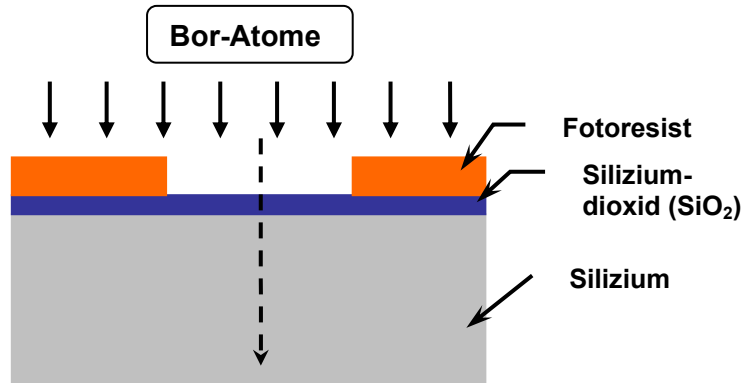


Abbildung 3.6 2D-Modell zur SUPREM-Simulation der Ionenimplantation von Bor-Atomen in Silizium. Neben den verschiedenen Schichten ist die Schnittlinie (Mittellinie mit Pfeil) zur Darstellung der Dotierungsdichte über der Tiefenkoordinate dargestellt (siehe Abbildung 3.7).

Anschließend werden die Parameter Dotierstoff, Implantationsdosis, Implantationsenergie, Temperungszeit und -temperatur angegeben. Bei der Verwendung von SUPREM wird die Verteilung der Dotieratome als „Person-Verteilung“ angenommen, um daraus die Dotierungskonzentrationen (chemische und aktive Bor-Konzentration) im erstellten 2D-Modell zu berechnen. Zur Bestimmung der aktiven Bor-Konzentration werden die Temperungsparameter berücksichtigt.

Da für diesen Fall lediglich das angestrebte Ergebnis der Simulation – eine mittlere Dotierungskonzentration von $N = 1 \cdot 10^{19}$ Atome/ cm^3 – bekannt ist, müssen die Eingangsparameter variiert werden, bis das gewünschte Ergebnis erzielt wird. Um die Parameteranzahl im Vorfeld zu reduzieren und die vollständige Aktivierung der implantierten Atome zu gewährleisten, werden Vergleichsdaten zur Temperung von Bor-implantierten Siliziumschichten aus der einschlägigen Literatur herangezogen.

In diesem Zusammenhang untersuchen Michel et al. das kurzfristige Tempern (Rapid Thermal Annealing $\rightarrow$ RTA) von Bor-implantiertem Silizium in einem Temperaturbereich zwischen 800°C und 1000°C [3.13]. Dabei wird die höchste Aktivierung durch das Tempern bei 1000°C für 5 s festgestellt. Ähnliche

Ergebnisse finden sich bei Mokhberi et al., die einen Temperaturbereich zwischen 900°C und 1025°C untersuchen [3.14]. Eine vollständige Aktivierung der Bor-Atome wird lediglich bei der höchsten untersuchten Temperatur erreicht. Die Arbeiten von Kwor et al. [3.15] sowie von Höfler et al. [3.16] sind Belege für eine 100%ige Aktivierung durch RTA bei einer Temperatur von 1050°C. In letzterer Arbeit wird darüber hinaus ein Vergleich zur konventionellen Ofentemperatur (950°C für 30 Min.) vorgenommen. Dieser liefert hinsichtlich des Schichtwiderstands gleiche Ergebnisse für beide Temperungen. Narayan et al. untersuchen im Rahmen ihrer Forschung zu RTA einen Temperaturbereich von 1050°C bis 1200°C [3.17]. Die Ergebnisse zeigen, dass bereits bei 1050°C vollständige Aktivierung vorliegt, sodass ein Überschreiten dieser Temperatur unnötig erscheint.

Vor dem Hintergrund dieser Ergebnisse werden in dieser Arbeit für die SUPREM-Simulation eine Temperatur von 1050°C und eine Temperungszeit von 15 Sekunden angesetzt.

Abbildung 3.7 zeigt das Ergebnis der SUPREM-Simulation für die Piezo-Implantation. Dabei handelt es sich um die Dotierungsdichte der chemischen und der aktiven Bor-Atome sowie die Phosphor-Konzentration entlang einer zur Modelloberfläche senkrechten Linie in das Silizium hinein. Die gestrichelte Linie bei der Tiefenkoordinate null gibt die Position des Übergangs von Siliziumdioxid zum Silizium an. Aufgrund der höheren Löslichkeit von Bor-Atomen im SiO₂ als im Si (der Segregationskoeffizient k beträgt 0,3) kommt es bei der Temperung zum sogenannten „pile-down-Effekt“, was den Sprung der roten Kurve an der SiO₂/Si-Grenzschicht erklärt [3.18]. Phosphor hingegen hat einen Segregationskoeffizienten, der größer als 1 ist, was zu einer Erhöhung der Phosphor-Konzentration an der SiO₂/Si-Grenzschicht („pile-up-Effekt“) führt (grüne Kurve). In diesem Fall treten die genannten Effekte jedoch nur in sehr geringem Maß auf, was auf die kurze Temperungszeit und die damit verbundene geringfügige Diffusion der Bor-Atome zurückzuführen ist.

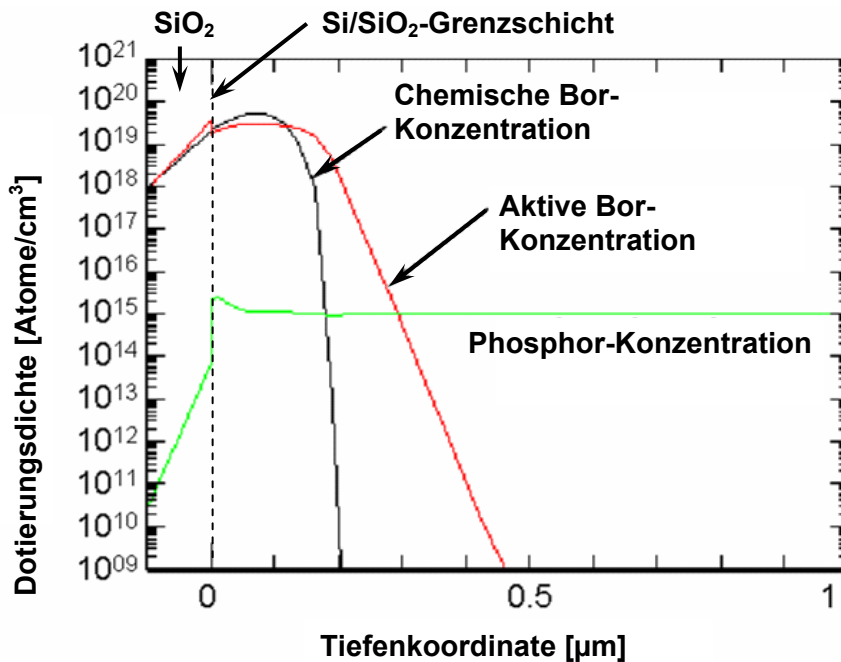


Abbildung 3.7 Ergebnis der SUPREM-Simulation unter Verwendung einer Dosis von $6 \cdot 10^{14}$ Atome/cm² und einer Implantationsenergie von 45 keV. Die Temperung wird 15 Sekunden lang bei 1050°C durchgeführt.

Die Auswertung von Abbildung 3.7 liefert eine maximale Bor-Dotierungsdichte an der Silizium-Oberfläche von etwa $2 \cdot 10^{19}$ Atome/cm³. Bei einer Tiefe von etwa 0,25 μm sinkt die Konzentration bereits um zwei Zehnerpotenzen. Man könnte daher ebenfalls diesen Wert als Ausdehnung des Piezowiderstands annehmen. Da jedoch in diesem Fall die Steilheit der Kurve sehr groß ist und damit die Abweichung bei der Tiefenbestimmung lediglich 50 nm beträgt, wird zur Determinierung der simulierten Widerstandstiefe der Schnittpunkt zwischen der Bor- und Phosphor-Konzentration, der bei einer Tiefe von etwa 0,3 μm liegt, verwendet. Somit hat der Piezowiderstand eine mittlere Dotierungsdichte von etwa $1 \cdot 10^{19}$ Atome/cm³ und eine Tiefe von etwa 0,3 μm. Die laterale Diffusion der Bor-Atome ist in diesem Fall aufgrund der extrem kurzen Temperungszeit von nur 15 Sekunden verschwindend gering und wird für die weiteren Betrachtungen vernachlässigt. Zur Realisierung von Ohm'schen Halbleiter-Metall-Kontakten wird eine p⁺-Typ Dotierung mit einer höheren Dosis vorgenommen, wie es standardmäßig bei der Herstellung von piezoresistiven Bauelementen der Fall ist ([3.19] [3.20]). Für den Kontaktbereich einer pn-Diode, die als Temperatursensor

auf dem Chip integriert wird, werden ebenfalls standardisierte Implantationsparameter verwendet, die auf experimenteller Erfahrung basieren.

Tabelle 3.1 Mittels SUPREM simulierte Implantationsparameter zur Realisierung von Piezowiderständen, hoch dotierten Kontaktbereichen sowie hoch dotierten n-Typ Bereichen für die Diodenkontaktierung.

Parameter	Dotierstoff	Dosis	Energie	Temperatur	Zeit
Bereich	[Element]	[At/cm²]	[keV]	[°C]	[s]
Piezowiderstand	Bor	$6 \cdot 10^{14}$	45	1050	15
P⁺-Kontaktbereich	Bor	$5 \cdot 10^{15}$	60	1050	15
N⁺-Kontaktbereich (Diode)	Phosphor	$2,5 \cdot 10^{15}$	110	1050	15

3.3 Dimensionierung der Sensormembran

Die wesentlichen Designanforderungen an die piezoresistiven Drucksensoren sind eine Druckauflösung von einem Pascal in Verbindung mit einem relativ geringen Messbereich von 500 Pascal. Unter Voraussetzung eines vorgegebenen k-Faktors, festgelegter mechanischer Eigenschaften des Materials sowie einer gegebenen Membranform wird die Sensorempfindlichkeit lediglich durch die Membrangeometrie (Membrangröße und –dicke) definiert. Um das mechanische Verhalten der Membran bei einer Druckbeaufschlagung in Abhängigkeit von der Geometrie zu berechnen, wird das nach der Methode der Finiten Elemente Methode arbeitende Simulationsprogramm ANSYS verwendet [3.21]. Auf diese Weise lassen sich neben den anisotropen Materialeigenschaften von Silizium auch nichtlineare Effekte bei der Deformation berücksichtigen. Um die Parametrisierung der Membrangeometrie auf ein sinnvolles Maß zu begrenzen, wird im Vorfeld der Simulation eine vereinfachte analytische Berechnung des Ausgangssignals für verschiedene Membrangeometrien durchgeführt. Anschließend folgt die ausführliche Simulation des mechanischen Verhaltens, insbesondere der auftretenden mechanischen Spannungen, für verschiedene Druckbeaufschlagungen und verschiedene Membrangeometrien.

3.3.1 Analytische Berechnung des Ausgangssignals

Die Gleichungen (3.10) und (3.11) liefern den Zusammenhang zwischen der Widerstandsänderung und der bei Druckbeaufschlagung entstehenden mechanischen Spannung. Der Zusammenhang zwischen mechanischer Spannung

und Druckbeaufschlagung in Abhängigkeit von der Geometrie ist für quadratische Membranen in Gleichung (3.4) festgehalten. Obwohl diese Gleichung lediglich die maximale Spannung senkrecht zur Membrankante beschreibt, kann sie zur vereinfachten Berechnung der Sensorempfindlichkeit herangezogen werden. Die Vernachlässigung der parallel gerichteten Spannung ist ebenfalls zulässig, da diese erwartungsgemäß deutlich kleiner als die senkrecht gerichtete Spannung ist. Ziel der Berechnung ist die Einschränkung der Parametrisierung der Membrangeometrie auf eine nicht zu große Anzahl von Werten für die anschließende FEM-Simulation, da auf diese Weise Rechenzeit eingespart wird und die Relevanz der Ergebnisse zur Lösung des betrachteten Problems verbessert wird. Unter Verwendung der Gleichungen (3.4), (3.10) und (3.11) sowie unter Berücksichtigung der genannten Vereinfachungen erhält man folgende Formel zur Berechnung des Ausgangssignals:

$$U_{Br_an} = U_0 \cdot \frac{\pi_{44}}{2} \cdot \frac{0,3078 \cdot p \cdot a^2}{d^2}. \quad (3.21)$$

Es wird eine Brückenversorgungsspannung U_0 von einem Volt angenommen, die Druckbeaufschlagung beträgt ein Pascal. Da eine Druckauflösung der Sensoren im Bereich von einem Pascal angestrebt wird, sollte das minimale Brückenausgangssignal im Bereich von einem bis zu einigen Mikrovolt liegen. Tabelle 3.2 gibt eine Übersicht über die anhand Gleichung (3.21) berechneten Ausgangssignale in Abhängigkeit von der Membrangröße und –dicke.

Tabelle 3.2 Analytisch berechnetes Brückenausgangssignal (nach Gleichung (3.21)) in Abhängigkeit von der Membrangröße und –dicke. U_0 beträgt 1 Volt; p beträgt 1 Pascal und π_{44} wird als $100 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{N}$ (k-Faktor von 85) angenommen.

Membrandicke in μm	10	8	6	4	2
Membran- Größe in μm^2	Empfindlichkeit [$\mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$]				
100 × 100	0,0	0,0	0,0	0,1	0,4
300 × 300	0,1	0,2	0,4	0,9	3,5
500 × 500	0,4	0,6	1,1	2,4	9,6
700 × 700	0,8	1,2	2,1	4,7	18,9
900 × 900	1,2	1,9	3,5	7,8	31,2
1100 × 1100	1,9	2,9	5,2	11,6	46,6
1300 × 1300	2,6	4,1	7,2	16,3	65,0
1500 × 1500	3,5	5,4	9,6	21,6	86,6

Der grün markierte Bereich in Tabelle 3.2 wird für die Parametrisierung bei der folgenden FEM-Simulation verwendet, da auf diese Weise mit einer verhältnismäßig geringen Anzahl von Parametern ein relativ großer Wertebereich zwischen ca. 1 μV und 50 μV abgedeckt wird. Um die Auflösung der Ergebnisse in diesem Bereich zu erhöhen, werden Schrittweiten von 100 μm bei der Membrankantenlänge und 0,5 μm bei der Membrandicke verwendet.

3.3.2 Designoptimierung mittels Finite Elemente Methode

Nach der Festlegung der quadratischen Membrangeometrie und der zuvor beschriebenen Eingrenzung der Geometrieparameter wird eine statische, inhomogene, strukturmechanische Simulation unter Verwendung von ANSYS durchgeführt. Diese dient der Beschreibung des mechanischen Verhaltens der parametrisierten Membran infolge einer Druckbeaufschlagung. Das Membranverhalten für einen Druckbereich zwischen null und zehn Kilopascal wird mit einer Variation der Last in insgesamt 40 Schritten für jede Membrangeometrie untersucht. Tabelle 3.3 enthält eine Übersicht zur Parametrisierung der Geometrie. Aus der Kombination der verschiedenen Membrandicken und –kantenlängen ergeben sich 63 unterschiedliche Membrangeometrien. Im Rahmen der Simulation werden neben dem anisotropen E-Modul des (100)-Siliziums auch nichtlineare Effekte bei der Membranverformung („große Verformung“ und „Spannungs-Versteifung“) berücksichtigt. Aufgrund der Symmetrie der quadratischen Geometrie und der Materialeigenschaften des Siliziums, ist es ausreichend nur ein Achtel der Struktur zu modellieren und zu simulieren. Die daraus gewonnenen Informationen über das strukturmechanische Verhalten der Membran können auf die gesamte Membran bezogen werden.

Tabelle 3.3 Parametrisierung der Membrangeometrie für die statische, strukturmechanische FEM-Simulation. Aus diesen Werten ergeben sich 63 verschiedene Membrangeometrien.

GeometrievARIABLE	Angaben der Maße in μm								
Membrandicke	2	2,5	3	3,5	4	4,5	5	5,5	6
Membrankantenlänge	500	600	700	800	900	1000	1100	-	-

Abbildung 3.8 zeigt eine Darstellung der diskretisierten Modellgeometrie (a) sowie eine Vergrößerung des Membranrands (b). Die inhomogene Vernetzung des Modells ist hinsichtlich der zu erwartenden mechanischen Verformung optimiert

worden. Demgemäß ist die Gitterzellendichte in Bereichen hoher Spannungsgradienten größer als in Bereichen geringer Spannungsänderungen. Aus diesem Grund liegt am Rand der Membran sowie an deren Ober- und Unterseite eine große Diskretisierungsdichte vor. Die Knoten der unteren Ebene des Rahmens erhalten keinen Freiheitsgrad und sind damit fest eingespannt. In Abbildung 3.8 a) sind außerdem die Symmetrieebenen mit Pfeilen gekennzeichnet. Für alle Knoten innerhalb dieser Ebenen werden keine Auslenkungen in senkrechter Richtung zugelassen. Der Druck wird in Form einer Flächenlast von der Oberseite des Modells beaufschlagt.

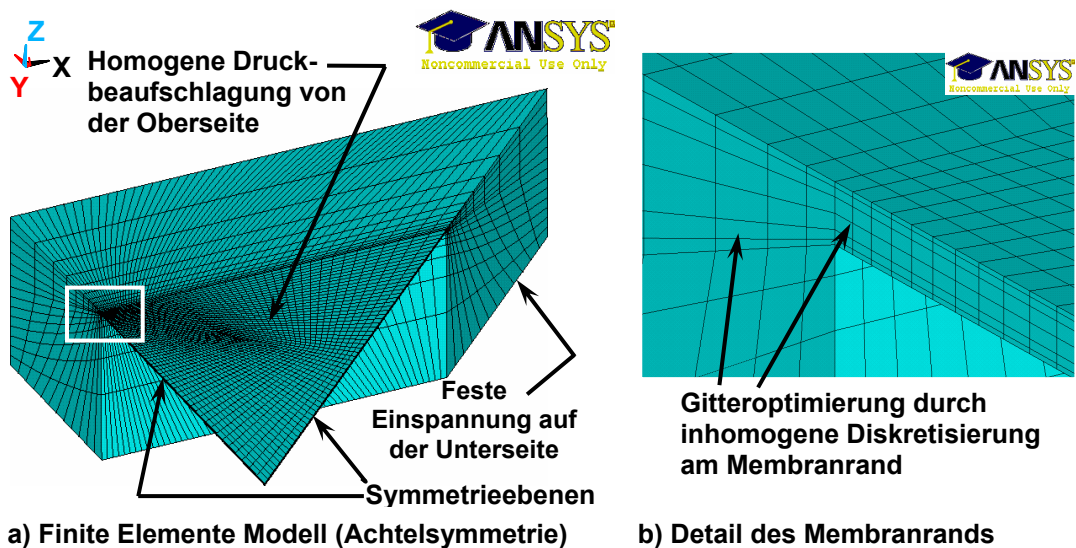


Abbildung 3.8 Links ist das verwendete Modell der Membran mit Rahmen dargestellt (a). Die Elementanzahl beträgt etwa 27.000, wobei die Vernetzung inhomogen optimiert ist. Die untere Ebene ist als fest eingespannt definiert und die dazu senkrecht stehenden gekennzeichneten Randflächen stellen Symmetrieebenen dar. Auf der Oberseite erfolgt die homogene Druckbeaufschlagung. Im rechten Bild (b) ist der Membranrand vergrößert dargestellt.

Bei einer statischen strukturellen Simulation wird neben dem E-Modul lediglich die Querkontraktionszahl benötigt. Da bei einkristallinem Silizium beide Größen anisotrope Eigenschaften aufweisen, wird die Matrix der E-Modulkoeffizienten in Form einer Tabelle angegeben. Für den Silizium-Einkristall treten drei unabhängige Koeffizienten auf [3.5], welche nach Hall [3.22] bei Raumtemperatur folgende Werte haben:

$$\begin{aligned} c_{11} &= 1,6564 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2, \\ c_{12} &= 0,6394 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2, \\ c_{44} &= 0,7951 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2. \end{aligned} \quad (3.22)$$

Die Koordinatenachsen im ANSYS-Modell zeigen in $\langle 110 \rangle$ -Richtungen, da die Widerstände ebenfalls in diesen Richtungen angeordnet werden. Dem zu Folge muss entweder die Matrix mit den drei unterschiedlichen Koeffizienten transformiert, oder das Koordinatensystem um 45° gedreht werden. Da im Programm ANSYS Befehle zur Koordinatensystemtransformation verfügbar sind, wird die zweite der beiden Varianten angewendet. Die Simulation verläuft nach folgendem Schema:

1. Modellgenerierung unter Verwendung bestimmter Parameter für Membrandicke und –kantenlänge bzw. –größe
2. Simulation unter Verwendung des ersten Lastschritts
3. Auslesen der Parameter sowie der Ergebnisse:
 - a. Druckbeaufschlagung (für die spätere Zuordnung)
 - b. Membrandicke und –kantenlänge (für die spätere Zuordnung)
 - c. Maximale Membrandurchsenkung (in der Membranmitte)
 - d. Maximale mechanische Spannung und Dehnung
 - e. Ortskoordinaten der maximalen Spannung
 - f. Minimale mechanische Spannung und Dehnung
 - g. Mechanische Spannungen an bestimmten Positionen (x- und y-Komponenten):
 - i. Membranrand (in der y-z-Symmetrieebene)
 - ii. verschiedene Abstände zum Membranrand
 - iii. Membranunterseite mit gleichen x- und y-Koordinaten
4. Simulation unter Verwendung des zweiten Lastschritts
5. Siehe Punkt 3.
6. Wiederholen der Simulation bis alle 40 Lastschritte berechnet sind
7. Modellgenerierung unter Verwendung eines neuen Parametersatzes für die Membrangeometrie
8. Siehe Punkt 2.; usw.

Der Grund für die Auswertung der x- und y-Komponenten der mechanischen Spannung ist die Tatsache, dass für die Berechnung des Ausgangssignals der Brückenschaltung die Berücksichtigung dieser beiden Größen gemäß den Gleichungen (3.10) und (3.11) erforderlich ist. Um den Verlauf der Spannungen in Abhängigkeit vom Abstand zum Membranrand zu bestimmen, ist es notwendig mehrere Positionen zu untersuchen. Im weiteren Verlauf wird eine Mittelung der mechanischen Spannungswerte über die Piezowiderstandsgeometrie

vorgenommen. Der Spannungsverlauf in z-Richtung (innerhalb der Membran) wird anhand der Spannung auf der Rückseite ermittelt. Detaillierte Auswertungen zeigen hier stets einen linearen Verlauf mit der neutralen Faser in der Membranmitte.

Da unter ANSYS die Programmierung von Simulationsdateien möglich ist und diese auch die Verwendung von Schleifenfunktionen sowie das automatische Auslesen der aufgelisteten Ergebnisse in externe Textdateien erlauben, kann auch eine Vielzahl von Simulationen mit begrenztem Aufwand durchgeführt werden.

Da die Ergebnisse der Simulation aufgrund der einfachen Geometrie prinzipiell relativ simpel sind, genügt zur Veranschaulichung die Darstellung weniger ausgewählter Ergebnisse. In Abbildung 3.9 wird die Durchsenkung der Membran in z-Richtung in Form eines Konturplots auf einem Achtel der Geometrie dargestellt. Das Ergebnis dieser Simulation bezieht sich auf eine Membran mit einer Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$ und einer Kantenlänge von $900\text{ }\mu\text{m}$ bei einer Druckbeaufschlagung mit 100 Pa .

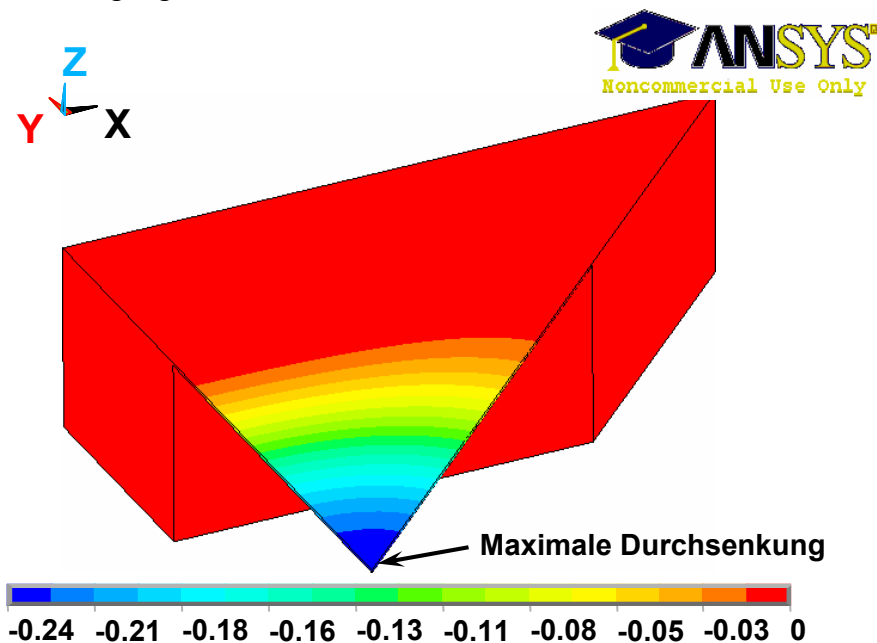


Abbildung 3.9 Dieser Konturplot zeigt die Membrandurchsenkung in negativer z-Richtung bei einer Druckbeaufschlagung von 100 Pa . Aufgrund der Symmetrie wird lediglich ein Achtel der Geometrie simuliert. Die Membran hat eine Kantenlänge von $900\text{ }\mu\text{m}$ und eine Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$. Die Durchsenkung ist unterhalb der Farbskala in μm angegeben.

Im Mittelpunkt der Simulation steht die Analyse der mechanischen Spannungen im Bereich der Platzierung der Piezowiderstände, also am Rand der Membran. Abbildung 3.10 zeigt einen Konturplot der y-Komponente der mechanischen Spannung für die gleichen Geometrieparameter und die gleiche Druckbeaufschlagung.

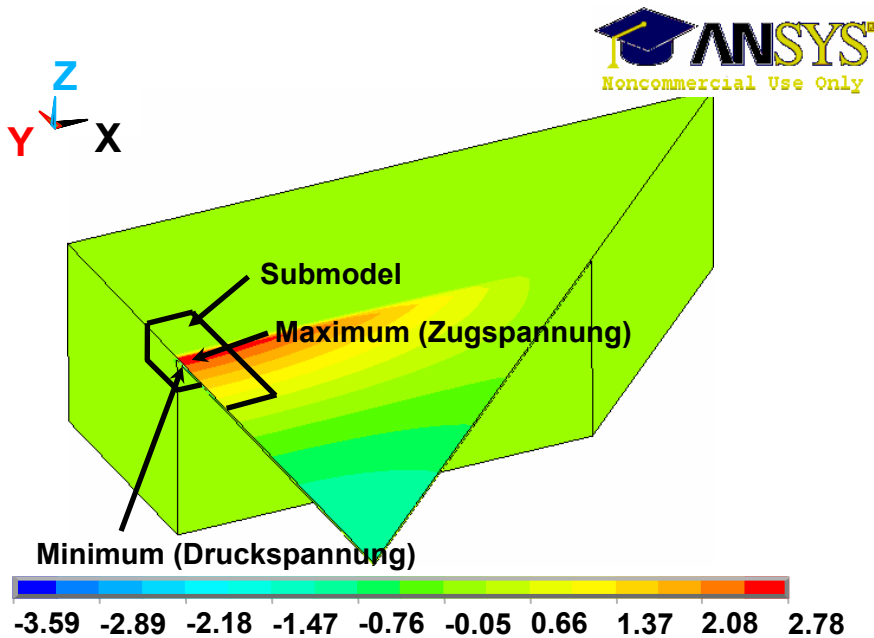


Abbildung 3.10 Konturplot der y-gerichteten mechanischen Spannung. Der beaufschlagte Druck beträgt 100 Pa. Die Membran hat eine Kantenlänge von 900 μm und eine Dicke von 3 μm . Die maximale Zugspannung, angegeben in MPa, tritt in der y-z-Symmetrieebene auf der Oberseite am Membranrand auf.

Das Maximum (Zugspannung) tritt wie erwartet am Membranrand auf deren Oberseite auf. Bei diesem Modell stellt das äußerst große Verhältnis zwischen Membrankantenlänge und -dicke ein Problem für die optimale Diskretisierung dar. Überschreitet das Aspektverhältnis der Elemente den Wert von 20, kann es zu Ungenauigkeiten bei der Berechnung kommen. Aus diesem Grund wird für die Spannungsberechnung im Bereich des Membranrands nahe der y-z-Symmetrieebene das sogenannte „Submodelling“ angewendet. Dabei wird ein kleiner Bereich (Submodel) aus dem vollständigen Modell „ausgeschnitten“, nochmals diskretisiert und erneut berechnet. Aufgrund des deutlich geringeren Volumens des Submodels kann die Gitterzellendichte bei gleich bleibender Gesamtanzahl der Zellen signifikant erhöht werden, was sich positiv auf das

Aspektverhältnis der Elemente auswirkt. Bei Erreichen einer ausreichend hohen Gitterzellendichte konvergiert die Lösung in der Regel, was im Rahmen der Modellverifizierung vor der eigentlichen Simulation geprüft wird. Die Konturen des Submodels sind in Abbildung 3.10 besonders gekennzeichnet. Bei der erneuten Berechnung des Submodels werden die aus dem gesamten Modell zuvor ermittelten Verschiebungen an den innerhalb des Modells liegenden Grenzen als Randbedingungen im Submodel definiert. Weitere Randbedingungen wie Symmetrien oder Druckbeaufschlagung bleiben gleich. In Abbildung 3.11 ist ein Ausschnitt des Submodels dargestellt.

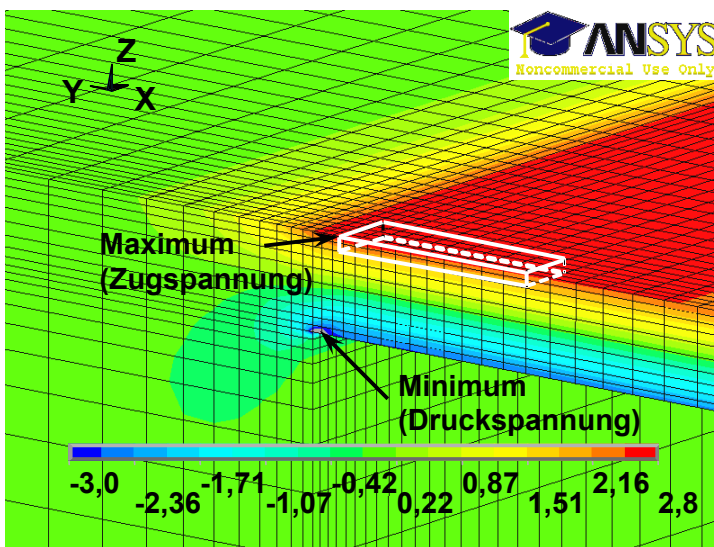


Abbildung 3.11 Konturplot der y-gerichteten mechanischen Spannung im Submodel. Der beaufschlagte Druck beträgt 100 Pa. Die Membran hat eine Kantenlänge von 900 µm und eine Dicke von 3 µm. Die Farbskala ist im negativen Bereich auf einen Minimalwert von -3 MPa begrenzt, um die Übersichtlichkeit zu verbessern.

Dieser Konturplot zeigt wie in Abbildung 3.10 die y-Komponente der mechanischen Spannung. Der Maximalwert beträgt nun 2,80 MPa, was eine Steigerung von etwa 0,7 % gegenüber der vorherigen Lösung bedeutet. Die Farbskala ist im negativen Bereich auf ein Minimum von -3 MPa beschränkt, um die Übersichtlichkeit zu erhöhen (an der Kante werden noch größere Druckspannungen berechnet). Aufgrund der Verkleinerung des Modells wird eine deutliche Verfeinerung der Diskretisierung erreicht. Die Ergebnisse einer detaillierten Analyse der x- und y-Komponenten der mechanischen Spannungen werden in Abbildung 3.12 dargestellt.

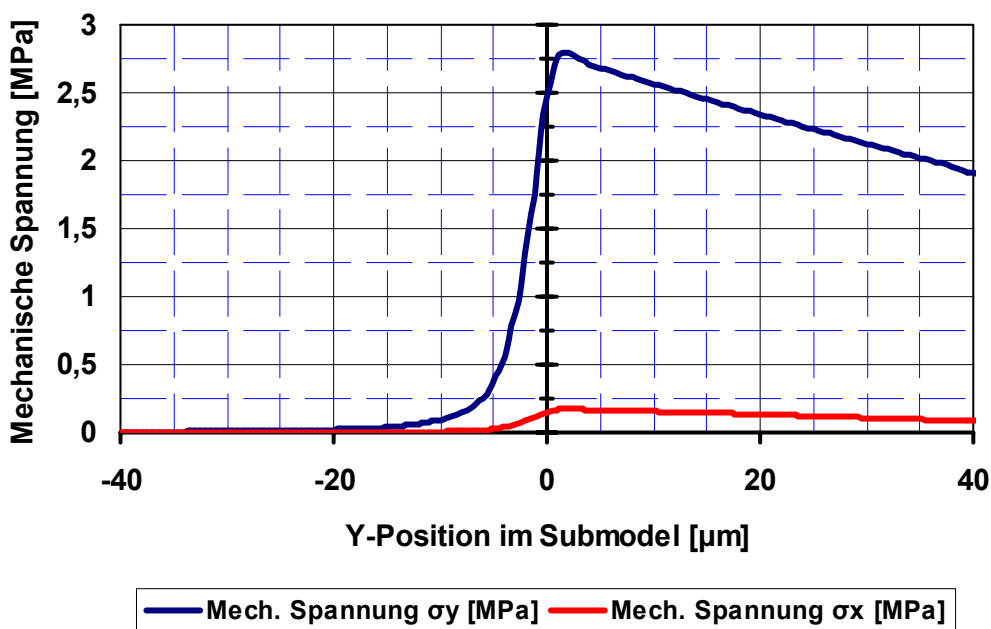


Abbildung 3.12 Auswertung der x- und y-Komponenten der mechanischen Spannungen auf der Oberseite der Membran ($900 \mu\text{m}$) entlang der y-z-Symmetrieebene bei einer Druckbeaufschlagung von 100 Pa. Die y-Position null bezeichnet den Membranrand, wobei positive Werte auf der Membran liegen. Das Maximum der y-Komponente der Spannung liegt etwa $2 \mu\text{m}$ hinter dem Rand auf der Membran. Das Verhältnis von y- und x-Komponente der Spannungen beträgt an dieser Stelle etwa 16.

Beide Spannungskomponenten werden entlang einer Linie in der y-z-Symmetrieebene auf der Oberseite der Membran ausgelesen und in Abhängigkeit von der y-Position dargestellt. Das Maximum der y-Komponente der mechanischen Spannung liegt etwa $2 \mu\text{m}$ hinter dem Rand auf der Membran. An dieser Stelle beträgt der Faktor zwischen σ_y und σ_x etwa 16. Die Spannungsverläufe auf der Membran sind linear, wobei sich die Gradienten in Abhängigkeit vom Druck und von der Membrangeometrie ändern. Diese Tatsache vereinfacht die Berechnung einer über die Piezowiderstandsfläche gemittelten Spannung, da lediglich die Spannungen im Flächenmittelpunkt betrachtet werden müssen. Die Spannungsänderung in x-Richtung beträgt zwischen $x = 0 \mu\text{m}$ und $x = 30 \mu\text{m}$ weniger als 1 % und wird daher vernachlässigt.

3.3.3 Anordnung der Piezowiderstände auf der Membran

Aus dieser Analyse wird ersichtlich, dass die optimale Lage der Piezowiderstände der Membranrand ist, da auf diese Weise die höchste Empfindlichkeit erzielt wird. Im Fall der transversal angeordneten Widerstände wird jedoch aus herstellungstechnischen Gründen ein Abstand von $10\text{ }\mu\text{m}$ zum Rand gewählt. Dadurch soll verhindert werden, dass bei einer Verschiebung des Membranrands durch den Ätzprozess oder leichte Fehljustage während der Lithographie einer der Widerstände auf den Rahmen verlagert wird. Dies hätte unter anderem deutliche Auswirkungen auf das Brückenausgangssignal.

Wertet man den Verlauf von σ_y von der Ober- zur Unterseite der Membran aus, so liegt ebenfalls ein linearer Graph vor, der seinen Nulldurchgang (neutrale Faser nach [3.23]) in der Membranmitte hat. Dieser Spannungsverlauf ist in Abbildung 3.13 dargestellt. Die Information über die Spannungsänderung mit der Tiefenkoordinate ist ebenfalls für die Berechnung einer mittleren Spannung notwendig, da genau genommen nicht der Flächenmittelpunkt der Piezowiderstände, sondern der Volumenmittelpunkt verwendet werden muss. Im Folgenden wird ein linearer Verlauf zwischen der Oberseite und der neutralen Faser in der Mitte angenommen, was dem tatsächlichen Verlauf entspricht. Nach Abbildung 3.7 liegt die gemittelte Tiefe der Piezowiderstände bei $\bar{z}_{piezo} = 0,15\text{ }\mu\text{m}$.

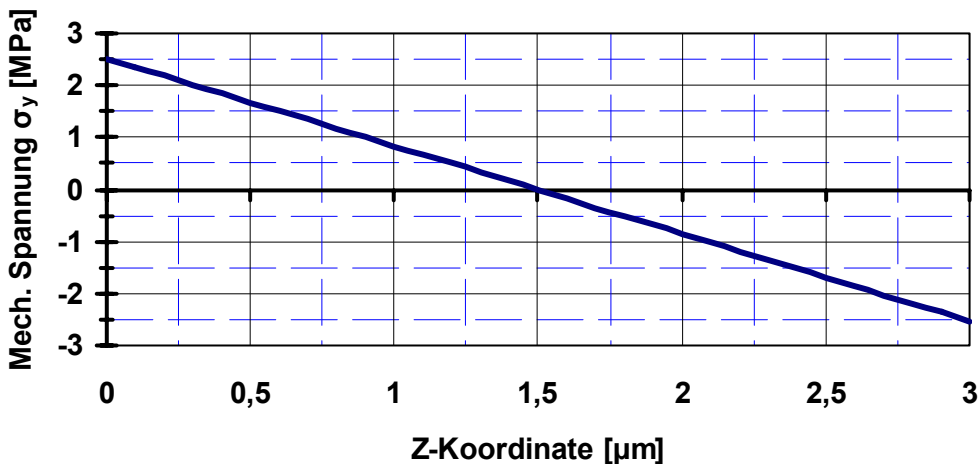


Abbildung 3.13 Auswertung von σ_y von der Membranober- zur -unterseite entlang der z-Achse (Position: $x = 0\text{ }\mu\text{m}$ und $y = 12,5\text{ }\mu\text{m}$) für eine Membran mit einer Kantenlänge von $900\text{ }\mu\text{m}$ und einer Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$. Die Druckbeaufschlagung beträgt wie zuvor 100 Pa . Der Spannungsverlauf ist linear und hat seinen Nulldurchgang in der Membranmitte (neutrale Faser).

Weitere Ergebnisse, wie beispielsweise Dehnungen, werden nicht mehr dargestellt, da die Verläufe denen der Spannungen sehr ähneln und somit keine neuen Erkenntnisse liefern. Der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung ist bekanntlich durch das Hook'sche Gesetz gegeben:

$$\overset{2 \rightarrow}{\sigma} = \overset{4 \rightarrow}{E} \cdot \overset{2 \rightarrow}{\varepsilon} . \quad (3.23)$$

In diesem Fall handelt es sich aufgrund der zuvor beschriebenen Anisotropie von Silizium nicht um Skalare, sondern um Tensoren der zweiten bzw. vierten Stufe. Im Fall der Kristallrichtungen $\langle 100 \rangle$ und $\langle 110 \rangle$ sind die einzelnen Spannungskomponenten über den jeweiligen E-Modul von 130 GPa bzw. 169 GPa mit den entsprechenden Dehnungskomponenten verknüpft.

Anhand der nun vorliegenden Daten (Piezowiderstandskoeffizient π_{44} , Geometrieparameter Membrankantenlänge und -dicke, Mittelposition der Piezowiderstände $\bar{x}_{piezo} = 0 \mu m$, $\bar{y}_{piezo} = 12,5 \mu m$ und $\bar{z}_{piezo} = 0,15 \mu m$) können unter Berücksichtigung der mechanischen Spannungen $\sigma_y(\bar{x}_{piezo}, \bar{y}_{piezo}, \bar{z}_{piezo})$ und $\sigma_x(\bar{x}_{piezo}, \bar{y}_{piezo}, \bar{z}_{piezo})$ die simulierten Sensorempfindlichkeiten für die verschiedenen Membrangeometrien berechnet werden.

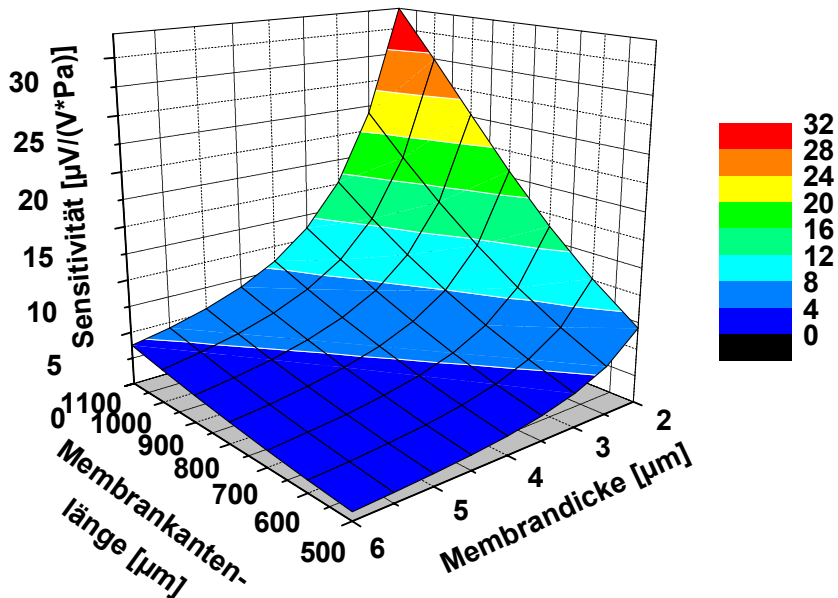


Abbildung 3.14 Sensorempfindlichkeit in Abhängigkeit von der Membrankantenlänge und -dicke. Jeder Schnittpunkt innerhalb der farbigen Ebene korrespondiert mit einer bestimmten Membrangeometrie.

Abbildung 3.14 zeigt die aus der Simulation resultierende Sensorempfindlichkeit in Abhängigkeit von der Membrankantenlänge und –dicke. Die Farbskala auf der rechten Seite gibt ebenfalls Auskunft über die Sensitivitäten.

Da bei der späteren Silicon-On-Insulator (SOI) Herstellung der Sensoren zunächst immer das gleiche SOI-Basismaterial verwendet wird, können die Sensoren zwar unterschiedliche Membrangrößen aufweisen, die Membrandicke muss allerdings auf einen Wert festgelegt werden. Die Wahl einer Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$ erscheint hier sinnvoll, da auf diese Weise ein relativ großer Bereich zwischen etwa $3\text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ und $15\text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ abgedeckt werden kann. Dünnere Membranen sind aus herstellungstechnischer Sicht weniger gut geeignet. Um die endgültige Auswahl der Membrangrößen zu treffen, wird die Nichtlinearität der $3\text{ }\mu\text{m}$ -Membran in Abhängigkeit von der Membrankantenlänge für drei verschiedene Druckbereiche, $\Delta p_1 = \pm 1\text{ kPa}$, $\Delta p_2 = \pm 100\text{ Pa}$ und $\Delta p_3 = \pm 500\text{ Pa}$, berechnet (siehe Abbildung 3.15).

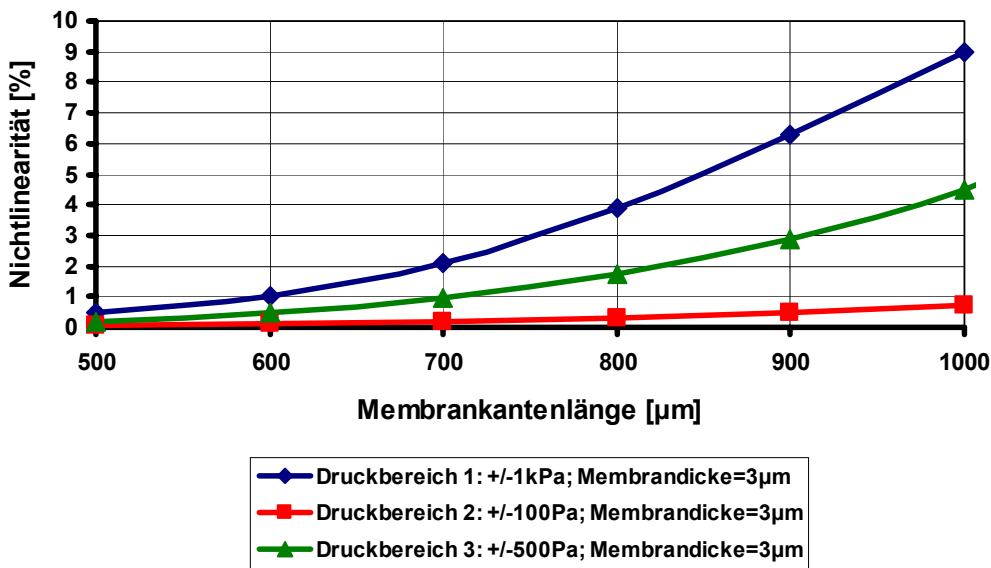


Abbildung 3.15 Nichtlinearität des anhand der Simulation berechneten Brückenausgangssignals für eine Membran mit einer Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$ in Abhängigkeit von der Membrangröße. Es werden drei Druckbereiche, $\Delta p_1 = \pm 1\text{ kPa}$, $\Delta p_2 = \pm 100\text{ Pa}$ und $\Delta p_3 = \pm 500\text{ Pa}$ betrachtet. Die Nichtlinearität für einen Druckbereich von $\pm 500\text{ Pa}$ liegt bei der Membran mit einer Kantenlänge von $700\text{ }\mu\text{m}$ bei etwas weniger als einem Prozent.

Der größte Membrantyp ($1100\text{ }\mu\text{m}$) wird an dieser Stelle aufgrund des zu erwartenden sehr großen Linearitätsfehlers nicht weiter betrachtet. Die dargestellten Nichtlinearitäten resultieren aus Simulationen mit positiver sowie

negativer Differenzdruckbeaufschlagung. Dadurch wird die ungleiche Einspannung der Membran auf der Ober- und Unterseite berücksichtigt, was in einer Unsymmetrie des mechanischen Verhaltens der Membran bei positiver bzw. negativer Druckbeaufschlagung resultiert. Da die Nichtlinearität auf Basis des Ausgangssignals über dem gesamten Druckbereich bestimmt wird, verursacht diese Unsymmetrie eine drastische Erhöhung der Nichtlinearität im Vergleich zur Betrachtung einer entweder ausschließlich positiven oder ausschließlich negativen Differenzdruckbeaufschlagung.

Für die jeweiligen berechneten Brückenausgangs-Signalverläufe werden Regressionsgeraden nach der Methode der Fehlerquadratminimierung mit erzwungenem Nulldurchgang erstellt. Die Nichtlinearität, angegeben in Prozent (bezogen auf den gesamten betrachteten Druckbereich), ist die maximale Abweichung zwischen der Regressionsgeraden und dem betrachteten Signalverlauf. Bei der Membran mit einer Kantenlänge von 700 µm beträgt die Nichtlinearität im Differenzdruckbereich von ± 500 Pa etwas weniger als ein Prozent, was den Sensoranforderungen aus Tabelle 1.1 genügt.

Um den Einfluss der unsymmetrischen Membraneinspannung (unterschiedliche Verhältnisse auf der Ober- und Unterseite) auf den Linearitätsfehler zu bestimmen, werden die Empfindlichkeiten der positiven Druckbereiche zu denen der negativen Druckbereiche ins Verhältnis gesetzt und in Tabelle 3.4 in Prozent aufgelistet (exemplarisch für die Druckbereiche $\Delta p_1 = 1 \text{ kPa}$ und $\Delta p_2 = 100 \text{ Pa}$). Dabei wird deutlich, dass dieser Effekt einen signifikanten Anteil an dem in Abbildung 3.15 dargestellten Linearitätsfehler hat, sich jedoch bei Differenzdrucksensoren nicht vermeiden lässt.

Tabelle 3.4 Untersuchung der Abweichung der Empfindlichkeit für den positiven bzw. negativen Druckbereich. Es werden die beiden zuvor betrachteten Druckbereiche analysiert.

Membran- kantenlänge	Empfindlichkeitsabweichung ($S_{(+1\text{kPa})}/S_{(-1\text{kPa})}$)	Empfindlichkeitsabweichung ($S_{(+100\text{Pa})}/S_{(-100\text{Pa})}$)
[µm]	[%]	[%]
500	0.96	0.12
600	1.94	0.23
700	3.49	0.43
800	5.57	0.73
900	8.00	1.16
1000	10.56	1.76

Bei näherer Betrachtung von Abbildung 3.15 wird deutlich, dass die Nichtlinearität aller dargestellten Membrangrößen für einen Differenzdruckbereich von ± 100 Pa unterhalb eines Prozents liegt. Dies trifft im zweiten dargestellten Druckbereich von ± 1 kPa lediglich für die kleinste Membrangröße von $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ zu. Untersucht man hingegen nochmals die Empfindlichkeiten der verschiedenen Membrantypen, so wird bei einer Membrandicke von $3 \mu\text{m}$ erst ab einer Größe von $900 \times 900 \mu\text{m}^2$ eine Empfindlichkeit von mehr als $10 \mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$ erreicht.

Da die geforderte Empfindlichkeit größer als $5 \mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$ ist (siehe Tabelle 1.1) und die Nichtlinearität in einem Messbereich von ± 500 Pa unterhalb einem Prozent liegen soll, wird eine Membrangröße von $700 \times 700 \mu\text{m}^2$ für das Hauptdesign ausgewählt. Diese Auswahl wird anhand der simulierten Empfindlichkeiten in Abbildung 3.14 und der berechneten Nichtlinearitäten, die in Abbildung 3.15 dargestellt sind, getroffen. Um auch Sensoren für einen größeren bzw. kleineren Messbereich bereitzustellen, werden zusätzlich zu dieser Membrangröße $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ und $900 \times 900 \mu\text{m}^2$ für die technologische Realisierung ausgewählt.

3.4 Simulation des dynamischen Verhaltens

Um Auskunft über das dynamische Verhalten verschiedener Membrangeometrien zu erhalten, werden die Resonanzfrequenzen einiger Sensormembranen in Abhängigkeit von der Geometrie (Membrangröße und -dicke) simuliert (siehe Abbildung 3.16). ANSYS bietet die Möglichkeit einer sogenannten Modalanalyse. Dabei werden die Eigenfrequenzen und theoretisch möglichen Moden eines Körpers berechnet. Neben den für die strukturelle Simulation benötigten Materialdaten ist die Angabe der Dichte erforderlich. Es werden keine Lasten beaufschlagt, die Einspannungsverhältnisse bleiben jedoch erhalten. Weitere Moden werden nicht dargestellt, da sie erst bei deutlich größeren Frequenzen auftreten und aus physikalischer Sicht für das dynamische Verhalten nicht relevant sind. Aus Abbildung 3.16 wird ersichtlich, dass die Eigenfrequenzen aller für die Herstellung ausgewählter Membrantypen ausreichend groß sind, um dynamische Messungen unterhalb von 20 kHz durchführen zu können.

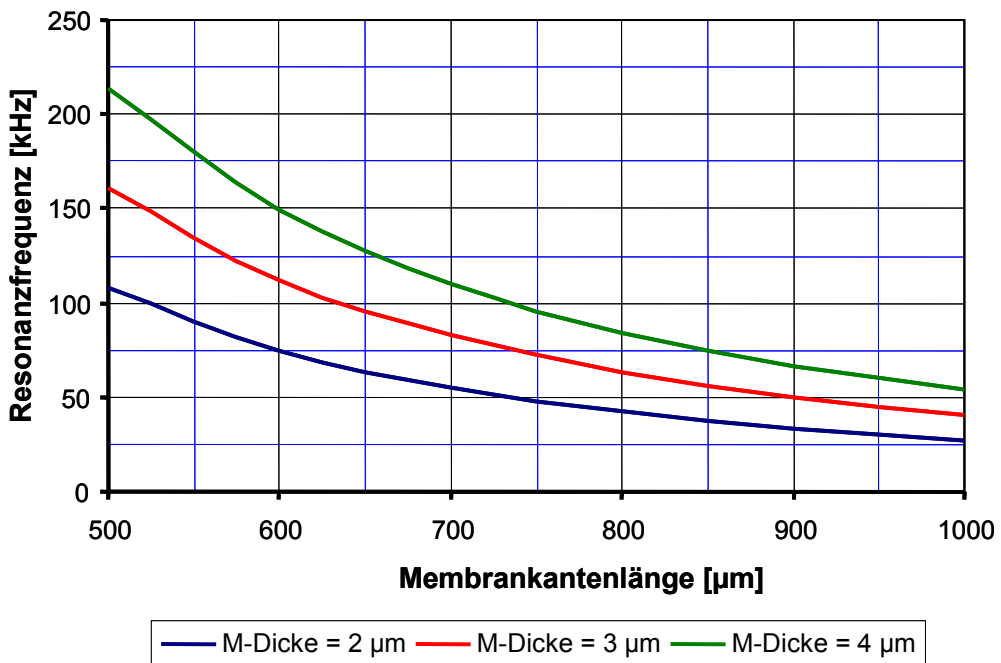


Abbildung 3.16 Darstellung der ersten Membraneigenfrequenz für verschiedene Geometrien. Die Resonanzfrequenz zeigt ein monoton fallendes Verhalten mit steigender Membrankantenlänge und kleiner werdenden Membrandicken.

3.5 Zusammenfassung

Die Sensoranforderungen für die Messung von Wanddruck und Wanddruckfluktuationen wandgebundener Strömungen erfordern die Entwicklung piezoresistiver Drucksensoren, die eine Empfindlichkeit von mindestens $5 \mu\text{V}/(\text{V} \cdot \text{Pa})$ aufweisen und deren Nichtlinearität in einem Messbereich von $\pm 500 \text{ Pa}$ weniger als ein Prozent beträgt, wobei zusätzlich je eine weitere Designvariante mit größerer und geringerer Empfindlichkeit entwickelt werden soll. Es wird eine quadratische Membranform mit vier p-Typ Piezowiderständen, die auf einem (100)-n-Typ-Silizium-Wafer in $\langle 110 \rangle$ -Kristallrichtung angeordnet werden, festgelegt. Je zwei Widerstände werden als Transversal- bzw. Longitudinalwiderstände am Rand der Membran, im Bereich der größten mechanischen Zugspannung, angeordnet und zu einer Wheatstone-Brücke verschaltet. Es wird ein k-Faktor von 85 angenommen bzw. vorgegeben und die daraus resultierenden Implantationsparameter werden unter Verwendung von

SUPREM bestimmt. Daraus ergeben sich für die Piezowiderstände eine Implantationsdosis von $6 \cdot 10^{14}$ Atome/cm², eine Energie von 45 keV und eine Temperung zur Aktivierung von 15 Sekunden bei 1050°C. Die Sensorempfindlichkeit und –nichtlinearität werden mittels FEM-Analysen (ANSYS) für unterschiedliche Empfindlichkeiten optimiert. Daraus ergeben sich drei verschiedene Membrangrößen von $500 \times 500 \mu\text{m}^2$, $700 \times 700 \mu\text{m}^2$ und $900 \times 900 \mu\text{m}^2$, sowie eine Membrandicke von $3 \mu\text{m}$. Die Resonanzfrequenzen aller drei Sensortypen, welche ebenfalls mittels FEM-Simulation berechnet werden, liegen deutlich oberhalb von 20 kHz.

Literatur zu Kapitel 3

- [3.1] R.J. Roark und W. C. Young, Formulas for Stress and Strain, McGraw-Hill, New York, USA, 14. Auflage, 1986, S. 440-464.
- [3.2] C.S. Smith, Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon, Physical Review, Band 94, 1954, S. 42-49.
- [3.3] W. Göpel, J. Hesse und J.N. Zemel, Sensors, Band 7, H.H. Bau, N.F. de Rooij und B. Kloeck, Mechanical Sensors, VHC, Weinheim, Deutschland, 1994, Kaptiel 5: Piezoresistive Sensors, S. 146-172.
- [3.4] S.M. Sze, Semiconductor Sensors, John Wiley & Sons, New York, USA, 1981, S. 153-205.
- [3.5] C.S. Smith, Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon, Physical Review, Band 94, 1954, S. 42-49.
- [3.6] O.N. Tufte und E.L. Stelzer, Piezoresistive Properties of Silicon Diffused Layers, Journal of Applied Physics, Band 34, 1963, S. 313-318.
- [3.7] S.E. Hansen und M.D. Deal, SUPREM-IV.GS Two Dimensional Process Simulation for Silicon and Gallium Arsenide, Integrated Circuits Laboratory, Stanford University, Stanford, California, USA, 1993.
- [3.8] M. E. Law und R. W. Dutton, Verification of Analytic Point Defect Models Using SUPREM-IV, IEEE Transactions on Electron Devices, Band 7, Nr. 2, 1988, S. 181-190.
- [3.9] M. Hane and H. Matsumoto, A Model for Boron Short Time Annealing After Ion Implantation, IEEE Trans. Electron Devices, Band 40, Nr. 7, 1993, S. 1215-1221.
- [3.10] A.M. Agarwal und S.T. Dunham, Determination of Silicon Point Defect Properties from Oxidation Enhanced Diffusion of Buried Layers, Applied Physics Letters, Band 63, 1993, S. 800-802.
- [3.11] R. Mahamdi, F. Mansour, E. Scheid, P.T. Boyer und L. Jalabert, Boron Diffusion and Activation during Heat Treatment in Heavily Doped Polysilicon Thin Films for P+ Metal-Oxide-Semiconductor Transistor Gates, Japanese Journal of Applied Physics, Band 40, 2001, S. 6723-6727.
- [3.12] M. Kuruc, L. Hulényi und R. Kinder, Determination of Phosphorus Contamination during Antimony Implantation by Measurement and

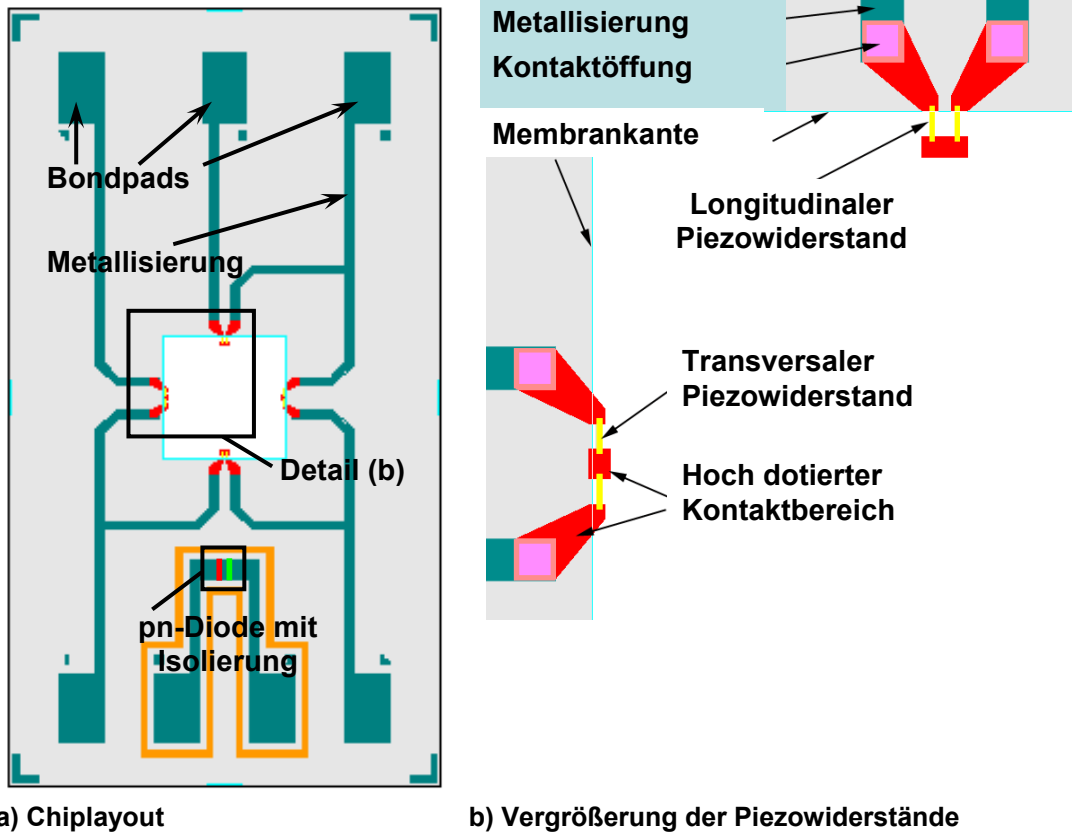
- Simulation, Applied Surface Science, Band 252, Nr. 12, 2006, S. 4353-4357.
- [3.13] A.E. Michel, W. Rausch, P.A. Ronsheim und R.H. Kastl, Rapid Annealing and the Anomalous Diffusion of Ion Implanted Boron into Silicon, Applied Physics Letters, Band 50, Nr. 7, 1987, S. 416-418.
- [3.14] A. Mokhberi, P.B. Griffin, J.D. Plummer, E. Paton, S. McCoy und K. Elliott, A Comparative Study of Dopant Activation in Boron, BF₂, Arsenic, and Phosphorus Implanted Silicon, IEEE Transactions on Electron Devices, Band 49, Nr. 7, 2002, S. 1183-1191.
- [3.15] R. Kwor, D.L. Kwong und Y.K. Yeo, Rapid Thermal Annealing Characteristics of As⁺-and BF₂⁺-Implanted Si, Applied Physics Letters, Band 45, Nr. 1, 1984, S. 77-79.
- [3.16] A. Höfler, T. Feudel, N. Strecker, W. Fichtner, K.-H. Stegemann, H. Syhre und G. Dallmann, A Technology Oriented Model for Transient Diffusion and Activation of Boron in Silicon, Journal of Applied Physics, Band 78, Nr. 6, 1995, S. 3671-3679.
- [3.17] J. Narayan, O.W. Holland, R.E. Eby, J.J. Wortman, V. Ozguz und G.A. Rozgonyi, Rapid Thermal Annealing of Arsenic and Boron-Implanted Silicon, Applied Physics Letters, Band 43, Nr. 10, 1983, S. 957-959.
- [3.18] J. Albers, Grundlagen integrierter Schaltungen, Hanser Fachbuchverlag, Dortmund, 2006, S. 90.
- [3.19] S.M. Sze, Physics of Semiconductor Devices, John Wiley & Sons, New York, USA, 1981, Kapitel 5: Metal-Semiconductor Contacts, S. 245-312.
- [3.20] U. Hilleringmann, Silizium-Halbleitertechnologie, 4. Auflage, Teubner Verlag, Wiesbaden, 2004, Kapitel 6: Dotiertechniken, S. 108-120 und Kapitel 8: Metallisierung und Kontakte, S. 146-152.
- [3.21] U. Stelzmann, C. Groth, G. Müller, FEM für Praktiker – Band 2: Strukturmechanik, 3. Auflage, Expert-Verlag, 2002.
- [3.22] J.J. Hall, Electronic Effects in the Elastic Constants of n-Type Silicon, Physical Review, Band 161, Nummer 3, 1967, S. 756-761.
- [3.23] I. Szabo, Höhere Technische Mechanik, 6. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2001, Kapitel 12: Kirchhoff'sche Plattentheorie, S. 179-197.

4 Erstes Sensordesign mit Vorderseitenkontaktierung

Bei dem Sensordesign der ersten Generation handelt es sich um vorderseitig kontaktierte MEMS Drucksensoren, die durch Integration einer pn-Diode auch das Messen der Strömungstemperatur ermöglichen ([4.1] [4.2]). Wie in Kapitel 3.3 beschrieben, werden drei verschiedene Membrangrößen mit der gleichen Membrandicke realisiert, um Sensoren für unterschiedliche Messbereiche herzustellen. Neben dem Layout, der Herstellung sowie der messtechnischen Charakterisierung der Einzelsensoren werden in diesem Kapitel die Entwicklung und der Aufbau verschiedener AeroMEMS-Sensor-Arrays sowie die damit durchgeführten Messungen in chronologischer Abfolge beschrieben ([4.3] [4.4]).

4.1 Chiplayout des Sensors der ersten Generation

Abbildung 4.1 zeigt das Chiplayout des piezoresistiven AeroMEMS-Drucksensors der ersten Generation. Der Chip hat eine Größe von $4,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$. Diese relativ große Fläche wird gewählt, um einen ausreichenden Abstand zwischen der Membran und den Kontaktbereichen mit den Bonddrähten zu gewährleisten. Auf diese Weise soll die Strömungsbeeinflussung mit störenden Auswirkungen auf das Drucksignal vermindert werden. Da keine einschlägigen Erkenntnisse über eine solche Beeinflussung vorliegen und diese von der jeweiligen Strömung (z.B. Geschwindigkeit, Strömungszustand) und der Oberfläche (z.B. Form, Rauhigkeit, Anströmprofil, Maße bzw. Lauflänge der Oberflächenströmung) abhängen, wird ein Abstand von mindestens 1,2 mm zwischen Membranrand und Bondpads gewählt. Die Bondpads haben eine Größe von $250 \times 500 \text{ } \mu\text{m}^2$, um zuverlässiges Drahtbonden zu ermöglichen.



a) Chiplayout

b) Vergrößerung der Piezowiderstände

Abbildung 4.1 Das Chiplayout (a) des Sensors der ersten Generation zeigt die Metallisierung und die Lage der Bondpads zur elektrischen Kontaktierung sowie die Positionierung der pn-Diode zur Temperaturmessung. In der Detaildarstellung (b) sind die exakte Position und Form der Piezowiderstände sowie die Kontaktöffnungen, die Metallisierung und der Membranrand abgebildet. Der Chip hat eine Größe von $4,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$. Um eine elektrische Beeinflussung durch die Kontaktierung des Substrats zu unterbinden, wird die pn-Diode mittels eines strukturierten Grabens isoliert.

Zusätzlich zur Metallisierung und den Bondpads zur elektrischen Kontaktierung ist die pn-Diode abgebildet. Die Vergrößerung (b) zeigt die Gestaltung und Positionierung der Piezowiderstände sowie die hoch dotierten Kontaktbereiche und die Kontaktöffnungen. Die Leiterbahnen haben eine Breite von $40 \text{ }\mu\text{m}$ und die quadratischen Kontaktöffnungen weisen eine Fläche von $30 \times 30 \text{ }\mu\text{m}^2$ auf. Je nach Chiptyp variieren die Membrangröße und die Positionen der Piezowiderstände sowie der Kontaktöffnungen mit zugehöriger Metallisierung auf dem Chip, wobei die relativen Abstände zu den Membranrändern gleich bleiben. Der Abstand zwischen Metallisierung und Sensormembran beträgt bei den Transversalwiderständen $30 \text{ }\mu\text{m}$ und bei den Longitudinalwiderständen $50 \text{ }\mu\text{m}$.

Diese Abstände sollten ausreichend groß sein, um den durch mechanischen Stress induzierten Einfluss der Metallisierung auf das Ausgangssignal zu unterdrücken. Damit sich alle Widerstandswerte gleichen, sind auch die Transversalwiderstände durch einen hoch dotierten Kontaktbereich unterbrochen. Die pn-Diode auf dem Chip, welche als Temperatursensor auf dem Chip eingesetzt werden kann, wird mittels eines 30 μm breiten Grabens vom Substrat isoliert, um eine elektrische Beeinflussung zu unterbinden. Die Tiefe des Grabens entspricht der Membrandicke. Der Abstand der hoch dotierten Bereiche der Diode, die eine Länge von 100 μm aufweist, beträgt 10 μm . Die aus den vier Piezowiderständen bestehende Wheatstone-Brücke wird in offener Ausführung realisiert, um im Rahmen der Charakterisierung das Messen der Einzelwiderstände zu ermöglichen.

4.2 Technologische Realisierung

In diesem Kapitel wird die technologische Realisierung der AeroMEMS-Drucksensoren der ersten Generation beschrieben. Der Prozess setzt sich aus Silizium-Planartechnologie- und Bulk-Micromachining-Prozessschritten [4.5] zusammen. Die schematische Abfolge der wichtigsten Prozessschritte ist in Abbildung 4.2 dargestellt. Dabei wird zur Veranschaulichung ein Querschnitt durch die Implantationsgebiete und die Sensormembran betrachtet. Der Bereich der pn-Diode ist aufgrund der besseren Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Um die gewünschte Membrandicke von 3 μm mit ausreichender Uniformität über die gesamte Waferfläche zu realisieren, werden SOI-Wafer ([4.6] – [4.8]) verwendet. Die Dicke der vom vergrabenen Oxid (Buried Oxide $\rightarrow$ BOX) isolierten Silizium-Schicht, die im Folgenden als „device-layer“ bezeichnet wird, entspricht der Membrandicke. Da die SOI-Wafer durch das Bonden zweier Wafer aufeinander und anschließendes Abschleifen und Polieren auf die gewünschte Dicke hergestellt werden, beträgt die Toleranz für die Dicke der device-layer $\pm 0,5 \mu\text{m}$. Um den Aufwand bei der Strukturierung der Membran zu verringern, wird eine Trägerwaferdicke (handle-Wafer) von 300 μm gewählt. Das BOX hat eine Schichtdicke von 400 nm, um ausreichenden Ätzstopp zu gewährleisten. Sowohl beim handle-Wafer als auch beim device-layer handelt es sich um (100)-n-Typ-Material (Phosphor Dotierung) mit einem Scheibendurchmesser von 100 mm und einem spezifischen Widerstand von 3 bis 5 $\Omega\cdot\text{cm}$.

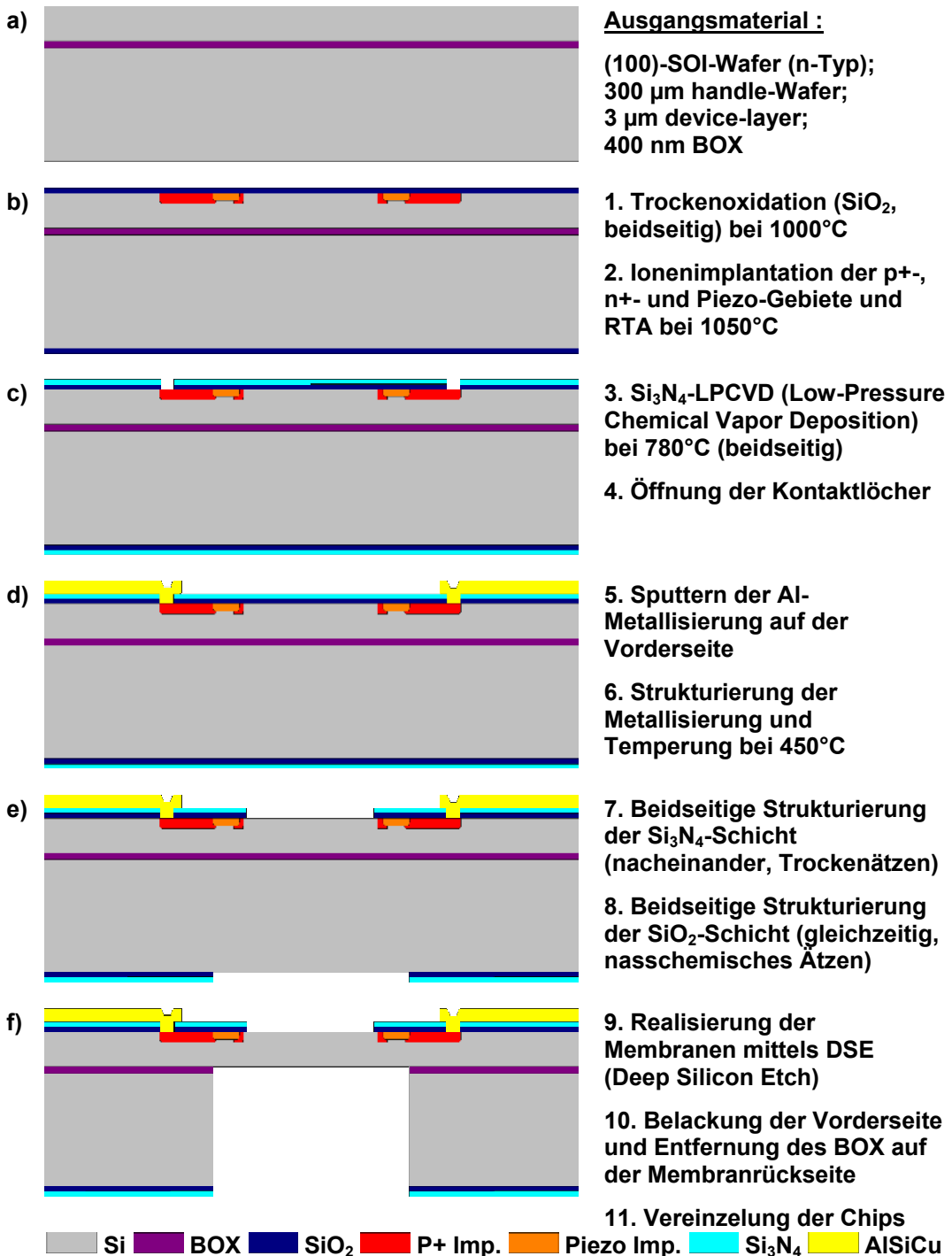


Abbildung 4.2 Schematisch dargestellte Prozessabfolge zur Herstellung der piezoresistiven AeroMEMS-Drucksensoren der ersten Generation.

Es folgt eine Beschreibung der einzelnen Prozessschritte, die zur Herstellung der Drucksensoren nötig sind.

1. Trockenoxidation

Die Prozessierung beginnt mit einer Trockenoxidation in einem Horizontalofen bei 1000°C, bei der eine etwa 100 nm dicke SiO₂-Schicht beidseitig auf den Wafer aufgewachsen wird. Diese Schicht dient als Streuoxid für die darauf folgenden Implantationsschritte und bildet außerdem einen Teil der Passivierung, welche die elektrische Isolation zwischen Metallisierung und Silizium-Substrat gewährleistet.

2. Ionenimplantation und RTA

Es folgen drei Ionenimplantationsschritte, bei denen neben den Piezowiderständen und hoch dotierten p-Typ Kontaktbereichen auch die n-Typ Kontaktflächen der Dioden realisiert werden. Tabelle 4.1 gibt Aufschluss über die in Kapitel 3.2 ermittelten bzw. verwendeten Implantations- und Temperungsparameter. Die Verifizierung dieser Parameter durch experimentelle Untersuchungen folgt auf den nächsten zwei Seiten.

Tabelle 4.1 Implantationsparameter zur Realisierung der Piezowiderstände, den hoch dotierten Kontaktbereichen sowie den hoch dotierten n-Typ Bereichen für die Diodenkontaktierung.

Parameter	Dotierstoff	Dosis	Energie	Temperatur	Zeit
Implantation	[Element]	[At/cm ²]	[keV]	[°C]	[Min]
Piezowiderstand	Bor	$6 \cdot 10^{14}$	45	1050	0,25
P⁺-Kontaktbereich	Bor	$5 \cdot 10^{15}$	60	1050	0,25
N⁺-Kontaktbereich (pn-Diode)	Phosphor	$2,5 \cdot 10^{15}$	110	1050	0,25

Die Temperung dient der Aktivierung der Dotierstoffe, also dem diffusionsbedingten Einbau der Bor- bzw. Phosphor-Atome in das Silizium-Kristallgitter, sowie der Ausheilung der durch den Ionenbeschuss entstehenden Schäden am Kristallgitter. Um die Diffusion der Dotierstoffe auf ein Minimum zu reduzieren, um möglichst flache Piezowiderstände zu realisieren, wird die Temperung in einem RTA-Ofen unter Inertgasatmosphäre (Argon) durchgeführt. Da die thermische Energie mittels leistungsstarker Halogenlampen erzeugt wird, können die Wafer, welche sich einzeln auf einem thermisch isolierten Graphitträger befinden, in wenigen Minuten auf Temperaturen oberhalb von 1000°C erhitzt werden. Das Aufheizen und vor allem das Abkühlen in

konventionellen Horizontal- oder Vertikalöfen, wie sie beispielsweise zum Aufwachsen thermischer Siliziumdioxidschichten verwendet werden, nimmt hingegen mehrere Stunden in Anspruch. Wie bereits kurz in Kapitel 3.2 geschildert, belegen verschiedene einschlägige Arbeiten die vollständige Aktivierung von Bor-implantiertem Silizium durch den Einsatz von RTA bei 1050°C ([4.9] – [4.13]). Die dabei zum Einsatz kommenden Temperungszeiten bewegen sich im Bereich von einer bis zu 30 Sekunden. Es ist jedoch nicht nachweisbar, dass die Variation der Zeit in diesem Umfang einen signifikanten Einfluss auf die Resultate hat.

In Arbeiten von Cohen et al. [4.14] sowie von Juang et al. [4.15] wird die Realisierung flacher p⁺n-Übergänge mit verbesserten Eigenschaften durch die zusätzliche Durchführung einer Vortemperung für zwei bzw. drei Stunden bei 600°C in Stickstoffatmosphäre beschrieben. Die Diffusion der implantierten Dotieratome ist bei dieser vergleichsweise niedrigen Temperatur verschwindend gering und hat somit keinen nennenswerten Einfluss auf die Tiefe der implantierten Strukturen.

Um zu untersuchen, ob diese Resultate auf die hier benötigten Strukturen übertragbar sind, werden unter Berücksichtigung der publizierten Ergebnisse Voruntersuchungen zum Kurzzeit-Tempern bei drei verschiedenen Temperaturen (950°C, 1050°C und 1100°C) durchgeführt und die Ergebnisse mit denen der konventionellen Ofentemperung (30 Minuten bei 950°C) verglichen. Um diese experimentelle Studie so praxisnah wie möglich zu gestalten, werden die vollständigen Wheatstone-Brückenstrukturen in verschiedene Testwafer implantiert und anschließend getempert. Als Auswertungsparameter dient der über die Waferfläche gemittelte Brückenwiderstand. Bei vollständiger Aktivierung der Bor-Ionen sollte dieser gegen einen bestimmten Wert konvergieren. Nicht ausreichende Aktivierung würde hingegen einen höheren Brückenwiderstand zur Folge haben.

Die Ergebnisse der Voruntersuchungen sind in Tabelle 4.2 aufgelistet und zeigen, dass der Einsatz von Temperaturen ab 1050°C die vollständige Aktivierung der implantierten Bor-Atome sicherstellt. Eine Verringerung des Brückenwiderstands durch die Anwendung einer Vortemperung bei 600°C kann bei keiner der Proben festgestellt werden und findet somit auch keine Anwendung bei der Prozessierung.

Tabelle 4.2 Ergebnis der experimentellen Voruntersuchung zur Temperung der implantierten Piezowiderstände mittels RTA. Es werden drei verschiedene Temperaturen (950°C, 1050°C und 1100°C) jeweils mit und ohne Vortemperung mit der Ofentemperatur bei 950°C verglichen.

Wafer-Nr.	Temperatur [°C]	Zeit [s]	Vortemperung (2 h bei 600°C)	Brückenwiderstand [Ω]
Ofen_1	950	30 Min	Nein	1950 $\pm$ 50
RTA_2	950	15	Ja	3420 $\pm$ 250
RTA_3	950	15	Nein	3440 $\pm$ 250
RTA_4	1050	15	Ja	2030 $\pm$ 50
RTA_5	1050	15	Nein	2040 $\pm$ 50
RTA_6	1100	1	Ja	2020 $\pm$ 50
RTA_7	1100	1	Nein	2030 $\pm$ 50

Die erzielten Ergebnisse sind schlüssig und stimmen gut mit den zitierten Arbeiten überein. Aus diesen Gründen werden die SOI-Wafer 15 Sekunden lang bei 1050°C getempert. Mittels des verwendeten RTA Systems wird eine Aufheizdauer von Raumtemperatur auf 1050°C von 2,5 Minuten erreicht. Das Abkühlen bis auf 150°C, dass hauptsächlich durch die thermische Masse des Graphitträgers bestimmt wird, hat einen exponentiellen Verlauf und nimmt etwa zwei Stunden in Anspruch. Anschließend wird der Ofen geöffnet und der Wafer herausgenommen.

3. Abscheidung (LPCVD) einer Si₃N₄-Schicht

Um die Passivierung zu vervollständigen, wird mittels LPCVD (Low-Pressure Chemical Vapor Deposition) bei 780°C eine ca. 45 nm dicke Siliziumnitrid-Schicht beidseitig auf die Waferoberflächen abgeschieden. Dieser Prozess basiert auf der Reaktion von Dichlorsilan (SiH₂Cl₂) mit Ammoniak (NH₃).

Die Schichtdicken des Siliziumdioxids und -nitrids sind dabei so optimiert, dass sich die durch unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten induzierten mechanischen Spannungen beider Schichten kompensieren [4.16].

Somit wird erreicht, dass sich etwaiger mechanischer Stress, der durch die verschiedenen Passivierungsschichten generiert wird, nur minimal auf Offset- und Ausgangssignal der Sensoren auswirkt.

4. Öffnung der Kontaktlöcher

Anschließend werden die Kontaktlöcher zu den hoch dotierten Implantationsbereichen durch zwei aufeinander folgende Ätzprozesse geöffnet. Das Siliziumnitrid wird in einem standardisierten Plasmaätzprozess (Reactive Ion Etching → RIE [4.17]) unter Verwendung von SF₆ strukturiert. Als Maskierung

dient eine Fotoresist-Schicht, welche auch für den darauf folgenden nasschemischen Ätzprozessschritt verwendet wird. Bei diesem wird das noch vorhandene Siliziumdioxid mittels gepufferter HF-Ätzmischung (Buffered Oxide Etch → BOE) selektiv zum Silizium entfernt.

5. Metallisierung (Sputtern von AlSiCu)

Es folgt die Metallisierung mittels Kathodenzerstäubung (Sputtern), bei der eine etwa 1 µm dicke AlSiCu-Schicht aufgebracht wird. Um sicherzustellen, dass ein Metall-Halbleiter-Kontakt entsteht, wird vor der Metallabscheidung ein Sputterätzprozess durchgeführt. Dies geschieht in derselben Vakuumkammer unmittelbar vor der Abscheidung der AlSiCu-Schicht.

6. Strukturierung und Temperung der Metallisierung

Die nasschemische Strukturierung der Metallisierung erfolgt unter Verwendung einer auf 40°C aufgeheizten Aluminium-Ätzlösung, bestehend aus Phosphorsäure (85 %), Essigsäure (100 %), Salpetersäure (65 %) und Wasser. Das auf der Waferoberfläche verbleibende Silizium wird anschließend mit einer Poly-Silizium-Ätzlösung, bestehend aus konzentrierter Salpetersäure, Fluorwasserstoff (40 %) und Wasser, entfernt. Nähere Informationen zu den genannten Ätzlösungen, sowie deren Ätzraten und Selektivitätsverhalten sind bei Williams und Muller [4.18] dokumentiert.

Um einen niederohmigen Ohm'schen Kontakt zwischen dem Silizium und dem AlSiCu herzustellen, werden die Wafer bei 450°C 20 Minuten lang unter Formiergasatmosphäre (1 slpm Wasserstoff + 9 slpm Stickstoff) getempert ([4.19] – [4.21]). Abbildung 4.3 zeigt zwei REM Aufnahmen der fertig gestellten Longitudinal- (a) bzw. Transversalwiderstände (b) mit den zugehörigen hoch dotierten Kontaktbereichen und der AlSiCu-Metallisierung. Die Positionen der schraffiert dargestellten Piezowiderstände bezüglich des Membranrands sind anhand der weißen Linie erkennbar. Obwohl sich die Piezowiderstände grundsätzlich unterscheiden, sind sie hinsichtlich ihrer Form bis auf die Faltung bei den Longitudinalwiderständen weitgehend gleichartig realisiert, um gleiche Widerstandswerte zu gewährleisten. Die Bilder zeigen außerdem die Lage der Kontaktflächen und die trapezförmig strukturierte Passivierung, die bei beiden Widerstandstypen die gleiche Form hat. Somit wird trotz des Schutzes der implantierten Bereiche die Fläche der Passivierung auf der Sensormembran minimiert, was neben der Optimierung der Schichtdicken ebenfalls zur Minimierung des mechanischen Einflusses auf das Deformationsverhalten beiträgt.

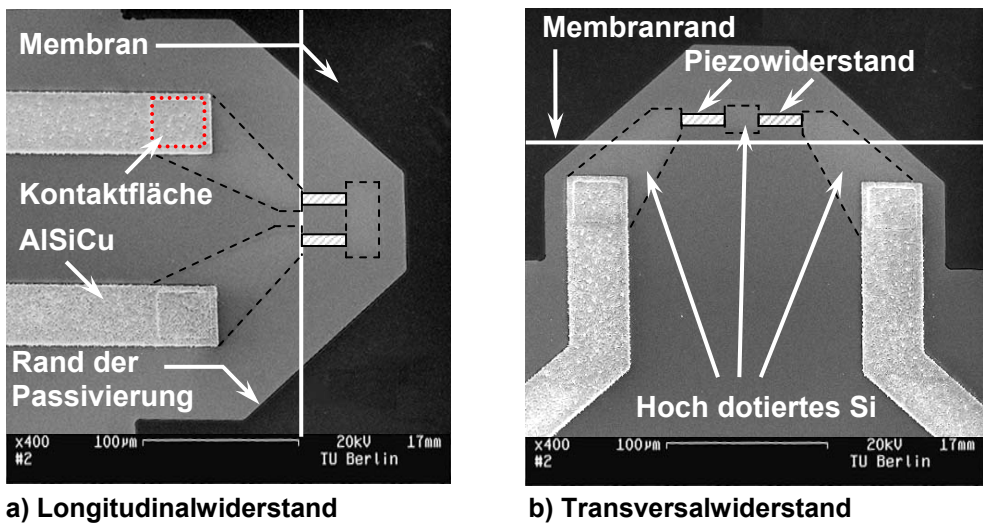


Abbildung 4.3 REM Aufnahmen der Implantationsbereiche mit Metallisierung und Passivierung. Auf der linken Seite (a) ist das Gebiet eines gefalteten Longitudinalwiderstands dargestellt. Die weiße Linie markiert die Position des Membranrands. Die trapezförmig strukturierte Passivierung ist so gestaltet, dass lediglich die Piezowiderstände und hoch dotierten Bereiche bedeckt sind. Eine der Kontaktflächen ($30 \times 30 \mu\text{m}^2$) ist durch die rot gepunktete Umrandung hervorgehoben. In Bild (b) ist das Gebiet eines Transversalwiderstands dargestellt. Sowohl die Form der einzelnen Implantationsbereiche, als auch die der Passivierung, sind bei Longitudinal- bzw. Transversalwiderständen gleich.

7. und 8. Beidseitige Strukturierung der Passivierung

Vor der Strukturierung der Passivierung wird der Graben, welcher die pn-Diode umgibt, geätzt. Dafür wird zunächst die Passivierung, wie bereits beim Öffnen der Kontaktflächen, mittels Trockenätzens und nasschemischen Ätzens entfernt. Anschließend folgt ein modifizierter RIE-Ätzprozessschritt, der sich durch sehr geringe laterale Unterätzung auszeichnet. Das vergrabene Oxid dient als Ätzstopp und ermöglicht außerdem aufgrund der deutlichen Farbänderung am Ätzboden die einfache visuelle Kontrolle des Ätzergebnisses.

Die Strukturierung der Passivierung wird mittels RIE und nasschemischer Entfernung des Oxids in BOE vorgenommen. Bei letzterem Prozessschritt werden sowohl die Vorderseite als auch die Rückseite des Wafers gleichzeitig geätzt, was im Vorfeld die Durchführung einer beidseitigen Lithographie erfordert.

9. Deep Silicon Etch (DSE) auf der Rückseite

Die Fotoresistmaske auf der Rückseite wird nicht entfernt, sondern dient als Maskierung für den folgenden Silizium-Tiefenätzprozess (Bosch Prozess [4.22]) zur Strukturierung der Sensormembranen. Aus diesem Grund wird eine

Resistdicke von etwa $4,5\text{ }\mu\text{m}$ verwendet. Das frühzeitige Entfernen der Membranpassivierung ist notwendig, da nach der Fertigstellung der Membranen aufgrund der mechanischen Empfindlichkeit keine Lithographie mehr möglich ist. Bei dem sogenannten Bosch Prozess handelt es sich um ein Trockenätzverfahren, bei dem unter Einsatz verschiedener Ätz- und Passivierungsgase senkrechte Strukturen im Silizium erzeugt werden. Detaillierte Informationen zum Prozessmechanismus findet man bei Laermer et al. [4.23] sowie bei Walker [4.24]. Abbildung 4.4 zeigt den Querschliff eines Sensorchips mit einer $900 \times 900\text{ }\mu\text{m}^2$ großen Membran. Die maximale Abweichung des Ätzwinkels von der Senkrechten, auch als „Taper“ bezeichnet, beträgt weniger als $0,5^\circ$, was einer Verbreiterung der Grube von etwa $5\text{ }\mu\text{m}$ entspricht. Die Realisierung der $3\text{ }\mu\text{m}$ dicken Membran ist durch die Verwendung der vergrabenen Oxidschicht des SOI-Wafers als Ätzstopp möglich. Da die auf dem Wafer vorhandenen Membrangrößen von $500 \times 500\text{ }\mu\text{m}^2$, $700 \times 700\text{ }\mu\text{m}^2$ und $900 \times 900\text{ }\mu\text{m}^2$ sehr ähnlich sind und das Aspektverhältnis bei allen drei Größen weniger als eins beträgt, treten erwartungsgemäß keine unterschiedlichen Ätzraten (Aspect Ratio Dependent Etching (Rate) $\rightarrow$ ARDE [4.25]) bei der Strukturierung der verschiedenen Membrangrößen auf.

10. Entfernung des BOX

Aufgrund der mechanischen Verspannung der Membranen durch die vergrabene Oxidschicht, muss diese anschließend mittels BOE entfernt werden.

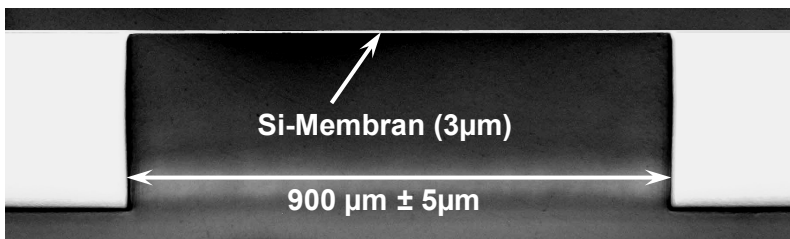


Abbildung 4.4 Querschliff einer mittels Bosch Prozess geätzten Silizium Membran. Die Membran hat eine Dicke von $3\text{ }\mu\text{m}$ und eine Größe von $900 \times 900\text{ }\mu\text{m}^2$. Der Taper beträgt weniger als $0,5^\circ$. Das vergrabene Oxid des SOI-Wafers dient als Ätzstopp und ist bei dieser Membran bereits entfernt worden.

Um die Sensoren einerseits vor Verunreinigung durch Sägestaub zu schützen, andererseits aber auch mechanisch zu stabilisieren, werden die Wafer vor dem abschließenden Sägeprozess vorderseitig mit Fotoresist bedeckt.

11. Vereinzelung der Sensorchips

Die Wafer werden unter Verwendung einer Klebefolie fixiert und mit einer Wafersäge zerteilt. Bei diesem Trennschleifprozess kommen diamantbesetzte „Sägeblätter“ (Trennscheiben) mit einer Breite von $30\text{ }\mu\text{m}$ zum Einsatz. Die zum Schutz der Membranen aufgetragene Fotoresist-Schicht wird anschließend in zwei erhitzten Acetonbädern und einer abschließenden Reinigung in Ethanol entfernt. Abbildung 4.5 zeigt einen fertig gestellten AeroMEMS-Drucksensorchip mit einer Membrangröße von $900 \times 900\text{ }\mu\text{m}^2$. Wegen der Beleuchtung erscheint die $3\text{ }\mu\text{m}$ dicke Silizium-Membran auf dem Foto durchsichtig. Bondpads und Leiterbahnen haben angesichts der „Rauigkeit“ des AlSiCu eine silbrig matte Oberfläche. Die Bereiche der Piezowiderstände sind ebenso wie die Position der pn-Diode gekennzeichnet. Der isolierende Graben, der die Diode umgibt, hat aufgrund des vergrabenen Oxids eine bläuliche Farbe. Der Chip hat eine Größe von $2,5 \times 4,5\text{ mm}^2$.

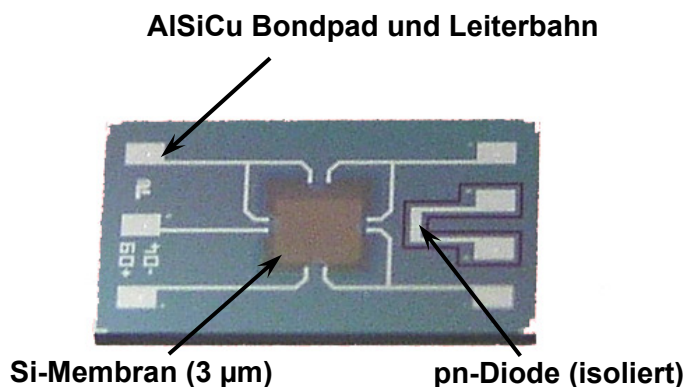


Abbildung 4.5 Foto eines fertig prozessierten Drucksensorchips mit einer Membrangröße von $900 \times 900\text{ }\mu\text{m}^2$. Der Chip hat eine Größe von $2,5 \times 4,5\text{ mm}^2$. Neben den Bondpads und Leiterbahnen ist die integrierte pn-Diode mit dem sie umgebenden Isolationsgraben sichtbar (das vergrabene Oxid hat eine lila Färbung).

Um herauszufinden welche Tiefe die implantierten Piezowiderstände aufweisen, werden verschiedene Proben anhand der „Staining“-Technik analysiert.

4.2.1 Untersuchung der Piezowiderstände mittels „Staining“

Eine Möglichkeit zur Charakterisierung der pn-Übergangstiefe in Silizium besteht darin, einen Schrägschliff der Probe anzufertigen und die Oberfläche unter

Verwendung einer bestimmten Lösung anzuätzen ([4.26] [4.27]). Dabei wird eine sogenannte „staining“-Ätzlösung, bei der es sich um eine Mischung aus Fluss- und Salpetersäure handelt, verwendet.

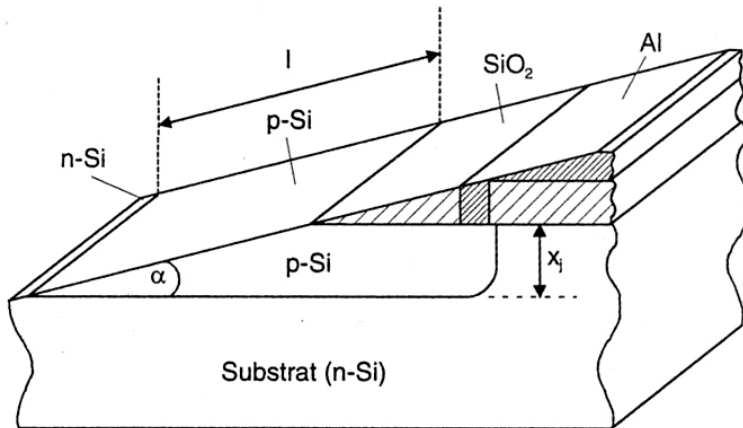


Abbildung 4.6 Bestimmung der Tiefe x_j einer p-Silizium-Dotierschicht durch Schrägschliff, Anätzen und optisches Ausmessen nach der Beziehung $x_j = l \sin \alpha$ [4.26].

Wird die mit dieser Ätzlösung benetzte Probe einige Minuten lang starker Beleuchtung ausgesetzt, erscheint die p-dotierte Seite des pn-Übergangs dunkler getönt als der n-dotierte Bereich. Da die Tiefe der implantierten Schicht oft weniger als ein Mikrometer beträgt, wird die Probe schräg angeschliffen, so dass ein Querschnitt mit größerer Oberfläche zur besseren optischen Untersuchung entsteht.

Angeichts des direkten Einflusses der Piezowiderstandstiefe auf die Sensorempfindlichkeit wird das Staining angewendet, um die in Kapitel 3.2 durchgeführten SUPREM-Simulationen zu verifizieren. Abbildung 4.7 zeigt ein Foto einer auf die zuvor beschriebene Weise präparierten Probe. Es wird ein gefalteter Longitudinalwiderstand untersucht, der in die $3\text{ }\mu\text{m}$ dicke device-layer implantiert wurde. Die Probe wurde unter einem Winkel von 15° angeschliffen, so dass die Piezowiderstände und die device-layer, welche durch das BOX vom handle-Wafer isoliert wird, breiter erscheinen. Die optische Vermessung der Piezowiderstände bei einer 1000-fachen Vergrößerung liefert eine laterale Ausdehnung von $5\text{ }\mu\text{m}$ und eine Tiefe von etwa $0,3\text{ }\mu\text{m}$. Letzteres Ergebnis stimmt sehr gut mit der mittels SUPREM bestimmten pn-Übergangstiefe überein.

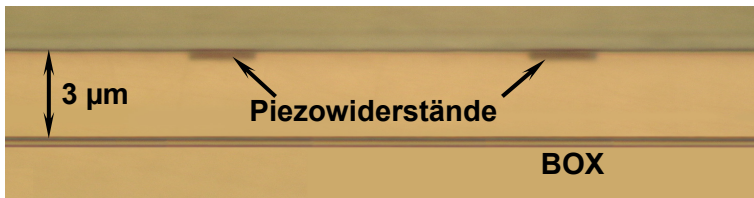


Abbildung 4.7 Foto einer mittels „Staining“ preparierten Querschliffprobe zur Visualisierung der Piezowiderstände. Die Probe wurde unter einem Winkel von 15° angeschliffen, um die Schichtdicken optisch breiter erscheinen zu lassen.

Um die Verifizierung des Piezowiderstandsdesigns abzuschließen, wird aus dem gemessenen elektrischen Widerstand von ca. 2 kΩ (die Messung erfolgte vor dem Einbetten der Proben) und dessen geometrischen Abmessungen (Breite: 5 μm, Tiefe: 0,3 μm, Länge: 50 μm) der mittlere spezifische Widerstand berechnet. Es gilt folgender Zusammenhang zwischen den genannten Größen:

$$R = \rho \cdot \frac{l}{b \cdot t} \Leftrightarrow \rho = \frac{R \cdot t \cdot b}{l} = \frac{2 \text{ k}\Omega \cdot 0,3 \mu\text{m} \cdot 5 \mu\text{m}}{50 \mu\text{m}} = 6 \cdot 10^{-3} \Omega \text{cm} \quad (4.1)$$

Nach Gleichung (4.1) beträgt der mittlere spezifische elektrische Widerstand der Piezogegebiete $6 \cdot 10^{-3} \Omega \text{cm}$. Der zugehörige Wert der Dotierungsdichte bei Bor-Implantation beträgt gemäß Literatur, laut Tufte et al. [4.28] etwa $1,5 \cdot 10^{19} \text{ Atome/cm}^3$, was einem realen k-Faktor von 84 entspricht.

In Kapitel 3.2 wird nach Vorgabe des k-Faktors von 85 im weiteren Verlauf eine Dotierungsdichte von etwa $1 \cdot 10^{19} \text{ Atome/cm}^3$ angestrebt. Darauf aufbauend wurden letztlich die Implantationsparameter mittels SUPREM ermittelt. Das Ergebnis von Gleichung (4.1) zeigt, dass der ermittelte k-Faktor und die Widerstandstiefe äußerst gut mit den zuvor theoretisch bestimmten Werten übereinstimmen, was durch die gute Übereinstimmung der mittels Simulation berechneten Empfindlichkeiten bestätigt wird.

4.3 Messtechnische Charakterisierung

Die messtechnische Charakterisierung der AeroMEMS-Drucksensorchips umfasst verschiedene Aspekte, die im Vergleich zur Charakterisierung herkömmlicher Sensoren ungewöhnlich erscheinen. Der wesentliche Grund dafür ist die extrem geringe Dicke der Sensormembran und die damit verbundenen Empfindlichkeits- und Linearitätsstreuungen nach der technologischen Realisierung. Die vom Waferhersteller angegebene Toleranz der Dicke der device-layer beträgt $\pm 0,5 \mu\text{m}$. Da diese umgekehrt proportional quadratisch in die Empfindlichkeit eingeht, können herstellungsbedingte Streuungen von ca. $\pm 16 \%$ auftreten. Darüber hinaus hat der Ätzprozesses zur Realisierung der Membranen signifikante Auswirkungen auf die Linearität und die Empfindlichkeit, da diese Kenngrößen ebenfalls maßgeblich von der Lage der Membranränder in Bezug zu den Piezowiderständen beeinflusst werden. Da kein Verfahren bekannt ist, um die Funktion der Chips durch optische Kontrolle hinreichend zu bewerten und elektrische Probermessungen am Wafer vor der Vereinzelung der Chips keine zuverlässigen Ergebnisse liefern, ist es notwendig, jeden einzelnen Sensorchip einer umfangreichen messtechnischen Charakterisierung zu unterziehen. Dabei werden die folgenden Messgrößen ermittelt:

- Offsetspannung
- Ausgangssignalkennlinie in Abhängigkeit vom angelegten Differenzdruck
 - Empfindlichkeit
 - Nichtlinearität
 - Hysterese/ Nullpunktstabilität
- Temperaturabhängigkeit der Offsetspannung (TKO)
- Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit (TKS)
- Drift der Offsetspannung bei konstanter Temperatur innerhalb von 24 Stunden
- Temperaturkennlinie der pn-Diode (Ausgangsspannung bei Stromspeisung)

4.3.1 Entwicklung einer Messumgebung für die Kalibrierung

Die zuverlässige Erfassung der genannten Messgrößen ist nur in einer entsprechenden Messumgebung möglich, in der sowohl Druck als auch Temperatur unter Einhaltung enger Toleranzen geregelt werden können.

Abbildung 4.8 zeigt eine schematische Darstellung des hier verwendeten Messsystems, welches über einen PC mit der Software LABVIEW gesteuert wird.

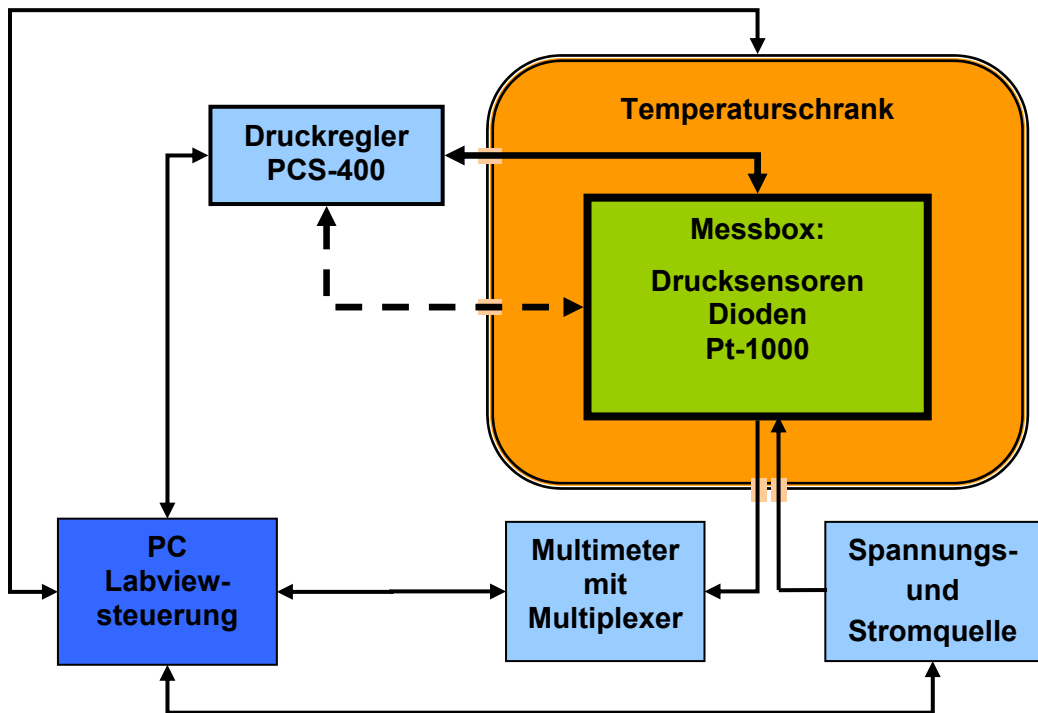


Abbildung 4.8 Schematische Darstellung der Geräteanordnung zur messtechnischen Charakterisierung der Sensoren. Herzstück des Systems ist die Messbox, welche die elektrische Verbindung zu den Sensoren ermöglicht und Kalibrier- sowie Referenzdruck (gestrichelt dargestellt) an Vorder- und Rückseite der Sensorchips weiterleitet. Das System wird über einen PC mit der Software LABVIEW gesteuert. Die Sensoren werden mit einer externen Spannungsquelle mit einem Volt versorgt. Die Dioden und der Temperaturmesswiderstand (Pt-1000) werden mittels Stromquellen mit 100 μA gespeist. Das Auslesen der Sensorsignale erfolgt mit Hilfe eines einkanalen Multimeters mit integriertem Multiplexer. Die Daten werden durch LABVIEW verwaltet und in einer Datei gespeichert.

Die wesentliche Problematik besteht darin, die Sensorchips einerseits elektrisch zu kontaktieren und andererseits die Zuführung des Kalibrierdrucks auf nur einer Seite der Chips zu gewährleisten, ohne dabei mechanische Spannungen auf die Chips zu übertragen. Darüber hinaus dürfen die Sensoren während dieser Prozedur weder beschädigt, noch in irgendeiner anderen Weise irreversibel verändert werden. Die Lösung dieser Probleme besteht in der Verwendung eines acet unlöslichen Klebers, mit dem die Chips auf einer zu diesem Zweck entwickelten Messplatine (Abbildung 4.9) druckdicht fixiert werden.

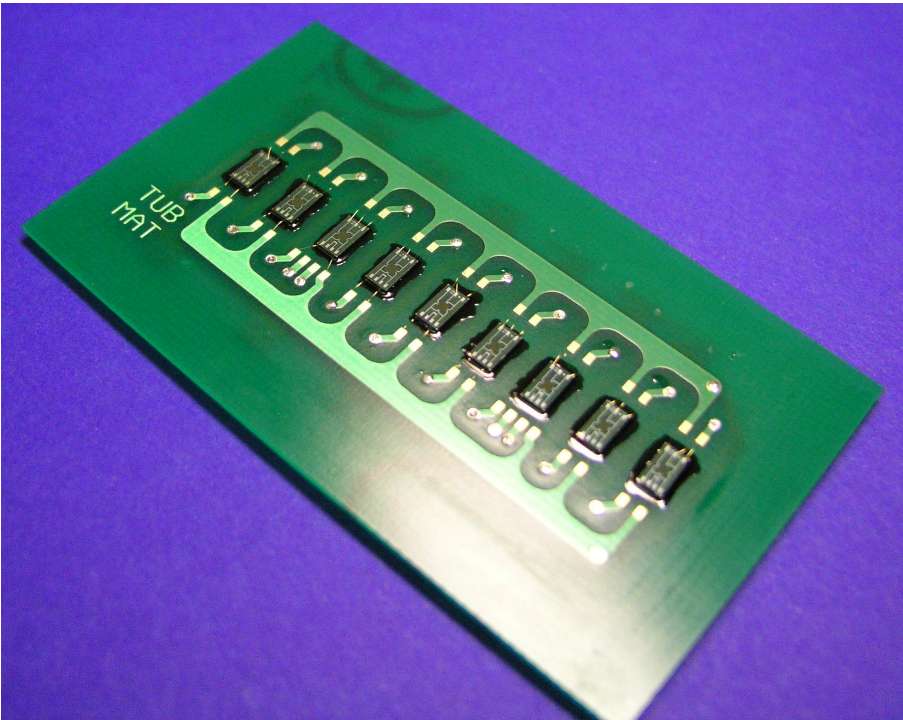
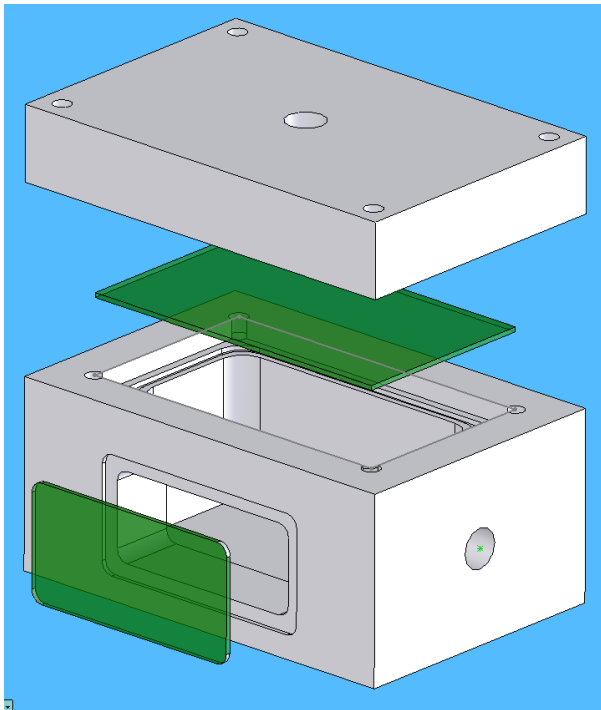


Abbildung 4.9 Foto einer mit insgesamt neun Sensoren bestückten Messplatine für die Sensorkalibrierung. Die Sensorchips werden mit acetonlöslichem Kleber (Fotoresist) mittig auf die Bohrungen geklebt, um die Druckkalibrierung zu ermöglichen. Die elektrische Kontaktierung auf der Vorderseite wird durch Gold-Drahtbonden realisiert. Die Rückseite der Platine verfügt über Löt pads, an die entsprechende Signalleitungen angelötet werden.

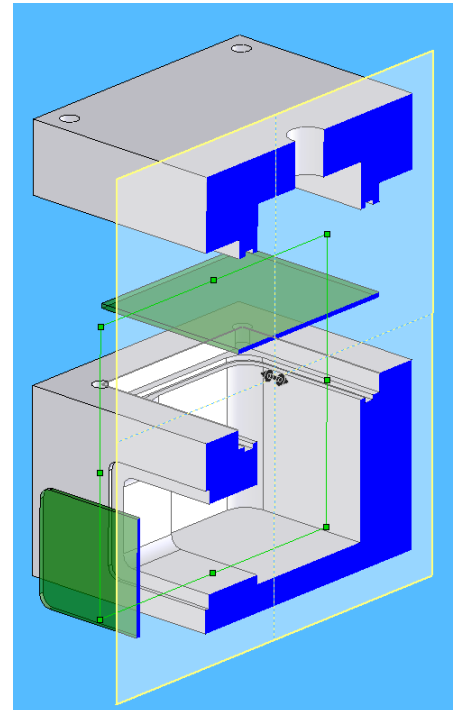
Die Platine verfügt über Druckbohrungen und Durchkontaktierungen, um einerseits die Zuführung eines Kalibrierdrucks auf der Vorderseite zu ermöglichen und andererseits die Weiterleitung des Stroms über die elektrischen Verbindungen zu gewährleisten. Die Schnittstelle für Kalibrierdruck und elektrische Signale wird in Form einer dafür konstruierten Messbox realisiert. Abbildung 4.10 zeigt die 3D-Konstruktion der Messbox in Form einer Explosionsansicht (a) und in einer Schnittdarstellung (b).

Die Messplatine (halbtransparent grün zwischen Ober- und Unterseite dargestellt) wird in der Messbox platziert und fungiert dabei als Trennung zwischen der oberen und unteren Druckkammer (in der Schnittdarstellung sichtbar). Der Kalibrierdruck wird über einen entsprechenden Anschluss auf der Oberseite angelegt. Der seitlich angebrachte Referenzdruckanschluss im unteren Bereich der Messbox dient zur Realisierung eines geschlossenen Regelsystems, welches unempfindlich gegenüber äußeren, plötzlich auftretenden Druckschwankungen ist.

Die Dichtigkeit zwischen Messplatine und der oberen und unteren Messbox-Druckkammer wird durch die Verwendung zweier O-Ring-Dichtungen sichergestellt, die in dafür vorgesehenen Nuten platziert werden. Die elektrischen Signale werden über eine weitere Platine, die mit den entsprechenden Durchkontaktierungen versehen ist und die in das dafür vorgesehene Fenster eingeklebt wird, nach außen geführt.



a) 3D-Konstruktion der Messbox



b) Schnittdarstellung

Abbildung 4.10 3D-Konstruktionsdarstellung der Messbox für die Sensorkalibrierung. Die Box hat eine Grundfläche von $90 \times 60 \text{ mm}^2$ und eine Gesamthöhe von 70 mm. Die Messplatine ($40 \times 70 \text{ mm}^2$) wird - durch O-Ringe abdichtet - zwischen Ober- und Unterteil platziert. Der untere Teil ist mit einem Durchbruch versehen, in den eine weitere Platine zur Herstellung der elektrischen Schnittstelle nach außen geklebt wird.

Die Messbox wird aus einer Standard-Aluminiumlegierung hergestellt, was nicht nur aufgrund der guten Verarbeitungsfähigkeit des Materials eine gute Wahl darstellt. Aluminium verfügt darüber hinaus über eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit von $\lambda = 220 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ und eine relativ hohe spezifische Wärmekapazität von $c = 0,896 \text{ kJ/(kg}\cdot\text{K)}$ [4.29]. Diese Eigenschaften fördern zum einen das schnelle Aufheizen bzw. Abkühlen der Messbox, zum anderen wird eine

hohe Dämpfung der Temperaturschwankungen durch die große thermische Masse erreicht.

4.3.2 Sensorkalibrierung

Die Sensorkalibrierung wird in einem Temperaturschrank unter Verwendung der beschriebenen Messbox und verschiedener Messgeräte durchgeführt. Die Steuerung des Systems erfolgt mit LABVIEW, wobei die einzelnen Geräte über eine PXI-Bus-Schnittstelle mit dem PC verbunden sind. Tabelle 4.3 gibt Auskunft über die verwendeten Geräte sowie deren Typ und Funktion. Die Druckregelung erfolgt anhand eines Präzisions-Druckkontrollers, mit dem in einem Regelbereich von ± 25 kPa eine Genauigkeit von 0,25 Pa erreicht wird. Zur Messung und Steuerung der Temperatur wird ein Platin-Temperaturmesswiderstand innerhalb der Messbox untergebracht. Die Temperaturdrift während eines Kalibrierzyklusses beträgt weniger als 0,1 K.

Tabelle 4.3 Auflistung der bei der Sensorkalibrierung verwendeten Geräte. Das Messsystem wird durch LABVIEW über einen PC gesteuert, wobei die einzelnen Geräte mit einem PXI-Bus-System mit dem Computer verbunden sind.

Bezeichnung	Typ	Funktion
PC	Pentium 4	Labviewsteuerung des Messsystems
Temperaturschrank	Heraeus VMT07/64	Einstellung der Kalibriertemperatur
Druckregler	MENSOR-PCS-400	Bereitstellung des Kalibrierdrucks
Spannungsquelle	Keithley Modell 230	Spannungsversorgung der Sensoren
Stromquelle	Keithley Modell 220	Stromversorgung der Dioden und des Pt-1000
Multimeter	Keithley Modell 2700	Erfassung der Sensorsignale
Multiplexer	Keithley Modell 7700	Bereitstellung der Eingangskanäle

Abbildung 4.11 zeigt ein Foto des Messaufbaus im Inneren des Temperaturschranks. Um den Durchsatz bei den Kalibrierungen zu erhöhen, werden zwei baugleiche Messboxen verwendet, die mit parallelen Druckanschlüssen ausgestattet sind. Auf diese Weise lassen sich im Rahmen einer Kalibrier- und Stabilitätsmessung insgesamt 18 Sensoren parallel charakterisieren. Für die Signalübertragung werden paarweise verdrehte und geschirmte Leitungen verwendet, die von außen an die Durchführungsplatinen gelötet werden. Druckschläuche und Kabel werden über eine thermisch abgedichtete Öffnung im Temperaturschrank herausgeführt und an die externen Geräte angeschlossen. Die

Dichtigkeit des Systems wird vor jeder Messung mit Hilfe des Druckreglers kontrolliert.

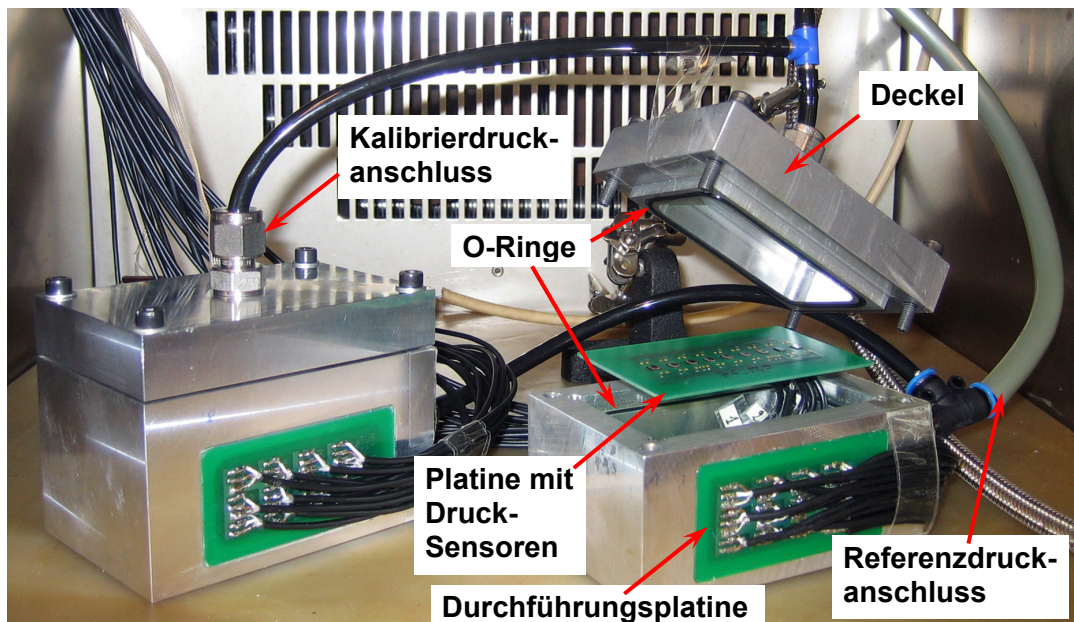


Abbildung 4.11 Foto der Messboxen im Inneren des Temperaturschranks. Kalibrier- und Referenzdruckanschlüsse sind parallel an die beiden Messboxen angeschlossen.

Der Messablauf für die Kalibrierung gliedert sich in zwei wesentliche Schritte:

- Einregeln der gewünschten Temperatur
- Druckkalibrierung unter Konstanthaltung der Temperatur

Die gewünschte Kalibriertemperatur wird über den schrankinternen Temperaturregler vorgegeben. Nach Erreichen dieser Temperatur folgt eine Wartezeit von etwa einer Stunde, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung innerhalb der Kammer und der Messboxen herzustellen. Zur Kontrolle wird in regelmäßigen Abständen der Pt-1000 im Inneren einer der Boxen gemessen und der so ermittelte Temperaturwert mit dem vorherigen Wert verglichen. Liegt die Differenz bei einem Zeitintervall von fünf Minuten unterhalb von 0,05 Kelvin, beginnt die eigentliche Druckkalibrierung. Dabei wird der jeweilige Kalibrierdruck über den Druckregler an die Messboxen verteilt, wobei ebenfalls eine sich laufend wiederholende interne Messung der Druckschwankung stattfindet, um eine Genauigkeit von 0,25 Pa zu erreichen. Liegt ein stabiler Kalibrierdruck an, werden die Ausgangsspannungen der Sensoren mittels Multiplexer und Multimeter der Reihe nach erfasst und zusammen mit den Temperatur- und Druckdaten

gespeichert. Diese Vorgänge werden so lange wiederholt, bis die Messungen bei allen gewünschten Temperaturen abgeschlossen sind. Der zeitliche Gesamtaufwand für die Kalibrierung unter Verwendung von sechs Temperaturschritten zwischen 15°C und 40°C beträgt bei 18 Sensoren etwa 10 Stunden. Diese eingeschränkte Temperaturspanne ist angesichts der geplanten Verwendung der Sensoren ausreichend.

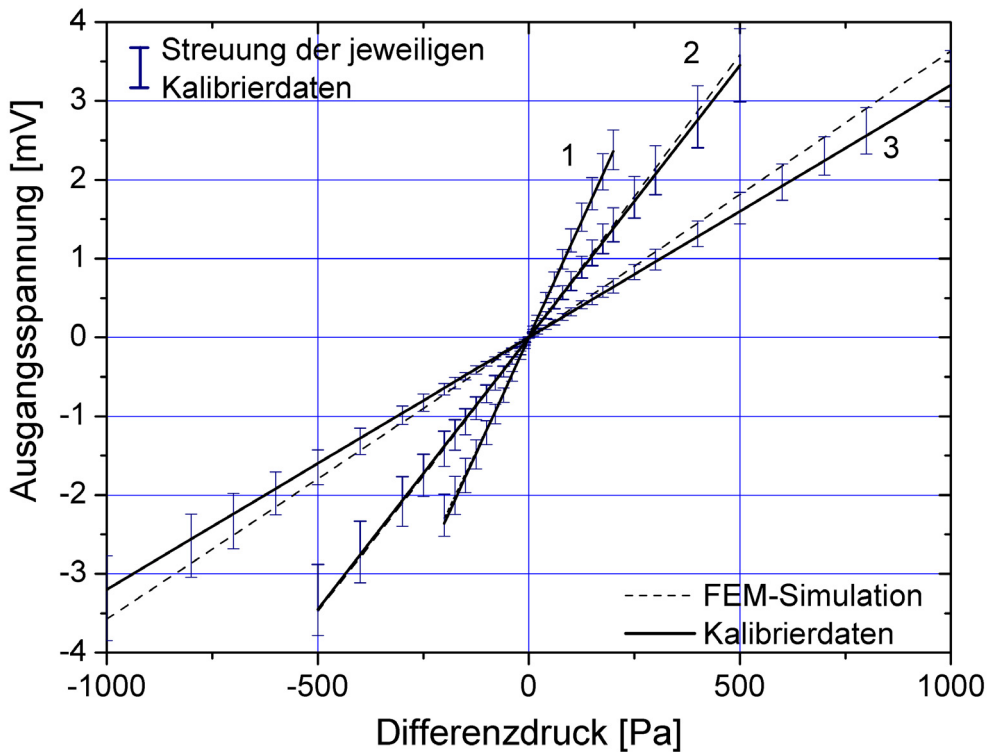


Abbildung 4.12 Kalibrierdaten der drei verschiedenen Sensortypen: Ausgangsspannungen der Sensoren über dem jeweils angelegten Differenzdruck. In den jeweiligen Messbereichen von ± 200 Pa, ± 500 Pa und ± 1 kPa haben die verschiedenen Sensortypen Empfindlichkeiten von etwa $12 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 1), $7 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 2) und $3 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 3). Die Nichtlinearitäten liegen in den jeweiligen Messbereichen unterhalb eines Prozents. Die Streuungen der Kalibrierdaten werden durch die unterschiedlichen Membrandicken und die Abweichungen der Membrangrößen durch den Ätzprozess verursacht. Die Streubalken veranschaulichen die Streuung der gemessenen Ausgangssignale. Um aussagekräftige Daten zu erhalten, wurden je Sensortyp 50 Chips kalibriert. Die durchgezogene Linie entspricht der mittleren Empfindlichkeit aller gemessenen Sensoren des jeweiligen Typs. Die gestrichelten Linien zeigen die mittleres FEM berechneten Sensorausgangssignale (siehe Kapitel 3.3).

Die verschiedenen Sensortypen werden gruppiert und in unterschiedlichen Messbereichen charakterisiert. Abbildung 4.12 enthält Kalibrierdaten der drei Sensortypen (Kurve 1: $900 \times 900 \mu\text{m}^2$ Membran; Kurve 2: $700 \times 700 \mu\text{m}^2$ Membran; Kurve 3: $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ Membran). Zur Ermittlung der Streubalken werden je Sensortyp die Kalibrierdaten von 50 verschiedenen Chips verwendet. Dabei werden allerdings ausschließlich Sensoren berücksichtigt, deren Nichtlinearität in den betrachteten Messbereichen unterhalb von einem Prozent liegt. Die Streubalken geben die minimal und maximal gemessene Empfindlichkeit einzelner Sensoren an. Somit liegen die gemessenen Empfindlichkeiten aller durchgeführten Messungen innerhalb dieser Bereiche. Die mittleren Empfindlichkeiten der drei verschiedenen Sensortypen, welche sich jeweils aus dem arithmetischen Mittel aller gemessenen Empfindlichkeiten des entsprechenden Sensortyps ergeben, belaufen sich auf etwa $12 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 1), $7 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 2) und $3 \mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ (Kurve 3) in zugehörigen Messbereichen von jeweils $\pm 200 \text{ Pa}$, $\pm 500 \text{ Pa}$ und $\pm 1 \text{ kPa}$. Die maximalen Druckauflösungen betragen jeweils $0,5 \text{ Pa}$, 1 Pa und 2 Pa . Die durchgezogenen Linien repräsentieren Messdaten von Sensoren, deren Empfindlichkeiten dem arithmetischen Mittelwert aller gemessenen Chips des jeweiligen Typs entsprechen. Die gestrichelten Linien zeigen die aus der FEM-Simulation resultierenden Ausgangsspannungen in Abhängigkeit vom Kalibrierdruck. Die Brückenwiderstände der Sensoren und damit auch die Einzelwiderstände betragen im arithmetischen Mittel 2050Ω , wobei die Streuungen über der Waferoberfläche bei etwa $\pm 50 \Omega$ liegen.

Die Temperaturabhängigkeit des Ausgangssignals wird in einem Bereich zwischen 15°C und 40°C bestimmt, um bei Bedarf eine Kompensation vorzunehmen. Hierfür ist es notwendig, den Temperatureinfluss auf das Ausgangssignal zu quantifizieren. Die Temperaturabhängigkeit der Offsetspannung (TKO) der gemessenen Sensoren beträgt im arithmetischen Mittel $-0,07 \text{ \%/K}$, und der gemittelte Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit (TKS) beträgt $-0,18 \text{ \%/K}$. Dabei werden die Werte in Prozent auf das Ausgangssignal des jeweiligen Messbereichs (Full Scale Output $\rightarrow$ FSO) bezogen.

Um abschätzen zu können, ob die Sensoren im Betrieb stabil und zuverlässig arbeiten, werden neben der Druck- und Temperaturkalibrierung zusätzlich Stabilitätsmessungen durchgeführt. Diese finden unmittelbar vor der jeweiligen Kalibrierung statt. Somit ist sichergestellt, dass die Sensoren vor der Kalibrierung

mehrere Stunden unter Spannungsversorgung stehen. Auf diese Weise werden mögliche „Einlaufvorgänge“ während der Kalibrierung vermieden. Die Messungen finden bei 25°C und einem geregelten Differenzdruck von null Pascal statt. Nach einer Einlaufzeit von drei Stunden beginnt die eigentliche Stabilitätsmessung. Dabei werden die Offsetspannungen der Sensoren über einen Zeitraum von 24 Stunden in Intervallen von 30 Sekunden gemessen. Abbildung 4.13 zeigt den Verlauf einer beispielhaften Stabilitätsmessung von insgesamt neun Sensoren. Die Änderung der Ausgangsspannung bei einem Volt Versorgungsspannung ist in Mikrovolt über der Zeit in Stunden aufgetragen.

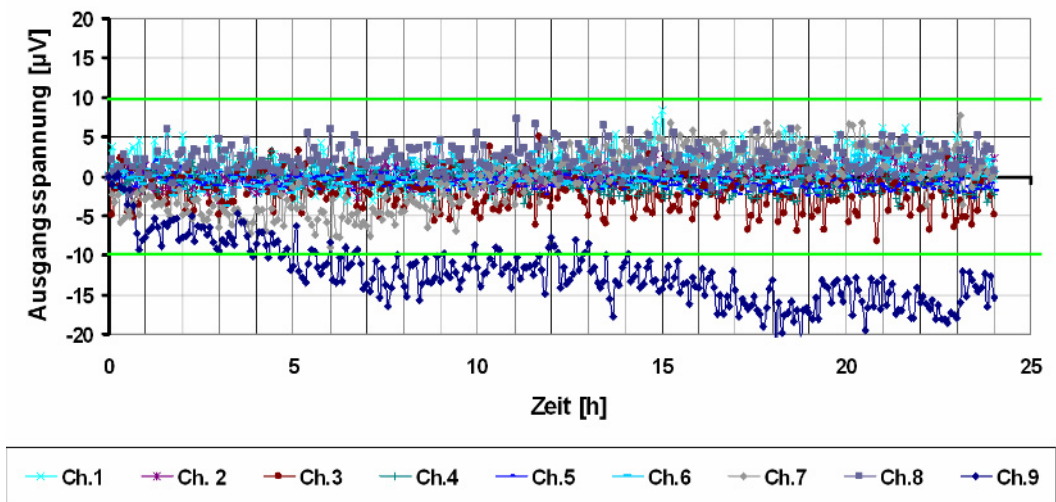


Abbildung 4.13 Stabilitätsmessung von neun Sensoren bei 25°C und einem Differenzdruck von null Pascal. Nach drei Stunden Einlaufzeit werden alle 30 Sekunden für einen Zeitraum von 24 Stunden die Ausgangsspannungen der Sensoren gemessen. Die Linien bei $\pm 10 \mu\text{V}$ geben die Grenzwerte für die zulässigen Driftspannungen an. Bei dieser beispielhaften Messung überschreitet lediglich ein Sensor (Ch.9) die untere Grenze von $-10 \mu\text{V}$.

Die in grün eingezeichneten Linien bei $\pm 10 \mu\text{V}$ markieren die geforderten Grenzwerte bezüglich der Driftspannung. In dieser Messung wird der untere Grenzwert von nur einem Sensor (Ch.9) überschritten. Die Schwankungen der einzelnen Ausgangsspannungen sind auf verschiedene Einflussgrößen zurückzuführen. Dabei handelt es sich bei den externen Faktoren um Druck-, Temperatur- und Versorgungsspannungsschwankungen.

4.3.3 Charakterisierung der pn-Dioden

Eine charakteristische Eigenschaft eines jeden pn-Übergangs ist der negative Temperaturkoeffizient der Durchlassspannung. Er beträgt für Silizium-Dioden etwa -2 mV/K und ist über einen relativ weiten Temperaturbereich annähernd konstant. Diese Eigenschaft lässt sich dazu verwenden, eine Diode als Temperatursensor einzusetzen. Detaillierte Informationen zu den physikalischen Grundlagen und den dahinter stehenden Mechanismen lassen sich in der Literatur ([4.30] [4.31]) nachschlagen. Abbildung 4.14 zeigt die Strom-Spannungs-Kennlinie einer der realisierten pn-Dioden bei einer Temperatur von 21°C .

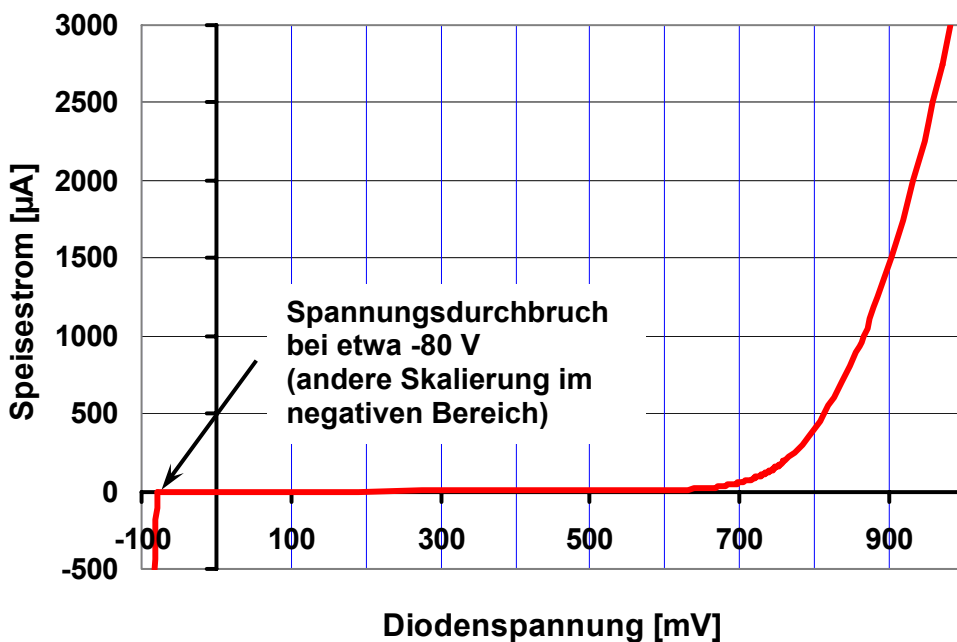


Abbildung 4.14 Charakteristische Strom-Spannungs-Kennlinie einer pn-Halbleiterdiode. Der Strom nimmt in Durchlassrichtung ab etwa 700 mV stark mit der Spannung zu. Die Durchbruchspannung beträgt ca. -80 Volt.

Wird die Diode als Temperatursensor betrieben, arbeitet man mit einer konstanten Stromspeisung und misst die Ausgangsspannung, welche linear mit der Temperatur abnimmt. Zur Kalibrierung als auch im Betrieb werden die Dioden mit einem Speisestrom von $100 \mu\text{A}$ in Durchlassrichtung betrieben. Der Strom wird bewusst sehr klein gewählt, um Eigenerwärmung zu vermeiden. Abbildung 4.15

zeigt die Spannungs-Temperatur-Kennlinie einer Diode in einem Temperaturbereich zwischen 15°C und 40°C.

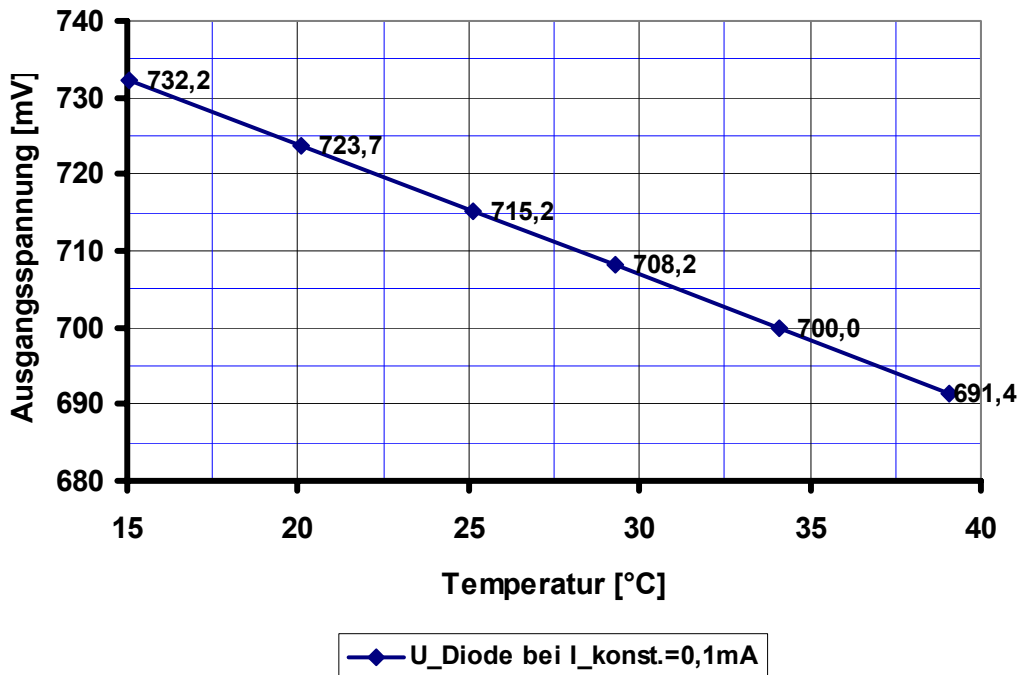


Abbildung 4.15 Ausgangsspannung einer pn-Diode in Abhängigkeit von der Temperatur bei einem Speisestrom von 100 μ A. Der Temperaturkoeffizient der Ausgangsspannung beträgt etwa $-1,8$ mV/K.

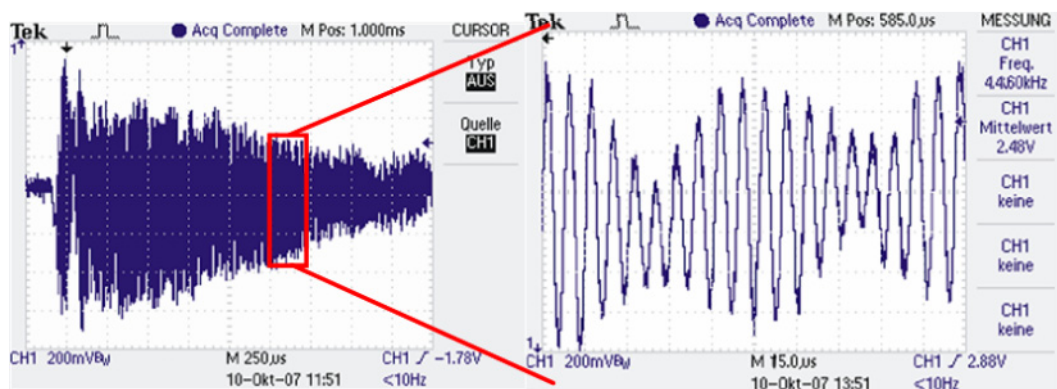
Nachdem die Dioden einmal kalibriert wurden, können sie zur Messung der absoluten Temperatur eingesetzt werden. Obwohl der Messbereich durch die Eigenschaften des pn-Übergangs eingeschränkt ist, haben Dioden einige wesentliche Vorteile gegenüber anderen Temperatursensoren, wie beispielsweise Temperaturmesswiderständen oder Thermoelementen. Neben der miniaturisierten Größe und der damit verbundenen Möglichkeit zur Integration in einen Sensorchip haben pn-Dioden durch ihr extrem kleines Volumen und die Lage an der Chipoberfläche eine sehr kurze Ansprechzeit.

4.3.4 Resonanzfrequenzmessungen

Die Bestimmung der mechanischen Resonanzfrequenzen der verschiedenen Sensormembranen liefert wichtige Informationen über das dynamische Sensorverhalten. Dabei sollte die Eigenfrequenz der Membran wenigstens doppelt so groß wie die höchsten zu erwartenden Strömungsfrequenzen sein. Eine einfache

und effektive Methode zur Bestimmung der mechanischen Resonanzfrequenz eines Systems ist dessen Anregung durch einen breitbandigen Impuls. Aufgrund der Masse des Systems wird eine Schwingung angeregt, die sich im Fall der Drucksensormembran mit Hilfe der Piezowiderstände messen lässt. Voraussetzungen dafür sind, dass zum einen der Anregungsimpuls höhere Frequenzen als die anzuregende Resonanzfrequenz beinhaltet, und zum anderen die Dämpfung der Schwingung nicht zu stark ausgeprägt ist. Ein gutes Beispiel für diese Art der Frequenzbestimmung stellt die dynamische Charakterisierung eines Oberflächenzaunsensors von Schiffer et al. [4.16] dar. Obwohl in dieser Arbeit die auftretenden Frequenzen mit ca. 3 kHz mindestens eine Größenordnung kleiner sind als die hier erwarteten und es sich bei dem Oberflächenzaunsensor um eine Art Biegebalken handelt, sollte die Impulsmethode auch für Drucksensormembranen verlässliche Ergebnisse liefern.

Zur Messung werden die Chips mit Fotoresist (AZ1514) auf TO8-Standardsockel geklebt und mittels Au-Drahtbonden kontaktiert. Die Druckröhrchen des Sockels werden entfernt und das Gehäuse wird mit einer Nickel-Kappe verschlossen. Das Brückenausgangssignal des zu untersuchenden Chips wird mittels Oszilloscope beobachtet und gespeichert. Der mechanische Impuls wird unter Verwendung eines Metallstabs auf den Sockel übertragen. Ein beispielhaftes Ergebnis ist in Abbildung 4.16 dargestellt. Bei den Graphen handelt es sich um Oszilloscope-Plots, wie sie bei der Messung einer Membran mit einer Größe von $900 \times 900 \mu\text{m}^2$ zu beobachten sind. In Bild a) ist die vollständige abklingende Oszillation dargestellt. Aufgrund der starken Dämpfung beträgt die Schwingungsdauer etwa nur drei Millisekunden. Der vergrößerte Ausschnitt in Bild b) zeigt jedoch, dass eine Bestimmung der Frequenz durchaus möglich ist. Die Eigenfrequenz der gemessenen Membran beträgt etwa 45 kHz.



a) Plot der abklingenden Schwingung

b) Detaildarstellung der Oszillation

Abbildung 4.16 Ergebnis der Resonanzfrequenzmessung bei einer Sensormembran mit einer Größe von $900 \times 900 \mu\text{m}^2$. Im linken Bild a) ist die abklingende Schwingung dargestellt, das rechte Bild b) zeigt einen vergrößerten Ausschnitt mit einer Frequenz von etwa 45 kHz.

Im Verlauf der Messungen hat sich herausgestellt, dass die Charakterisierung der kleinsten Membran ($500 \times 500 \mu\text{m}^2$) lediglich ungenügende Ergebnisse liefert. Die Gründe dafür sind einerseits die starke Dämpfung und andererseits die Schwingungsanregung selbst. Wahrscheinlich ist der übertragene Impuls nicht breitbandig genug, um eine zuverlässige Anregung der Eigenfrequenz zu gewährleisten. Die Messungen zeigen jedoch in fast allen Fällen Frequenzen oberhalb von 100 kHz, was unter Berücksichtigung der Eigenfrequenzen der beiden anderen Membrangrößen sowie der Simulationsergebnisse plausibel erscheint. Die Ergebnisse der Messungen und eine Übersicht der simulierten Resonanzfrequenzen sind in Tabelle 4.4 zusammengestellt. Die gemessenen Resonanzfrequenzen liegen bei 45 kHz ($900 \times 900 \mu\text{m}^2$), 65 kHz ($700 \times 700 \mu\text{m}^2$) und oberhalb von 100 kHz ($500 \times 500 \mu\text{m}^2$). Diese Ergebnisse bestätigen die Einsetzbarkeit der Sensoren in einem dynamischen Messbereich mit Frequenzen bis zu mindestens 20 kHz.

Tabelle 4.4 Vergleich zwischen simulierten und gemessenen Resonanzfrequenzen der drei verschiedenen Sensortypen.

Membrankantenlänge	900 μm	700 μm	500 μm	Einheit
Resonanzfrequenz (Simulation)	50	82	160	kHz
Resonanzfrequenz (Messung)	45	65	>100	kHz

4.4 Zusammenfassung der Sensorkalibrierung

Die messtechnische Charakterisierung der technologisch realisierten AeroMEMS-Drucksensoren findet in einer dafür entwickelten Testumgebung, der sogenannten Messbox, statt. Diese ermöglicht die Druck- und Temperaturkalibrierung sowie die Durchführung von Stabilitätsmessungen unter Einhaltung einer Temperaturstabilität von etwa 0,1 K und einer Druckregelgenauigkeit von 0,25 Pa. In Tabelle 4.5 werden sämtliche Kalibrierdaten der drei verschiedenen Sensortypen und der Dioden zusammengefasst aufgelistet.

Tabelle 4.5 Übersicht der Kalibrierdaten der drei verschiedenen Sensortypen und der pn-Dioden.

Bezeichnung	Einheit	Werte		
Membrangröße	[μm]	500	700	900
Messbereich	[kPa]	$\pm 1,0$	$\pm 0,5$	$\pm 0,2$
Nichtlinearität	[%/FSO]	< 1		
Empfindlichkeit	[$\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$]	3	7	12
Druckauflösung	[Pa]	2	1	0,5
Offsetspannung	[mV]	$< \pm 3$		
Brückenwiderstand	[Ω]	2050 ± 50		
Temperaturkoeffizient des Offsets (TKO) zwischen 15°C und 40°C	[%/K]	– 0,07		
Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit (TKS) zwischen 15°C und 40°C	[%/K]	– 0,18		
Ausgangsspannungsdrift	[$\mu\text{V}/24\text{h}$]	$< \pm 10$		
Mechanische Resonanzfrequenz	[kHz]	> 100	65	45
Temperaturkoeffizient der pn-Dioden	[mV/K]	– 1,8 (100 μA Speisestrom)		
Durchbruchspannung der pn-Dioden	[V]	ca. – 80		

Die mittels Staining untersuchte Tiefe der Piezowiderstände beträgt etwa 0,3 μm , was bei einem Brückenwiderstand von ca. 2 k Ω in einer mittleren Dotierungsdichte von $1,5 \cdot 10^{19}$ Atome/ cm^3 und einem k-Faktor von 84 resultiert. Diese Daten decken sich sehr gut mit den im Rahmen des Piezowiderstandsdesigns theoretisch bestimmten Werten.

4.5 Entwicklung von Sensor-Arrays für die Oberfläche eines Zylinderstumpfs

Im Rahmen des DFG-Schwerpunktprogramms „Bildgebende Messverfahren für die Strömungsanalyse“ wird unter anderem die Umströmung eines Zylinderstumpfs auf einer ebenen Platte in einem offenen Windkanal betrachtet. Dabei stehen neben der bildhaften Darstellung und Analyse der Zylinderumströmung die Messung der Oberflächendruckverteilung und der Druckschwankungen im Mittelpunkt. Der zu untersuchende Zylinderstumpf hat eine Höhe von 240 mm und einen Durchmesser von 120 mm. Um Informationen über die Druckverteilung auf der gesamten Oberfläche zu gewinnen, werden

linienförmige Sensor-Arrays für den Deckel und den Mantel des Zylinders entwickelt. Ein wesentliches Designkriterium bei der Entwicklung dieser Oberflächen-Sensor-Arrays ist die oberflächenbündige Montage der Sensoren, um zum einen eine direkte und unverfälschte Messung des Wanddrucks und dessen Fluktuationen vornehmen zu können und zum anderen die Beeinflussung der Strömung selbst zu minimieren. Abbildung 4.17 zeigt schematisch die Darstellung des Sensor-Arrays für den Zylinderdeckel.

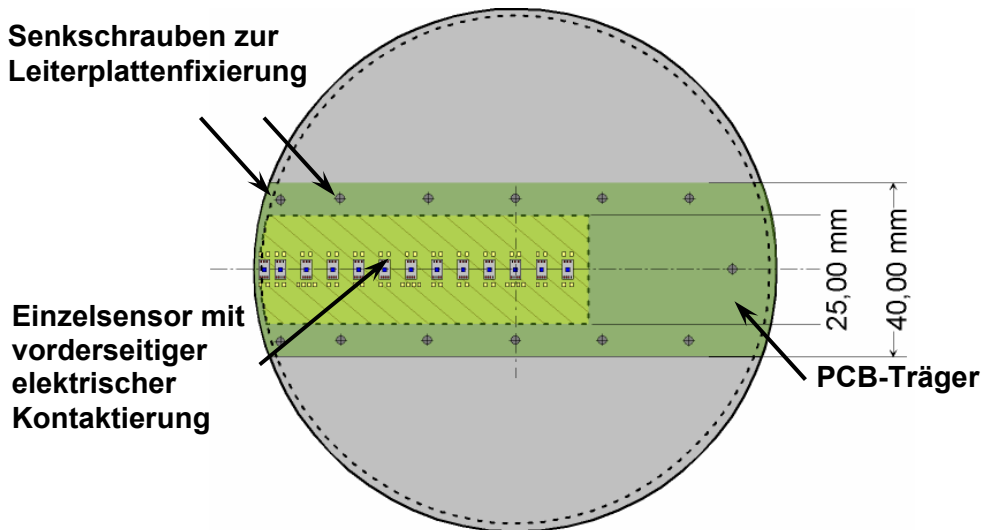


Abbildung 4.17 Ansicht der oberen Stirnfläche des Zylinderstumpfs (Deckel) ausgestattet mit einem schematisch dargestellten Sensor-Array.

Dieses Array basiert auf der Verwendung einer strukturierten Leiterplatte (Printed Circuit Board → PCB), die mittels der Software EAGLE entworfen und von der Firma Contag bezogen wird. Die Leiterplatte ist beidseitig metallisiert und mit einer galvanisch aufgetragenen Gold-Schicht veredelt, um das Au-Drahtbonden auf der Vorderseite zu ermöglichen. Das Linien-Array besteht aus 13 Einzelsensoren, die in Abständen von sechs Millimetern angeordnet sind. Bei der Montage des Arrays werden die fertig prozessierten und messtechnisch charakterisierten Sensorchips in die Öffnungen der strukturierten Leiterplatte eingesetzt. Um die oberflächenbündige Lage zu gewährleisten, wird vor dem Einsetzen der Sensoren eine Kaptonfolie auf die PCB-Vorderseite geklebt und an jeder Sensorposition mittig gelocht damit die Sensormembranen nicht zerstört werden. Nachdem die Sensoren von der Rückseite mit einem Silikon-Vergussmittel (RT 563 [4.32]) fixiert sind, wird die Folie abgezogen. Voruntersuchungen bezüglich der Auswahl eines geeigneten Vergussmittels haben

gezeigt, dass bei der Verwendung von harten Materialien, wie beispielsweise Epoxydharz, starke mechanische Verspannungen auf die Chips übertragen werden. Das hier verwendete zwei-Komponenten-Vulkanisat härtet bei Raumtemperatur aus und besitzt sehr gute Fließeigenschaften, durch die eine gleichmäßige Verteilung gewährleistet wird. Durch das Au-Drahtbonden auf der Leiterplatten-Vorderseite und das Aufkleben einer Referenzdruckschiene auf der Rückseite wird das Array fertig gestellt.

Das vertikal angeordnete Sensor-Array zur vollständigen Erfassung des Wanddrucks auf dem Zylindermantel ist schematisch in Abbildung 4.18 dargestellt. Es besteht aus vier Einzelsegmenten, die mit jeweils sieben Sensoren bestückt werden. Darüber hinaus ist ein horizontal verlaufendes Zeilen-Array mit sieben Sensoren vorgesehen, um auch synchrone Druckdaten entlang der Hauptströmungsrichtung erfassen zu können. Da die Oberfläche gekrümmt ist, muss eine andere Aufbau- und Verbindungstechnik entwickelt werden als bei dem ebenen Deckel-Array. Um sowohl einen zuverlässigen Referenzdruckanschluss als auch eine stabile elektrische Kontaktierung zu gewährleisten, werden wiederum PCBs verwendet. Die Sensorchips werden jedoch in diesem Fall auf die strukturierten Leiterplatten geklebt, die anschließend in Aluminium-Segmente eingesetzt werden. Um eine stufenfreie Oberfläche des Zylinders zu erhalten, wird wieder ein Silikon-Vergussmittel verwendet.

Der Zylinder wird aus Aluminium hergestellt und im Zusammenhang mit einem Befestigungsfuß mit einem Kugellager ausgestattet, damit die Rotation um die Längsachse ermöglicht wird. Die Einzelsegmente werden mit Passstiften in dafür vorgesehenen Bohrlöchern fixiert, wobei rückseitig angeordnete Kabel und Druckschläuche durch das Innere des Zylinders nach unten herausgeführt werden. Um eine möglichst stufenfreie Oberfläche herzustellen, wird der Zylinder mit den Aluminium-Segmenten ohne Sensoren vollständig überdreht. Auf diese Weise werden vorhandene Stufen zwischen Zylinder und Segmenten egalisiert.

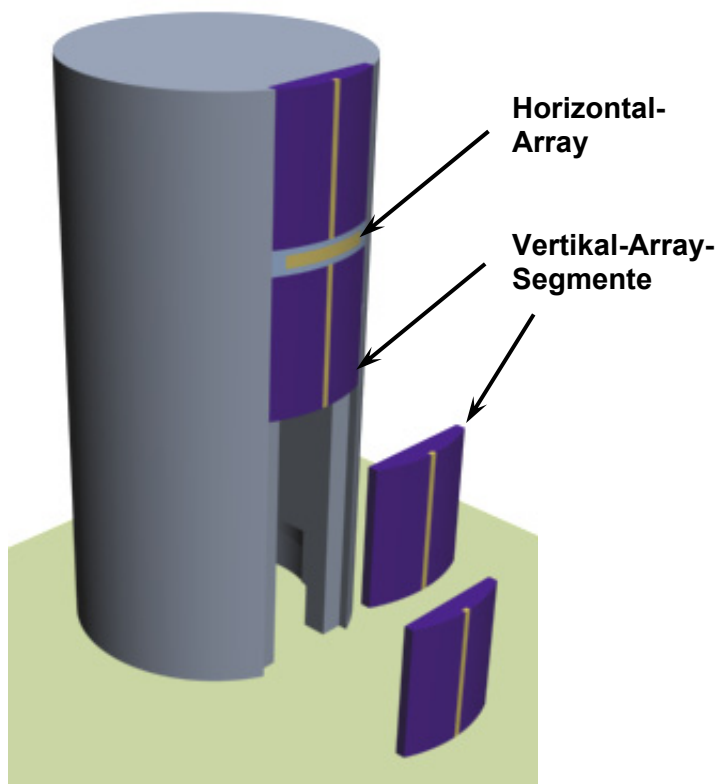
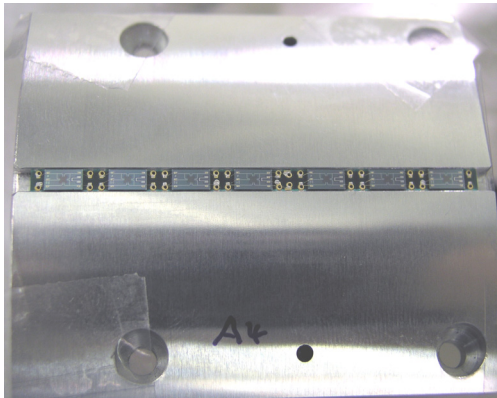
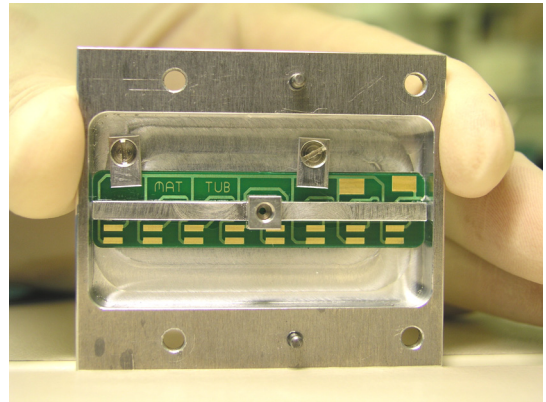


Abbildung 4.18 Sensor-Arrays zur Wanddruckmessung auf dem Zylindermantel bestehend aus vier Vertikal-Arrays und einem Horizontal-Array, die in die Oberfläche eingesetzt werden.

Die fertig prozessierten und messtechnisch charakterisierten Drucksensoren werden mit Fotolack auf strukturierte Leiterplatten geklebt und anschließend mittels Au-Drahtbonden kontaktiert. Aufgeklebte Referenzdruckschienen auf den Rückseiten der Leiterplatten ermöglichen die Kalibrierung der Arrays. Die Sensorträger werden in Aluminium-Segmente eingesetzt und von der Rückseite fixiert (siehe Abbildung 4.19).



a) Vorderseite eines Alu-Segments



b) Rückseite mit eingesetzter Leiterplatte

Abbildung 4.19 Bild (a) zeigt die Vorderseite eines der Aluminium-Segmente mit eingesetztem PCB-Träger. Auf der rechten Seite (b) ist die Rückseite des Segments dargestellt.

Anschließend erfolgt der oberflächenbündige Verguss der Sensoren mit dem zuvor eingesetzten Vergussmittel RT 563. Das Resultat dieser Prozedur ist in Abbildung 4.20 dargestellt.

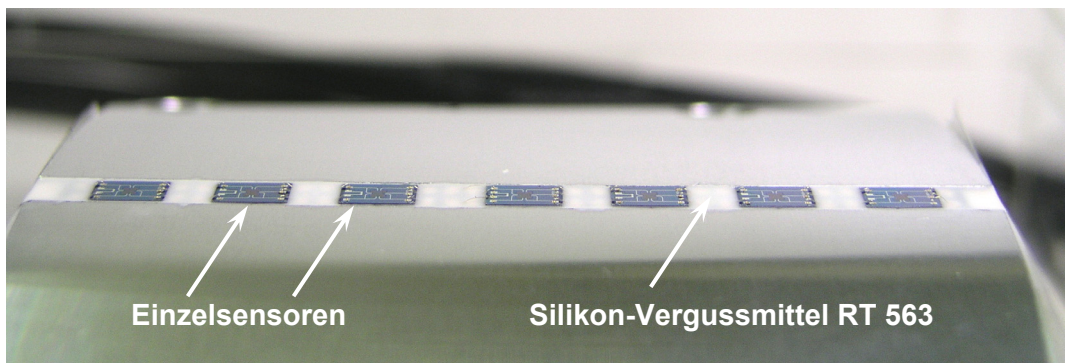
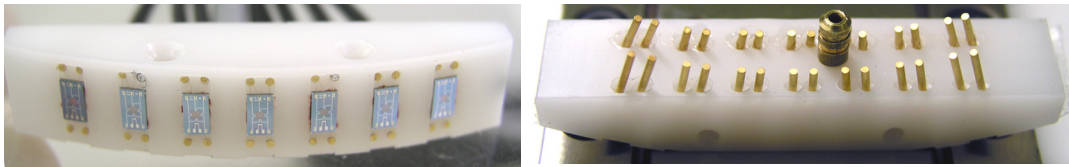


Abbildung 4.20 Foto eines der fertig gestellten Sensor-Arraysegmente, bestehend aus sieben Einzelsensoren, die unter Verwendung eines Silikon-Vergussmittels (RT 563, Firma Wacker Silicone) oberflächenbündig eingebettet sind.

Das Horizontal-Array, welches aus Polyoxymethylen (POM) besteht, wird mit vergoldeten Stiften zur elektrischen Kontaktierung sowie mit einem Druckanschluss ausgestattet. Anschließend werden die Sensoren eingeklebt, kontaktiert und vergossen (siehe Abbildung 4.21).



a) Vorderseite des Horizontal-Arrays b) Rückseitenansicht

Abbildung 4.21 Foto des aus Polyoxymethylen (POM) gefertigten Horizontal-Arrays bestückt mit sieben Drucksensoren (a). Das rechte Foto (b) zeigt die Rückseite mit den vergoldeten Kontaktstiften und dem Druckanschluss.

Abschließend werden alle Einzelsegmente nacheinander in den Zylinder eingesetzt, wobei die elektrischen Leitungen und Druckschläuche in einer Nut im Inneren des Zylinders nach Außen geführt werden. Die vorderseitigen Bohrungen in den Segmenten werden mit einer Modelliermasse [4.33] verschlossen.

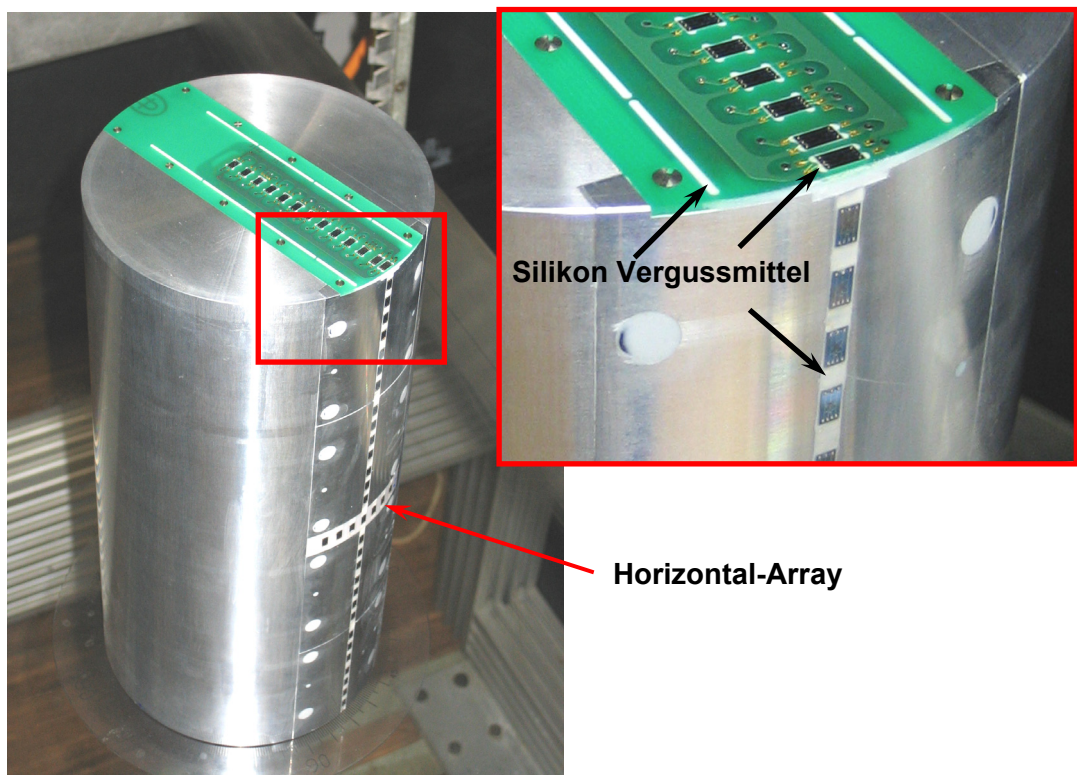


Abbildung 4.22 Foto des fertig gestellten Messzylinders, der mit insgesamt 48 AeroMEMS-Drucksensoren ausgestattet ist und zur Messung des Oberflächendrucks im Windkanal eingesetzt wird. Der Zylinder ist über ein Kugellager rotierbar gelagert, um Druckmessungen auf der gesamten Oberfläche zu ermöglichen.

Abbildung 4.22 zeigt ein Foto des fertig gestellten Messzylinders, der mit insgesamt 48 oberflächenbündig montierten Drucksensoren ausgestattet ist. Durch die Befestigung des Zylinders auf einem Kugellager können die Sensoren relativ zur Hauptströmungsrichtung bewegt werden. Auf diese Weise lässt sich die Druckverteilung auf der gesamten Oberfläche des Zylinders messen. Die jeweilige Winkelposition kann anhand einer auf der Grundplatte angebrachten Skala abgelesen werden.

4.6 Windkanalexperiment: Umströmung eines Zylinderstumpfs auf einer ebenen Platte (Leitexperiment)

4.6.1 Konfiguration des Experiments

Bei dem sogenannten „Leitexperiment“ handelt es sich um einen strömungsmechanischen Grundlagenversuch. Zentraler Gegenstand dieses Experiments ist ein kurzer, quer angeströmter Zylinderstumpf mit einem freien und einem wandbegrenzten Ende, wie er in Abbildung 4.23 dargestellt ist.

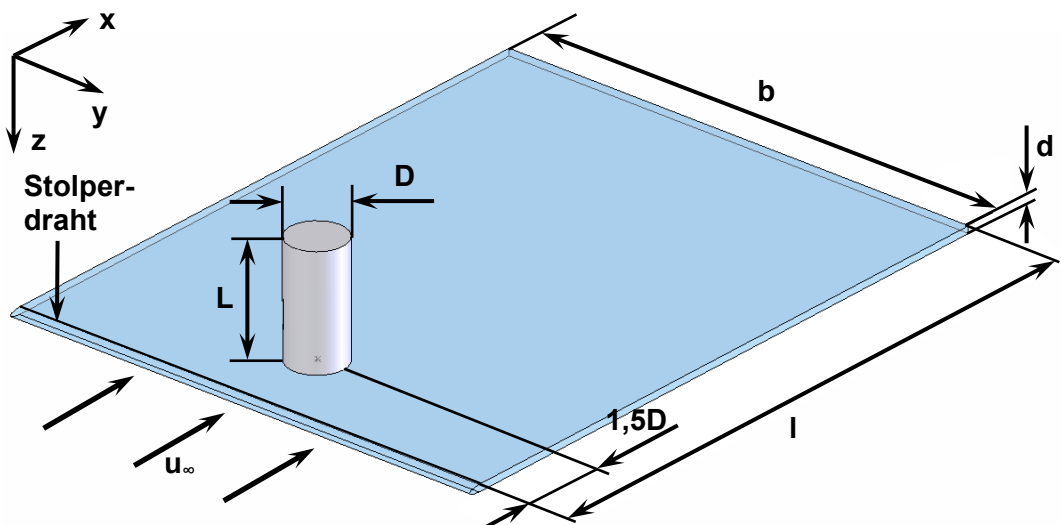


Abbildung 4.23 Konfiguration des Leitexperiments: ein auf einer ebenen Grundplatte fixierter Zylinderstumpf mit einem Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis von zwei. Für das Experiment wird eine auf den Zylinderdurchmesser D (120 mm) bezogene Reynoldszahl von $Re = 2 \cdot 10^5$ definiert, die bei der gegebenen Konfiguration in einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s resultiert.

Durch die Umströmung des Zylinders entsteht zum einen im Nachlauf eine komplexe dreidimensionale Wirbelstruktur, zum anderen bildet sich über dem ebenen Zylinderstumpfende eine Ablöseblase. In der Einleitung dieser Arbeit (Kapitel 1.1) werden die wichtigsten Ergebnisse der optisch basierten Messverfahren qualitativ beschrieben. Die instationäre Charakteristik dieser Strömungsphänomene lässt sich außerdem auf der Oberfläche des Zylinders in Form von komplexen Wanddruckfluktuationen wieder finden. Insbesondere die Bereiche, in denen Strömungsablösungen stattfinden, sind von großem Interesse für die messtechnischen Untersuchungen, da dort neue Erkenntnisse durch eine verbesserte Oberflächenmesstechnik gewonnen werden können. Der interdisziplinäre Vergleich von Ergebnissen aus der optischen Strömungsmesstechnik (LDA, PIV, [4.34]) mit Ergebnissen der Oberflächenmesstechnik (AeroMEMS-Drucksensor-Arrays, [4.3] [4.4]) sowie die Ergänzung der Daten durch numerische Simulationen (LES, [4.35] – [4.37]) liefern eine umfassende und in dieser Form neuartige Darstellung der auftretenden Strömungsphänomene. Die optisch basierten Messverfahren werden am Lehrstuhl für Strömungsmechanik der Universität Rostock angewandt, wo das Leitexperiment durchgeführt wird. Komplexe numerische Simulationen der Zylinderumströmung werden im Rahmen der Projektkooperation am Institut für Strömungsmechanik und Technische Akustik der Technischen Universität Berlin durchgeführt.

Die Untersuchungen werden in einem Windkanal nach „Göttinger Bauart“ vorgenommen, der eine offene Messstrecke mit quadratischem Querschnitt von $0,65 \times 0,65 \text{ m}^2$ und einer Länge von 1,40 m aufweist. Der Turbulenzgrad des Umlaufwindkanals, welcher in Abbildung 4.24 skizzenhaft dargestellt ist, beträgt etwa 0,5 %. Die Strömungsrichtung im Bereich der Testsektion des Kanals verläuft von rechts nach links und mündet in der Auffangdüse. Für das Experiment wird eine auf den Zylinderdurchmesser D bezogene Reynoldszahl von $Re = 2 \cdot 10^5$ definiert, die bei der gegebenen Konfiguration in einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s resultiert. Diese Reynoldszahl charakterisiert am Leitexperiment einen Strömungszustand, bei dem die Transition in der freien Scherschicht in unmittelbarer Nähe der Ablöseposition stattfindet.

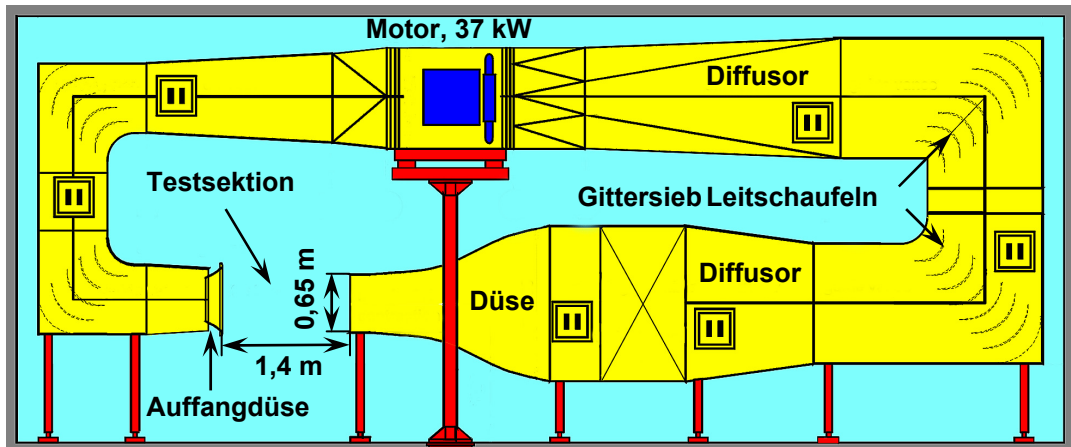


Abbildung 4.24 Schematische Darstellung eines Windkanals nach „Göttinger Bauart“. Das Zylindermodell auf der Grundplatte wird in der offenen Testsektion des Kanals positioniert.

Der scharfkantige Zylinderstumpf mit einem Durchmesser von 120 mm und einer Länge von 240 mm hat ein ebenes freies Ende und steht auf einer transparenten Endplatte, die von allen Seiten einen optischen Zugang zum Strömungsfeld gestattet (siehe Abbildung 4.23). Die Abmessungen der Platte betragen in der Breite 0,7 m, in der Länge 1,3 m und in der Dicke 15 mm. Der Zylinder wird mittig auf der Längsachse 180 mm hinter dem vorderen Ende der Platte, welche mit einer parabolisch abgerundeten Vorderkante versehen ist, positioniert.

4.6.2 Messablauf und Datenverarbeitung

Der in Kapitel 4.5 beschriebene Messzylinder, ausgestattet mit insgesamt 48 AeroMEMS-Drucksensoren, wird im Windkanal der Universität Rostock zur Oberflächendruckmessung an der beschriebenen Leitexperiment-Konfiguration eingesetzt. Abbildung 4.25 zeigt ein Foto des Windkanals mit den zur Durchführung der Messungen notwendigen Komponenten.

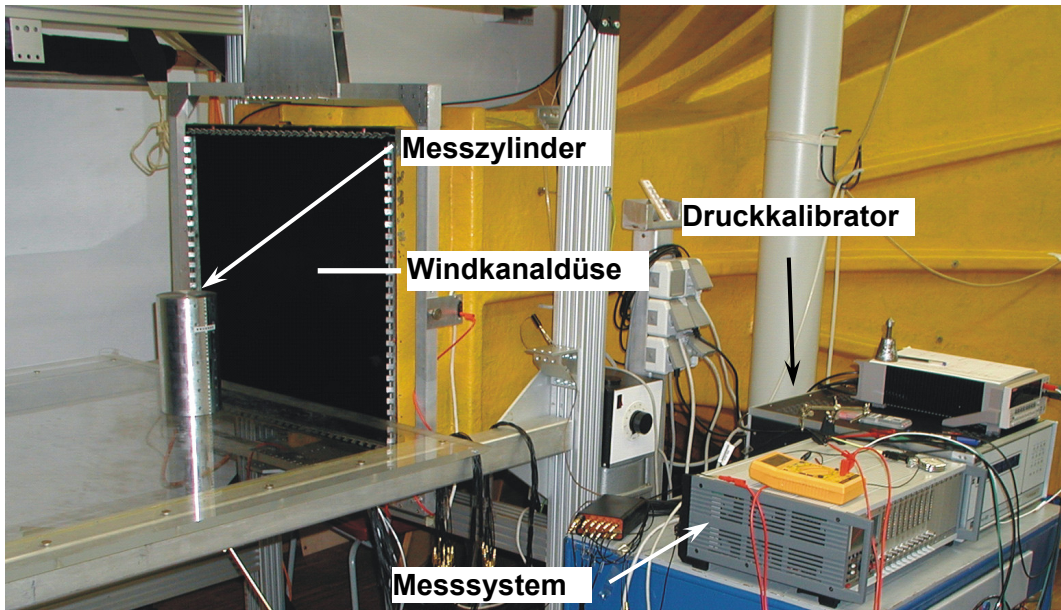


Abbildung 4.25 Foto des Messzylinders im Windkanal der Universität Rostock. Die Sensorausgangssignale werden mittels eines SCXI/PXI Messsystems (National Instruments) ausgelesen und gespeichert. Für die Sensorkalibrierung wird ein Druckkalibrator (Mensor) eingesetzt.

Der Messzylinder ist drehbar auf der Grundplatte montiert, wobei sämtliche elektrischen Leitungen und Druckanschlüsse durch ein Loch in der Platte nach unten geführt werden. Die Drehung des Zylinders um die Längsachse wird mit Hilfe einer mechanischen Rotations- und Arretierungsvorrichtung, die über ein Kardangelenk mit der am Zylinder fixierten Welle verbunden ist, durchgeführt. Abbildung 4.26 zeigt den schematischen Aufbau der Instrumentierung. Die Druckkalibrierung der Sensoren wird mit Hilfe des bereits für die Sensorcharakterisierung eingesetzten Kalibrators (PCS-400) vorgenommen. Die Sensoren werden über eine externe Spannungsquelle (Keithley Sourcemeter; Typ 2400) mit einer Spannung von einem Volt gespeist. Elektrische Ausgangssignale werden unter Verwendung eines Mehrkanal-Messsystems der Firma National Instruments abgetastet und für die spätere Datenauswertung gespeichert. Da das vorhandene Messsystem lediglich über 24 Eingangskanäle verfügt, kann nur die Hälfte der Sensoren gleichzeitig abgetastet werden.

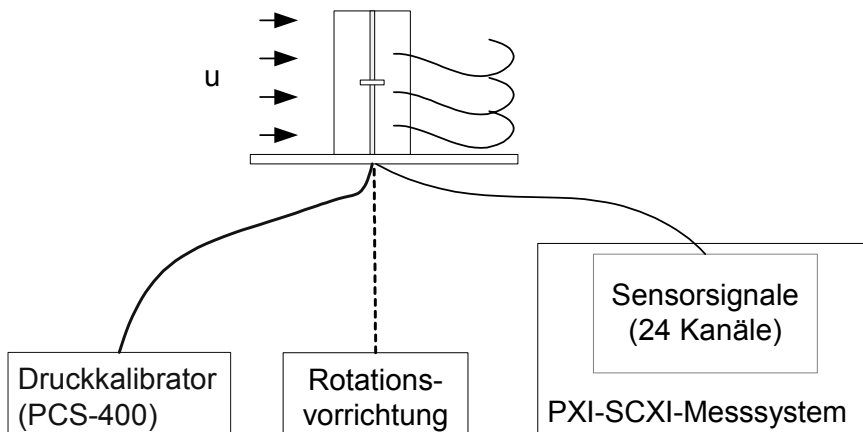


Abbildung 4.26 Schematische Darstellung der Instrumentierung für die Druckmessungen.

Um den Temperatureinfluss während der Messungen zu begrenzen, wird die Temperatur im Windkanal anhand der Ausgangssignale von zwei der integrierten pn-Dioden beobachtet. Auf diese Weise lässt sich die Einlaufphase des Windkanals, die ca. eine Stunde dauert, überwachen. Anschließend wird mit den Messungen begonnen, wobei bei dieser Vorgehensweise die Temperaturschwankung während einer Messung unterhalb von einem Grad Celsius liegt.

Die analogen Ausgangssignale der Sensoren werden mit einer Frequenz von zwei Kilohertz abgetastet und mit einem Tiefpassfilter auf eine Bandbreite von einem Kilohertz begrenzt. Die Verwendung dieser relativ niedrigen Frequenz ergibt sich aus Voruntersuchungen, bei denen sich gezeigt hat, dass alle relevanten Strömungsphänomene innerhalb eines Frequenzspektrums bis maximal 1000 Hz liegen. Die Messzeit für jede Winkelposition beträgt 30 Sekunden. Aus diesen Daten werden im weiteren Verlauf die zeitlich gemittelte Druckverteilung und die Standardabweichung des Drucks bestimmt. Der detaillierte Ablauf der Messungen gestaltet sich folgendermaßen:

1. Stabilisierungsphase des Windkanals
2. Druckkalibrierung bei ausgeschaltetem Windkanal
3. Erneuter Start des Windkanals
4. Messung bei der ersten Winkelposition
5. Drehung des Zylinders auf die nächste Winkelposition
6. Messung, Drehung, usw., bis bei allen Winkelpositionen gemessen wurde

7. Abschalten des Windkanals
8. Abschlusskalibrierung

Während der Druckkalibrierung wird eine Sequenz von Druckbeaufschlagungen (0 Pa, -100 Pa, +100 Pa, -200 Pa, +200 Pa, -400 Pa, +400 Pa, -800 Pa, +800 Pa, 0 Pa) ausgeführt. Für jeden Druckwert wird eine Messung durchgeführt, so dass auf Basis der jeweiligen Ausgangsspannungen und den zugehörigen Drücken ein Kalibrierfaktor bzw. eine Kalibrierfunktion (Polynom zweiter Ordnung) berechnet werden kann. Bei der nachträglichen Datenverarbeitung werden die Ausgangsspannungen, die in Form von je einer Datei mit 24 Kanälen pro Winkelposition vorliegen, durch Multiplikation mit den Kalibrierfaktoren bzw. -funktionen in Druckwerte umgerechnet.

4.6.3 Ergebnisse und Diskussion

Die Konturplots in Abbildung 4.27 zeigen auf der linken Seite (a) das Messergebnis der zeitlich gemittelten Druckverteilung und auf der rechten Seite (b) das aus der Large-Eddy-Simulation resultierende Ergebnis. Anhand der Farbskala in der Mitte und den Koordinatenachsen können die jeweiligen Druckwerte einer bestimmten Oberflächenposition zugeordnet werden.

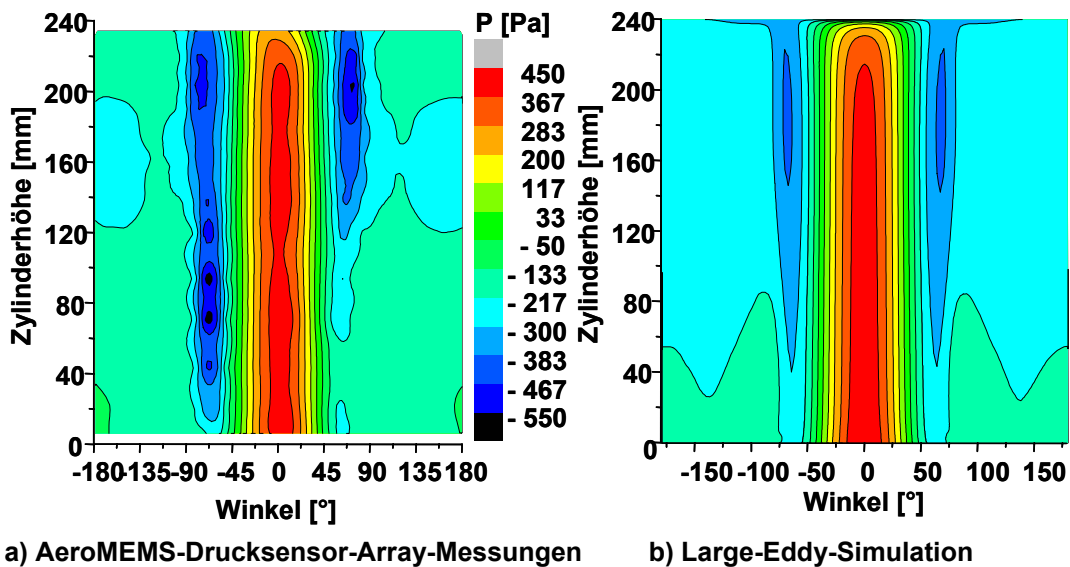


Abbildung 4.27 Konturplot der zeitlich gemittelten Druckverteilung auf der Zylinderoberfläche. Links ist das Ergebnis der Wanddruckmessungen, rechts das Ergebnis der LES abgebildet. Beide Darstellungen sind auf die Farbskala normiert.

Die Anströmung erfolgt bei einem Winkel von null Grad. Die Region des Staudrucks, der durch die laminare Anströmung erzeugt wird und etwa 450 Pa beträgt, erstreckt sich ungefähr von 0° bis 30° (ebenso im negativen Winkelbereich). Zwischen 30° und 70° fällt der Druck aufgrund der Umströmung kontinuierlich ab, wechselt das Vorzeichen und erreicht das Minimum im Bereich zwischen 75° und 85° . An dieser Stelle fällt die Unsymmetrie der gemessenen Druckdaten auf. Im positiven Winkelbereich ist das Druckminimum im oberen Bereich des Zylinders deutlich stärker ausgeprägt als im unteren Bereich. Im negativen Winkelbereich hingegen erstreckt sich das Druckminimum nahezu über die gesamte Höhe des Zylinders von etwa 40 mm bis zum freien Ende bei 240 mm. Diese ausgeprägte Unsymmetrie deutet auf die Existenz zweier unterschiedlicher Strömungszustände hin, die sich bei der jeweiligen Drehrichtung einstellen. Prinzipiell kommen dafür zwei Ursachen in Frage: Einerseits könnte sich aufgrund des Zeitversatzes der Messungen auf beiden Zylinderhälften durch Änderung der Strömungsbedingungen (Temperatur, Luftdruck und Luftfeuchtigkeit) ein anderer Strömungszustand einstellen, andererseits ist es möglich, dass eine Strömungsbeeinflussung durch einseitig deutlicher vorhandene Unebenheiten auf der Zylinderoberfläche hervorgerufen wird. Letztere Ursache ist wahrscheinlicher, da die Temperatur während der Messung kontrolliert wird und nicht stärker als ein Grad Celsius ansteigt. Eine maßgebliche Änderung des Luftdrucks und der Luftfeuchtigkeit innerhalb der Messzeit von einer halben Stunde ist ebenfalls unrealistisch. Eine nachträgliche qualitative Überprüfung der Übergänge am Zylindermantel im Bereich der unteren Array-Segmente bestätigt die Annahme von Ungleichmäßigkeiten bei den Array-Übergängen.

Bei der simulierten Druckverteilung verläuft das Minimum ähnlich wie auf der positiven Winkelseite bei der Messung, obwohl die Druckwerte insgesamt nicht so stark abfallen. Im hinteren Bereich des Zylinders oberhalb von 90° hat der Druck ein negatives Vorzeichen und verläuft nahezu konstant. Lediglich im oberen Bereich zwischen 120 mm und 200 mm liegt ein breites, örtlich feststehendes Minimum vor. Dieser erhöhte Unterdruck wird durch die rezirkulierende Strömung, die hinter dem Zylinder entsteht, hervorgerufen. Abgesehen von den Abweichungen des Staudrucks und des Unterdrucks im Bereich der Ablösung stimmt das Messergebnis sehr gut mit der simulierten Druckverteilung überein.

Betrachtet man die Ergebnisse auf dem Zylinderdeckel, die nebeneinander in Polarkoordinaten in Abbildung 4.28 dargestellt sind, ist der Unterschied bezüglich der vorliegenden Minima bzw. Maxima stärker ausgeprägt. Im Gegensatz zur

Druckverteilung auf dem Zylindermantel zeigt das Wanddruckfeld auf dem Deckel ausschließlich negative Druckwerte, was auf die Umströmung des Zylinders zurückzuführen ist. Die gemessenen Werte liegen zwischen -170 Pa und -450 Pa und die simulierten Werte reichen von -214 Pa bis -380 Pa. Dennoch entspricht die erwartete Druckverteilung insofern der Messung, als dass der Druck im hinteren Bereich des Deckels zunimmt und an der Kante das Maximum erreicht. Diese Tatsache belegt das Vorhandensein der mittels LDA vermessenen Ablöseblase.

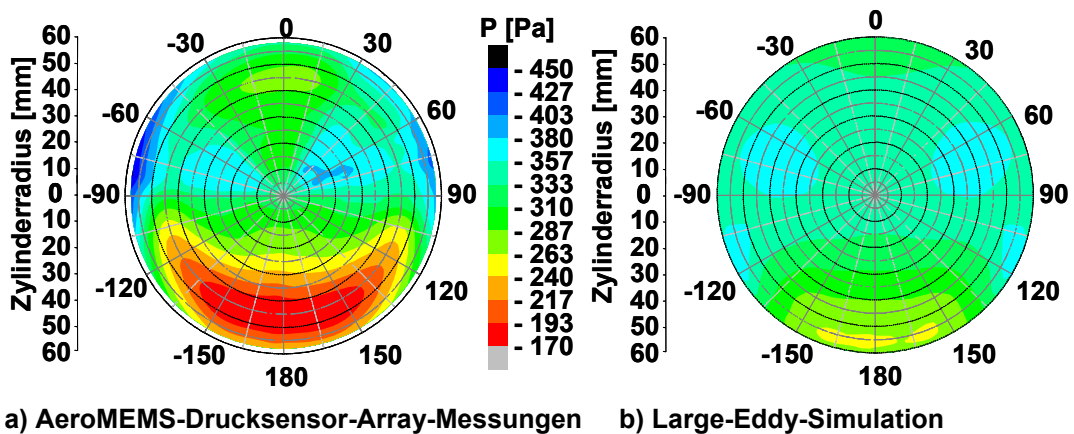
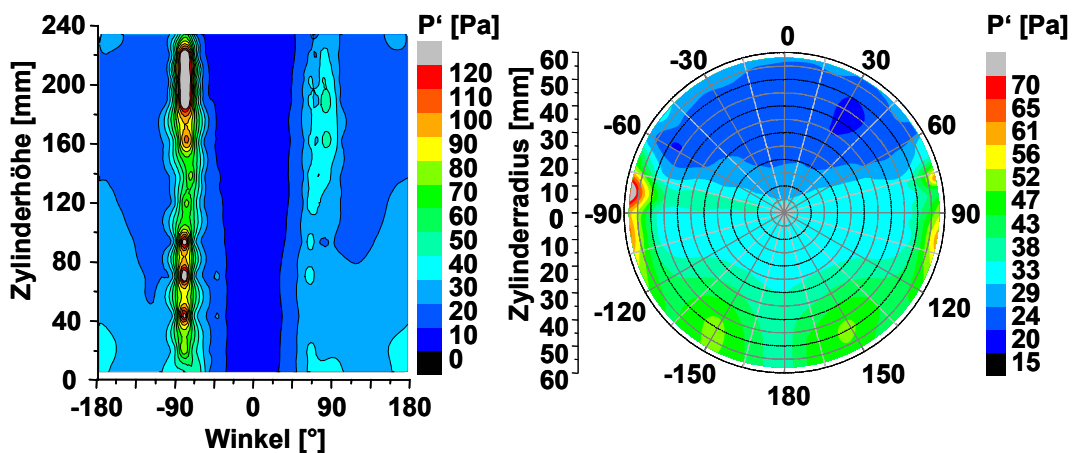


Abbildung 4.28 Konturplot der zeitlich gemittelten Druckverteilung auf dem Zylinderdeckel. Links ist das Ergebnis der Wanddruckmessungen, rechts das Ergebnis der LES abgebildet. Beide Darstellungen sind auf die gleiche Farbskala normiert.

Die in der Simulation vorliegenden kreisförmigen Maxima bei einem Radius von 15 mm bis 50 mm und einem Winkel von 65° (und auch -65°) sind ebenfalls im Messergebnis zu finden. Auch hier fällt die leichte Unsymmetrie bezüglich der am Rand bei etwa 75° gelegenen Minima auf, die ebenfalls auf die ungleichmäßigen Strömungszustände zurückzuführen sind. Die in der Simulation auftretenden lokalen Minima bei etwa 110° können anhand des Messergebnisses nicht identifiziert werden. Es erscheint allerdings so, dass deren Lage in den Messungen nach vorne verschoben ist und sie sich über einen Winkelbereich von etwa 75° bis 90° erstrecken.

Die Präsenz der in Kapitel 1.1 beschriebenen ablösenden Wirbelsysteme, welche direkten Einfluss auf die Wanddruckverteilung haben, können hingegen nicht anhand der zeitlich gemittelten Druckdaten nachgewiesen werden. Da diese Wirbel in erster Linie größere Druckfluktuationen an der Zylinderoberfläche hervorrufen, sollte die Auswertung der Druckschwankungen signifikante Maxima

in der Standardabweichung der zeitlich aufgelösten Drucksignale zeigen. Die Schwankungsdaten für den Mantel und Deckel sind jeweils mit einer zugehörigen Farbskala nebeneinander in zwei Konturplots in Abbildung 4.29 dargestellt. Bei Betrachtung der Standardabweichung des Drucks auf dem Zylindermantel fällt besonders die zuvor beschriebene Unsymmetrie auf, die in den Schwankungsdaten sogar noch deutlicher zu beobachten ist. Die hohen Fluktuationen bei -85° deuten auf eine Beeinflussung der Strömung und die dadurch ausgelöste Ablösung hin. Im positiven Winkelbereich ist die Ablösung, bzw. der Bereich der größten Fluktuationen, ebenfalls bei 85° , also direkt hinter dem Druckminimum, zu finden. Diese Druckschwankungen sind jedoch bei weitem nicht so stark ausgeprägt und außerdem auf die obere Hälfte des Zylinders beschränkt. Im hinteren Bereich des Zylinders zwischen 100° und 180° verlaufen die Druckschwankungen wieder sehr symmetrisch, was aus der Tatsache resultiert, dass die Strömung dort bereits abgelöst ist. Das zuvor angedeutete Rezirkulationsgebiet im oberen Bereich des Zylinders spiegelt sich ebenfalls in der Verteilung der Schwankungen wieder. Im oberen Bereich ab 130 mm treten sehr geringe Fluktuationen auf, da die Strömung dort abgelöst ist. Die Fluktuationen nehmen jedoch im unteren Bereich zu, in dem sich das Anlegegebiet befindet.



a) Zylindermantel

b) Zylinderdeckel

Abbildung 4.29 Konturplot der Standardabweichung des Drucks auf der Zylindermantelfläche (a) und auf dem Deckel (b).

Die Standardabweichung des Drucks auf dem Zylinderdeckel zeigt im vorderen Bereich, wo ebenfalls aufgrund der Überströmung der Kante keine anliegende Strömung vorliegt, sehr geringe Schwankungen, die in Richtung der Hinterkante bei 180° zunehmen. Dabei ist das Gebiet geringer Schwankungen zum Rand hin

begrenzt, was ebenfalls auf die Existenz einer Ablöseblase hindeutet. Die „Fußabdrücke“ der seitlich ablösenden Kopfwirbel sind auf beiden Seiten bei etwa 100° sichtbar. Das vorgelagerte Schwankungsmaximum bei etwa -80° deutet auf den starken Einfluss der seitlichen Strömungsablösung hin.

Obwohl die gewonnenen Messergebnisse offensichtlich durch das Vorhandensein der Sensor-Arrays beeinflusst werden, können die wesentlichen Aspekte der qualitativ beschriebenen Topologie des Strömungsfeldes in Kapitel 1.1 bestätigt werden. Dabei handelt es sich wie beschrieben um die laminare Anströmung vor dem Zylinder, die seitliche Ablösung, welche in der Ausbildung der Kármán-Wirbelstraße resultiert, die am freien Zylinderende seitlich ablösenden Kopfwirbel, die Ablöseblase auf dem Deckel sowie die Strömung über das freie Ende des Zylinders, die einen rezirkulierenden Wirbel auf der Zylinderrückseite erzeugt. Der Abdruck des Hufeisenwirbels und der U-förmige Wirbel hinter dem Zylinder können anhand der vorliegenden Daten nicht nachgewiesen werden.

4.7 Zusammenfassung

Bei dem entwickelten AeroMEMS-Sensor der ersten Generation handelt es sich um einen vorderseitig kontaktierten piezoresistiven Differenzdrucksensor, der zur zusätzlichen Durchführung von Temperaturmessungen an der Oberfläche mit einer integrierten pn-Diode ausgestattet ist. Die primären Anforderungen an diesen Sensor sind eine hohe Empfindlichkeit, die in einem Messbereich von ± 500 Pa eine Auflösung von einem Pascal ermöglicht, die Einsetzbarkeit für dynamische Messungen in Frequenzbereichen bis zu 20 kHz sowie die Möglichkeit zur zuverlässigen Arrayintegration, um wandbündige Oberflächen-Sensor-Arrays herstellen zu können. Gemäß dieser Kriterien werden unter Verwendung von n-Typ SOI-Wafern und p-dotierten Piezowiderständen Drucksensoren mit einer Fläche von $2,5 \times 4,5 \text{ mm}^2$, einer Membrandicke von $3 \text{ }\mu\text{m}$ und drei verschiedenen quadratischen Membrangrößen von $500 \times 500 \text{ }\mu\text{m}^2$, $700 \times 700 \text{ }\mu\text{m}^2$ und $900 \times 900 \text{ }\mu\text{m}^2$ entworfen und technologisch realisiert. Für die Kalibrierung, die bei jedem einzelnen Chip notwendig ist, wird eine geeignete Messumgebung entwickelt, die es ermöglicht, neben der temperaturabhängigen Druckkalibrierung auch Driftmessungen der Offsetspannung durchzuführen. Tabelle 4.5 enthält eine Zusammenfassung der messtechnischen Charakterisierung der realisierten Sensortypen.

Der Aufbau von Oberflächen-Sensor-Arrays erfolgt unter Einsatz einer hybriden Aufbau- und Verbindungstechnik, bei der die Siliziumchips auf bzw. in speziell

angefertigten PCB-Trägern montiert werden. Auf diese Weise wird ein Zylinderstumpf, der eine Höhe von 240 mm und einen Durchmesser von 120 mm aufweist, mit insgesamt 48 Sensoren bestückt, um die Oberflächendruckverteilung, sowie die Druckschwankungen bei dessen Umströmung, in einem Windkanal bei einer Reynoldszahl von 200.000 zu ermitteln. Diese als Leitexperiment bezeichnete Zylinderumströmung wird einerseits mittels optischer Messverfahren analysiert (Laser-Doppler-Anemometrie und Particle-Image-Velocimetry) und andererseits anhand umfangreicher numerischer Simulationen (Large-Eddy-Simulation) untersucht. Die experimentellen Druckmessungen auf der Zylinderoberfläche bilden die dritte Säule dieses strömungsmechanischen Grundlagenexperiments. Die gewonnenen Ergebnisse stehen in gutem Einklang mit der Simulation und geben darüber hinaus Auskunft über die am Zylinder vorliegenden Druckschwankungen, die vor allem im Bereich der Strömungsablösung stark instationärer Natur sind. Anhand der gewonnenen Erkenntnisse lassen sich außerdem mehrere der charakteristischen Strömungsphänomene nachweisen und den Strömungsdaten qualitativ zuordnen. Problematisch ist allerdings die Aussagekraft der Messergebnisse bezüglich flächenhafter und zeitaufgelöster Druckschwankungen, da es sich bei der Sensoranordnung lediglich um ein Linien-Array handelt. Darüber hinaus ist der Einfluss der Aufbau- und Verbindungstechnik einschließlich der vorderseitigen Bondverbindungen auf das Umströmungsverhalten nicht geklärt. Aus diesen Gründen ist es notwendig ein mehrzeiliges Sensor-Array zu entwickeln, das durch eine Weiterentwicklung der Aufbau- und Verbindungstechnik geringere Strömungsbeeinflussungen hervorruft. Diese Tatsache erfordert die Entwicklung eines neuen Sensorchips, der neben einer geringeren Fläche die Möglichkeit zur Rückseitenkontaktierung bietet.

Literatur zu Kapitel 4

- [4.1] A. Berns, R. v. Metzen, B. Mukhopadhyay, E. Obermeier, A. Wolter und A. Leder, Ultra Sensitive AeroMEMS Sensor Array for High- Resolution Wall Pressure Measurements, Proceedings of the 19th Eurosensors Conference, Barcelona, Spanien, 11th – 14th September, 2005, MB07.
- [4.2] A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter und A. Leder, AeroMEMS Sensor Array for High- Resolution Wall Pressure Measurements, Sensors & Actuators A: Physical, Band 132, Nr. 1, 2006, S. 104-111.
- [4.3] A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, Application of AeroMEMS Surface Pressure Sensor Arrays in Experimental Fluid Mechanics, 46th AIAA Aerospace Sciences Meetings and Exhibit, 2008, Reno, NV, USA, AIAA-2008-0271.
- [4.4] A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, O. Frederich, F. Thiele, Aero-Micro-Electromechanical System Sensor Arrays for Time Resolved Wall Pressure Measurements, AIAA Journal, Band 47, Nr. 4, 2009, S. 863-873.
- [4.5] G.T.A. Kovacs, N.I. Maluf und K.E. Petersen, Bulk Micromachining of Silicon, Proceedings of the IEEE, Band 86, Nr. 8, 1998, S. 1536-1551.
- [4.6] J.B. Lasky, S.R. Stiffler, F.R. Whith und J.R. Abernathey, Silicon-On-Insulator (SOI) by Bonding and Etch-Back, Technical Digest of the International Electron Devices Meeting (IEDM), Band 31, 1985, S. 684-687.
- [4.7] W.P. Maszara, G. Goetz, A. Caviglia und J.B. McKitterick, Bonding of Silicon Wafers for Silicon-On-Insulator, Journal of Applied Physics, Band 64, 1988, S. 4943-4950.
- [4.8] W.P. Maszara, SOI Material by Wafer Bonding: An Overview, Proceedings of the IEEE International SOI Conference, 01.-03. Oktober 1991, Vail Valley, CO, USA, 1991, S. 18-19.
- [4.9] A.E. Michel, W. Rausch, P.A. Ronsheim und R.H. Kastl, Rapid Annealing and the Anomalous Diffusion of Ion Implanted Boron into Silicon, Applied Physics Letters, Band 50, Nr. 7, 1987, S. 416-418.
- [4.10] A. Mokhberi, P.B. Griffin, J.D. Plummer, E. Paton, S. McCoy und K. Elliott, A Comparative Study of Dopant Activation in Boron, BF₂, Arsenic,

- and Phosphorus Implanted Silicon, IEEE Transactions on Electron Devices, Band 49, Nr. 7, 2002, S. 1183-1191.
- [4.11] R. Kwor, D.L. Kwong und Y.K. Yeo, Rapid Thermal Annealing Characteristics of As^+ -and BF_2^+ -Implanted Si, Applied Physics Letters, Band 45, Nr. 1, 1984, S. 77-79.
- [4.12] A. Höfler, T. Feudel, N. Strecker, W. Fichtner, K.-H. Stegemann, H. Syhre und G. Dallmann, A Technology Oriented Model for Transient Diffusion and Activation of Boron in Silicon, Journal of Applied Physics, Band 78, Nr. 6, 1995, S. 3671-3679.
- [4.13] J. Narayan, O.W. Holland, R.E. Eby, J.J. Wortman, V. Ozguz und G.A. Rozgonyi, Rapid Thermal Annealing of Arsenic and Boron-Implanted Silicon, Applied Physics Letters, Band 43, Nr. 10, 1983, S. 957-959.
- [4.14] S.S. Cohen, J.F. Norton, E.F. Koch und G.J. Weisel, Shallow Boron-Doped Junctions in Silicon, Journal of Applied Physics, Band 57, Nr. 4, 1985, S. 1200-1213.
- [4.15] M.H. Juang und S.C. Harn, Shallow p+n Junctions Formed by Using a Two-Step Annealing Scheme with Low Thermal Budget, IEEE Electron Device Letters, Band 20, Nr. 12, 1999, S. 618-620.
- [4.16] M.Schiffer, E. Obermeier, F. Grewe, A. Ebner und H.H.Fernholz, A New Height-Adjustable AeroMEMS Surface Fence Probe Fabricated in SOI Technology for High Resolution Wall Shear Stress Measurements in Turbulent Flows, Proceedings of the 13th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems, Seoul, Südkorea, 2005, S. 601-604.
- [4.17] G.S. Oehrlein, Reactive Ion Etching, in Handbook of Plasma Processing Technology, Editor S.M. Rossnagel, J.J. Cuomo, W.D. Westwood, Noyes Publications, New York, USA, 1990, S. 196-233.
- [4.18] K.R. Williams und R.S. Muller, Etch Rates for Micromachining Processing, Journal of Microelectromechanical Systems, Band 5, Nr. 4, 1996, S. 256-269.
- [4.19] G. Roberts, Al Si Metallization Process, US Patent Nr. 3918149, INTEL, 1972.
- [4.20] D.S. Gardner und P.A. Flinn, Mechanical Stress as a Function of Temperature in Aluminum Films, IEEE Transactions on Electron Devices, Band 35, Nr. 12, 1988, S. 2160-2169.

- [4.21] N.S. Alvi und D.L. Kwong, Alloying of Al-Cu-Si Metallization by Rapid Thermal Annealing, IEEE Electron Device Letters, Band 7, Nr. 2, 1986, S. 137-139.
- [4.22] F. Laermer und A. Schilp, Method of Anisotropic Etching of Silicon, Patent DE 4241045 (US 5501893), 1994, Robert Bosch GmbH.
- [4.23] F. Laermer, A. Schilp, K. Funk und M. Offenberger, Bosch Deep Si Etching-Improving Uniformity and Etch Rate, Twelfth IEEE International Conference on Microelectromechanical Systems, Orlando, Florida, USA, 1999, S. 211-216.
- [4.24] M.J. Walker, Comparison of Bosch and Cryogenic Processes for Patterning High Aspect Ratio Features in Silicon, Proceedings of the International Conference on Microelectronic and MEMS Technologies, SPIE-4407, Edinburgh, UK, 2001, S. 89-99.
- [4.25] J. Yeom, Y. Wu und M.A. Shannon, Critical Aspect Ratio Dependence in Deep Reactive Ion Etching of Silicon, 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems, Boston, Massachusetts, USA, 2003.
- [4.26] H.-G. Wagemann und T. Schönauer, Silizium-Planartechnologie: Grundprozesse, Physik und Bauelemente, Teubner Verlag, Wiesbaden, 2003, Kapitel 3.1.5 Optische Vermessung der Junction-Tiefe, S. 96.
- [4.27] C.P. Wu, E.C. Douglas, C.W. Mueller und R. Williams, Techniques for Lapping and Staining Ion-Implanted Layers, Journal of the Electrochemical Society, Band 126, Nr. 11, 1979, S. 1982-1988.
- [4.28] O.N. Tufte und E.L. Stelzer, Piezoresistive properties of silicon diffused layers, Journal of Applied Physics, Band 34, 1963, S. 313-318.
- [4.29] H. Kuchling, Taschenbuch der Physik, 19. Auflage, Hanser Verlag, München, 2007, Tabellen 16 und 31, S. 629-631 und S. 644-645.
- [4.30] S.M. Sze, Physics of Semiconductor Devices, John Wiley & Sons, New York, USA, 1981, Kapitel 2: Dioden, S. 63-133.
- [4.31] M. Grundmann, The Physics of Semiconductors, Springer Verlag, Berlin, Deutschland, 2006, Kapitel 18: Dioden, S. 400-471.
- [4.32] Wacker Silicones, Datenblatt: Elastosil RT 563 RTV-2 Silicone Rubber, 2008, S. 1-2.
- [4.33] Eberhard Faber GmbH, Datenblatt: FIMO Modelliermasse, 2006, S. 1-2.

-
- [4.34] A. Leder, 3d-flow structures behind truncated circular cylinders, Proceedings of the 4th ASME/JSME Joint Fluid Engineering Conference, Honolulu, HI, FEDSM2003-45083.
 - [4.35] O. Frederich, E. Wassen und F. Thiele, Flow Simulation around a Finite Cylinder on Massively Parallel Computer Architecture, Proceedings of the International Conference on Parallel Computational Fluid Dynamics, Washington, DC, 2005, S. 85–93.
 - [4.36] O. Frederich, E. Wassen und F. Thiele, Prediction of the flow around a short wall-mounted cylinder using LES and DES, Journal of Numerical Analysis, Industrial and Applied Mathematics, (JNAIAM), Band 3, Nr. 3-4, 1008, S. 231-247.
 - [4.37] O. Frederich, E. Wassen, F. Thiele, M. Jensch, M. Brede, F. Hüttmann und A. Leder, Numerical simulation of the flow around a finite cylinder with ground plate in comparison to experimental measurements, In: C. Tropea, S. Jakirlic, H.-J. Heinemann, R. Henke, und H. Hönliger, Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design, Springer Verlag, Berlin, 2007, Band 96, S. 348–355, ISBN 978-3-540-74458-0.

5 Zweites Sensordesign mit Rückseitenkontaktierung und pn-Diode

Die AeroMEMS-Drucksensoren der zweiten Generation unterscheiden sich von den Sensoren der ersten Generation im Wesentlichen durch eine geringere Fläche und eine Rückseitenkontaktierung [5.1]. Dies ist vor allem im Hinblick auf die Arrayintegration ein entscheidendes Weiterentwicklungskriterium, da sich daraus verbesserte Aufbaumethoden ergeben. Eine bonddrahtfreie Vorderseite der Sensor-Arrays spielt insbesondere bei der Charakterisierung instabiler Strömungsvorgänge, wie beispielsweise dem laminar-turbulenten Umschlag oder der Strömungsablösung, eine entscheidende Rolle, da der Einfluss der Bonddrähte auf das Umströmungsverhalten bis heute nicht bekannt ist und je nach Versuchsanordnung direkte Auswirkungen auf die Wanddruckmessungen nicht ausgeschlossen werden können. Innerhalb dieses Kapitels wird neben dem neuen Sensordesign, der technologischen Realisierung und der messtechnischen Charakterisierung der Einzelsensoren der Aufbau eines 3D-Multisensor-Arrays auf der Oberfläche des zuvor verwandten Zylinders geschildert. Außerdem werden die mit dem neuen Messzylinder durchgeführten Windkanalmessungen beschrieben und die gewonnenen Ergebnisse diskutiert.

5.1 Design der Durchkontaktierung

Das Redesign des in Kapitel 4 vorgestellten piezoresistiven Drucksensors beinhaltet zwei wesentliche Weiterentwicklungen: Neben der Verringerung der Chipgröße werden Durchkontaktierungen (Through Silicon Via $\rightarrow$ TSV oder Through Wafer Via $\rightarrow$ TWV) in den Sensorchip integriert, um das Drahtbonden auf der Rückseite zu ermöglichen. Auf diese Weise können neue Methoden der Aufbau- und Verbindungstechnik entwickelt werden, die aufgrund der geringeren Chipgröße eine Steigerung der Ortsauflösung ermöglichen.

Bei der Gestaltung der Durchkontaktierungen, die im Folgenden auch als Vias bezeichnet werden, kommen verschiedene Konzepte in Frage, die je nach Ausführung unterschiedliche Auswirkungen auf den Prozessablauf haben. Grundsätzlich wird eine Via in drei Teilschritten realisiert. Zuerst wird das Silizium strukturiert, anschließend erfolgt die Isolation der freigelegten Seitenwände und abschließend wird der elektrische Kontakt zwischen Vorder- und Rückseite hergestellt. Für alle drei Teilschritte können unterschiedliche Prozesse

angewandt werden. In der einschlägigen Literatur finden sich im Wesentlichen drei erfolgreiche Konzepte zur Realisierung von Silizium-Durchkontaktierungen auf Waferebene (Konzept a): [5.2], Konzept b): [5.3] – [5.5], Konzept c): [5.6]). Diese drei Varianten sind skizzenhaft in Abbildung 5.1 dargestellt, wobei von der Verwendung von SOI-Wafern ausgegangen wird.

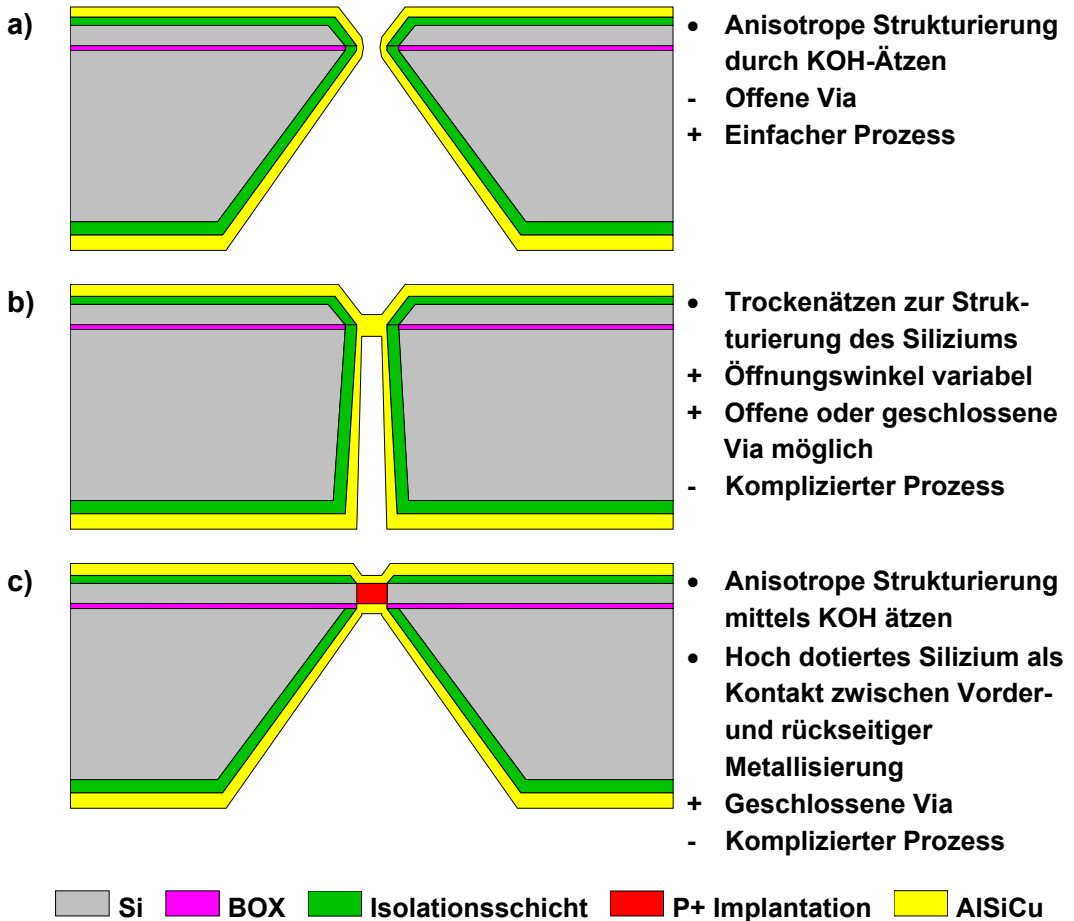


Abbildung 5.1 Drei verschiedene Varianten zur Herstellung einer Durchkontaktierung durch einen Silizium-Wafer. Auf der rechten Seite sind allgemeine (•) sowie vor- (+) und nachteilige (-) Eigenschaften aufgeführt.

Im Fall der zu entwickelnden AeroMEMS-Drucksensoren müssen die Vias geschlossen sein, sonst würde der auftretende Druckausgleich zwischen Vorder- und Rückseite Differenzdruckmessungen unmöglich machen. Ein weiteres Hauptkriterium für das Design ist die Forderung nach möglichst vollständiger Funktionalität auf der gesamten Waferoberfläche bei geringem Optimierungsaufwand des Prozesses. Aus diesen Gründen wird eine abgewandelte

Variante der Durchkontaktierung aus Abbildung 5.1 a) realisiert, die sich im Wesentlichen dadurch unterscheidet, dass sie in geschlossener Form hergestellt wird (siehe Abbildung 5.2).

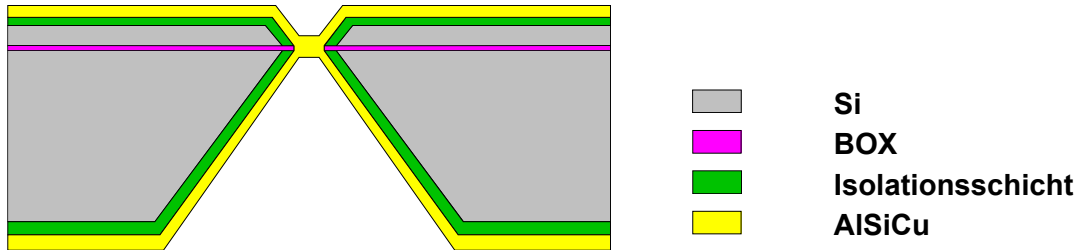


Abbildung 5.2 Skizze der ausgewählten Struktur der Durchkontaktierung für den AeroMEMS-Drucksensor.

Voruntersuchungen bezüglich der technologischen Realisierung derartig gestalteter Durchkontaktierungen haben gezeigt, dass sowohl die Silizium-Strukturierung als auch die Isolation der Seitenwände und deren Metallisierung unproblematisch sind. Die Herausforderungen bei der Herstellung dieser Art von Vias bestehen einerseits in der Realisierung eines zuverlässigen Kontakts zwischen Vorder- und Rückseite und andererseits in der Durchführung lithographischer Prozesse auf der strukturierten Waferrückseite. Diese Einzelheiten werden im folgenden Unterkapitel zur technologischen Realisierung detailliert behandelt.

5.2 Membrandimensionierung und neues Chiplayout

Für das Redesign wird eine Membrandicke von mindestens $4\text{ }\mu\text{m}$ – gegenüber $3\text{ }\mu\text{m}$ beim ersten Membrandesign – gewählt. Ein entscheidender Grund für diese Änderung liegt in der besseren Verarbeitbarkeit der Wafer, die aufgrund der dickeren device-layer eine geringere Durchbiegung (bow) und eine höhere Stabilität aufweisen (insbesondere nach der Strukturierung der Membranen). Ein weiteres Problem besteht in der Herstellung der SOI-Wafer, da sich nach Angaben zuverlässiger Waferlieferanten das Unterschreiten einer Dicke von $4\text{ }\mu\text{m}$ beim Polieren der device-layer äußerst problematisch auf den erfolgreichen Prozessablauf auswirkt. Da außerdem die Toleranz dieser Schicht in der Regel $\pm 0,5\text{ }\mu\text{m}$ beträgt, ist der Einfluss dieser Schwankungen auf die Sensorempfindlichkeit bei einer dickeren Membran weniger stark ausgeprägt als bei einer dünneren.

Für die Festlegung der Membranabmessungen werden die Informationen aus den bisher durchgeführten Messungen herangezogen. Die Ergebnisse der

Wanddruckmessungen am Zylinder, die in Kapitel 4.6.3 vorgestellt werden, zeigen Differenzdrücke im Bereich von etwa -600 Pa bis $+450$ Pa. Vor diesem Hintergrund ist bei einer Membrandicke von $4\text{ }\mu\text{m}$ eine Membrangröße von $800\text{ }\mu\text{m}$ eine zufriedenstellende Wahl, da die simulierte Empfindlichkeit, die bei den Sensoren der ersten Generation sehr gut mit den gemessenen Empfindlichkeiten übereinstimmt, etwa bei $4,2\text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ liegt. Bezogen auf die Sensitivität von $7\text{ }\mu\text{V}/(\text{V}\cdot\text{Pa})$ des ersten Sensordesigns mit einer Membrangröße von $700\text{ }\mu\text{m}$ entspricht dies einer Empfindlichkeitsverringering von etwa 40% , was mit einer deutlichen Erweiterung des linearen Messbereichs einhergeht.

Um jedoch ebenso wie beim ersten Design eine Diversifizierung des Messbereichs für unterschiedliche Anwendungen zu erreichen, werden neben einer Membrangröße von $800 \times 800\text{ }\mu\text{m}^2$ zusätzlich $600 \times 600\text{ }\mu\text{m}^2$ und $1000 \times 1000\text{ }\mu\text{m}^2$ realisiert. Abbildung 5.3 zeigt nochmals die mittels Simulation berechneten Empfindlichkeiten in Abhängigkeit von den Membranabmessungen.

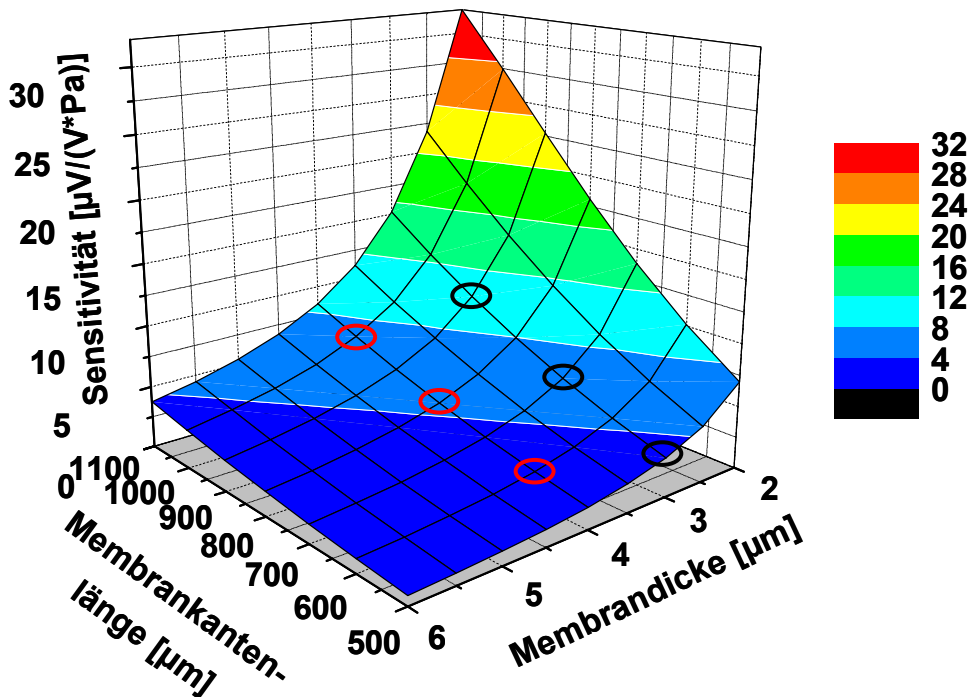


Abbildung 5.3 Durch strukturmekanische Simulation berechnete Sensorempfindlichkeiten in Abhängigkeit von den Membranabmessungen. Die Auswahl der Membrandicke und –kantenlängen für das Redesign ist durch die roten Markierungen hervorgehoben.

Dabei sind die im Zuge der ersten Sensorgeneration realisierten Membranen mit schwarzen Ellipsen hervorgehoben, die roten Ellipsen kennzeichnen die Auswahl der verschiedenen Sensorvarianten der zweiten Generation. Neben der Festlegung der Membranabmessungen, die keinen Einfluss auf den Prozessablauf haben, erfordert die Realisierung der Rückseitenkontaktierung eine wesentliche Erweiterung des Prozessablaufs.

Abbildung 5.4 zeigt die Vorder- (a) und Rückseite (b) des Sensorchiplayouts [5.1]. Im Vergleich zum ersten Sensordesign wird die Chipgröße um fast 50% von $4,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$ auf $3 \times 2 \text{ mm}^2$ reduziert, was aufgrund der gewählten Membrangrößen und der Durchkontaktierungen die minimalen Abmessungen darstellt. Die Vorderseitenmetallisierung, welche in Abbildung 5.4 a) in rot dargestellt ist, dient in erster Linie zur Herstellung der elektrischen Verbindungen zu den hoch dotierten Gebieten der Piezowiderstände und der Diode.

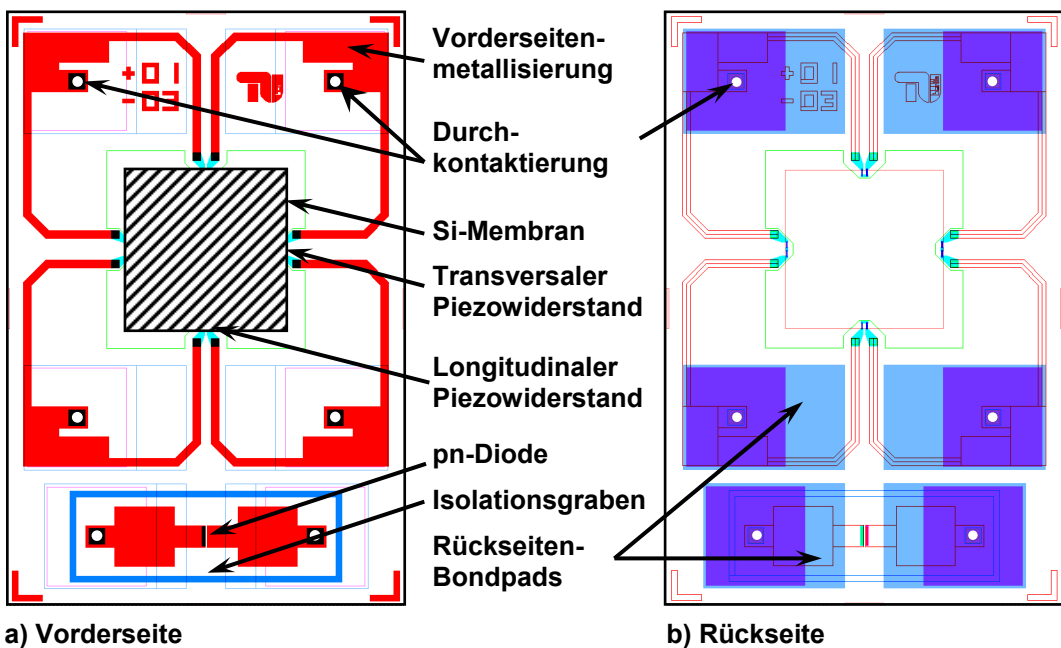


Abbildung 5.4 Design des piezoresistiven AeroMEMS-Drucksensors der zweiten Generation (Vorder- (a) und Rückseitenlayouts (b)). Der Sensorchip weist neben der Integration von sechs Durchkontaktierungen und Rückseiten-Bondpads eine verringerte Größe von $2 \times 3 \text{ mm}^2$ auf. Wie bereits beim ersten Sensordesign wird eine pn-Diode zur Temperaturmessung in den Chip integriert.

Auf der Rückseite des Chips (hellblau in Abbildung 5.4 b) dargestellt) befinden sich insgesamt sechs rechteckige Bondpads, die jeweils eine Größe von $530 \times 250 \mu\text{m}^2$ (vier Bondpads zur Kontaktierung der Piezowiderstände) bzw. von

$530 \times 150 \mu\text{m}^2$ (zwei Bondpads zur Kontaktierung der Diode) aufweisen. Die Bondpads auf der Rückseite sind bezüglich der Chipgeometrie so zentral wie möglich angeordnet, um die Zugänglichkeit beim späteren Drahtbonden zu erleichtern. Die Vorder- und Rückseitenmetallisierung wird mittels sechs Durchkontaktierungen, die wie beschrieben durch KOH-Ätzen realisiert werden, miteinander verbunden. Aufgrund der Waferdicke von etwa $300 \mu\text{m}$ haben die charakteristischen pyramidenförmigen Öffnungen auf der Rückseite eine relativ große Fläche von $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ (dunkelblau in Abbildung 5.4 b) dargestellt). Die eigentlichen Durchkontaktierungen sind kreisrund und haben einen Durchmesser von $50 \mu\text{m}$. Die Metallisierung besteht aus Aluminium. Die Geometrie und Lage der Piezowiderstände bleiben ebenfalls unverändert. Lediglich die Form der hoch dotierten Kontaktbereiche wird geringfügig geändert, so dass diese vollkommen symmetrisch sind. Im unteren Bereich des Chips befindet sich die integrierte pn-Diode, die, wie bereits beim ersten Design mit einem Isolationsgraben umgeben ist. Für den Fall, dass ausschließlich Druckmessungen vorgenommen werden, wird eine Designvariante ohne integrierte Diode realisiert. Dabei werden die Membran mit den Piezowiderständen, die Metallisierung sowie die vier Durchkontaktierungen bei unveränderten Chipabmessungen ins Zentrum verschoben.

5.3 Technologische Realisierung

Der mikrotechnologische Prozess zur Herstellung der AeroMEMS-Drucksensoren der zweiten Generation ist eine Weiterentwicklung der in Kapitel 4.2 vorgestellten technologischen Realisierung des ersten Sensors. Dabei ist zu beachten, dass sich die Sensorchips aus herstellungstechnischer Sicht lediglich durch die Integration der Rückseitenkontaktierungen von den ersten Sensoren unterscheiden. Aus diesem Grund werden nur die zur Herstellung der Vias notwendigen Prozessschritte näher erläutert. Zur Erhaltung der Übersichtlichkeit wird dennoch eine vollständige Liste des Prozessablaufs in Tabelle 5.1 aufgeführt. Die mit „Ort“ bezeichnete Spalte gibt an, ob der jeweilige Prozessschritt auf der Vorderseite (VS), Rückseite (RS) oder auf beiden Seiten (BS) des Wafers stattfindet. Die Spalte der Parameter enthält lediglich kurze Informationen über den Prozessschritt.

Tabelle 5.1 Prozessübersicht zur Herstellung der AeroMEMS-Drucksensoren der zweiten Generation. Bei den farblich gekennzeichneten Prozessschritten handelt es sich um neu entwickelte Teilprozesse, die zur Integration der Vias auf dem Chip durchgeführt werden müssen.

Nr.	Bezeichnung	Ort	Parameter
1	Aufwachsen von SiO ₂ (Passivierung)	BS	Ofenoxidation bei 1000°C
2	Ionenimplantationen (B, B ⁺ und P ⁺)	VS	Implantation von B und P
3	RTA	BS	Temperung 15s bei 1050°C
4	Abscheidung von Si ₃ N ₄ (Passivierung)	BS	LPCVD-Abscheidung bei 780°C
5	Öffnung der Passivierung für die Via	RS	Trocken- und Nassätzen
6	Aufbringen eines Glaswafers (Wachs)	VS	Aufbringen des Wachs bei 180°C
7	KOH-Ätzen der Vias (Teil 1)	RS	BOX dient als Ätzstopp
8	Reinigung (Wachsentfernung)	BS	Acetonbad für 24 Stunden
9	Entfernung der Passivierung	RS	Trocken- und Nassätzen
10	Isolation der Via-Seitenwände (SiO ₂)	BS	LTO-Abscheidung bei 420°C
11	Isolation der Via-Seitenwände (Si ₃ N ₄)	BS	LPCVD-Abscheidung bei 780°C
12	Entfernung der Isolationsschichten	VS	Trocken- und Nassätzen
13	Metallisierung der Vias	RS	Sputtern von 2 µm AlSiCu
14	Strukturierung der Bondpads	RS	Spezial-Lithographieprozess
15	Öffnung der Passivierung für die Vias	VS	Trocken- und Nassätzen
16	Aufbringen eines Glaswafers (Wachs)	RS	Wachs nur am Rand aufbringen
17	TMAH-Ätzen der Vias (Teil 2)	VS	BOX dient als Ätzstopp
18	Reinigung (Wachsentfernung)	BS	Acetonbad für 24 Stunden
19	Strukturierung des Isolationsgrabens	VS	Trockenätzprozess
20	Isolation der Via-Seitenwände (SiO ₂)	VS	PECVD-Abscheidung bei 350°C
21	Öffnung der Via-Kontaktlöcher	VS	Nass- und Trockenätzen
22	Ätztest zur Kontrolle	VS	Auftropfen von AZ326MIF/H ₂ O
23	Öffnung der Piezo-Kontaktlöcher	VS	Trocken- und Nassätzen
24	Metallisierung	VS	Sputtern von 2 µm AlSiCu
25	Temperung der Metallisierung	BS	H ₂ /N ₂ -Athmosphäre bei 450°C
26	Entfernung der Membranpassivierung	VS	Trocken- und Nassätzen
27	Öffnung der Passivierung für DSE	RS	Trocken- und Nassätzen
28	DSE	RS	Bosch Prozess
29	Entfernung des BOX	RS	Schutzbelackung der VS
30	Vereinzelung der Chips	VS	Sägen bei 30.000 U/Min
31	Abschlussreinigung der Chips	BS	Acetonbad bei 45°C und Ethanolbad

Wie bereits bei der ersten Beschreibung der technologischen Realisierung enthält diese Liste nicht alle notwendigen Einzelschritte, wie beispielsweise standardmäßige Lithographie- und Reinigungsprozesse. Anhand Tabelle 5.1 ist ersichtlich, dass die Integration der Durchkontaktierungen den bisherigen Prozessablauf erheblich verlängert. Tatsächlich ist es so, dass der Aufwand für die Herstellung der Vias in etwa dem Aufwand des verbleibenden Prozesses zur technologischen Realisierung der Sensorchips entspricht. Im Folgenden wird anhand einer graphischen Prozessabfolge detailliert auf die farblich markierten Prozessschritte, die für die Herstellung der integrierten Vias nötig sind, eingegangen. Um alle relevanten Aspekte ausreichend zu erläutern, wird eine spezielle Schnittansicht gewählt, die in Abbildung 5.5 in Form einer schwarzen Pfeillinie gekennzeichnet ist.

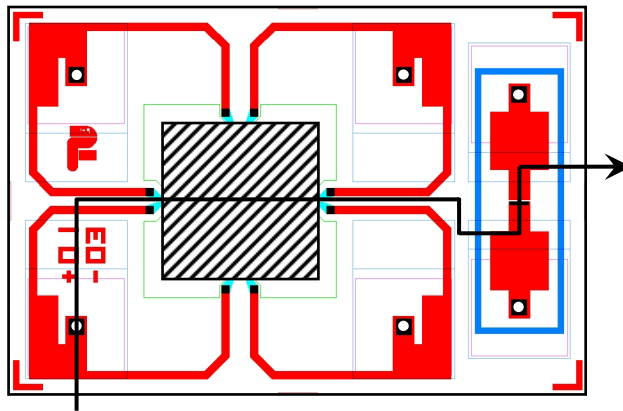
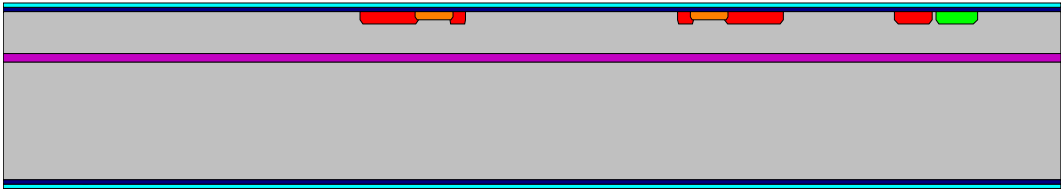
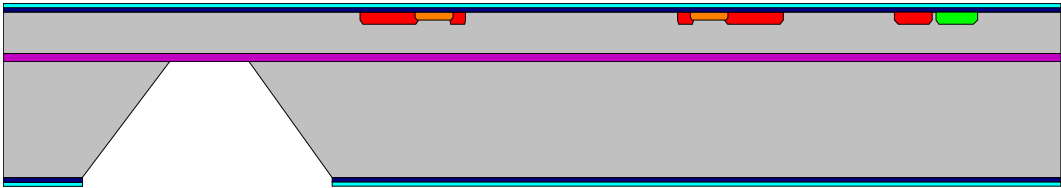


Abbildung 5.5 Verlaufdarstellung der Schnittansicht für den technologischen Prozessablauf (siehe Abbildung 5.6). Der Schnitt zeigt die Durchkontaktierung, einen der Piezowiderstände, die Sensormembran, einen weiteren Piezowiderstand und ganz rechts die pn-Diode.

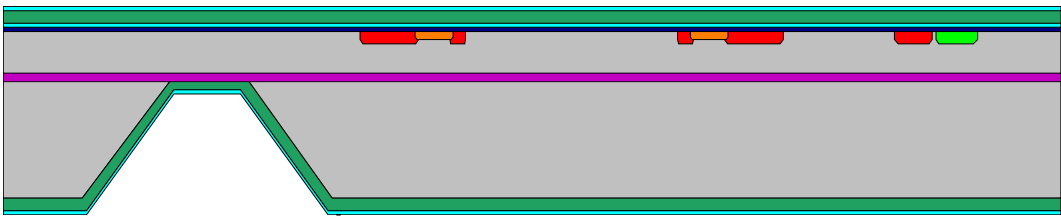
Diese Schnittansicht ermöglicht es den Querschnitt einer Via, der Membran, zweier Piezowiderstände inklusive der zugehörigen hoch dotierten Bereiche sowie der pn-Diode mit Isolationsgraben in einer Darstellung zu betrachten. Diese skizzenhaften Schnittansichten sind in Abbildung 5.6 aufgeführt, um den Prozessablauf zu verbildlichen.



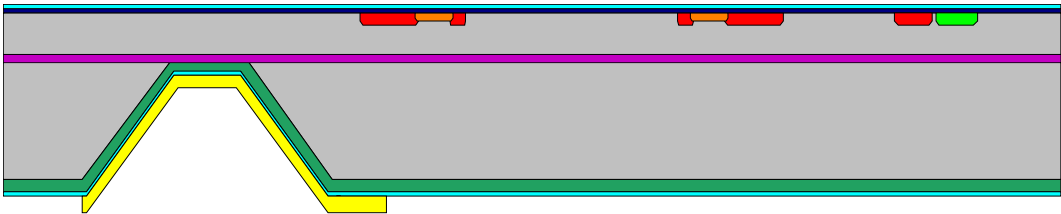
a) Waferzustand nach Prozessschritt 4: Aufwachsen einer 100 nm dicken SiO_2 -Schicht durch Trockenoxidation bei 1000°C ; Implantation der Piezowiderstände, der hoch dotierten Kontaktbereiche und der pn-Diode (p+- und n+-Gebiet); Aktivierung durch RTA für 15 s bei 1050°C ; Abscheidung einer 60 nm dicken Si_3N_4 -Schicht zur Vervollständigung der Passivierung (Tabelle 5.1: Nr. 1 bis 4)



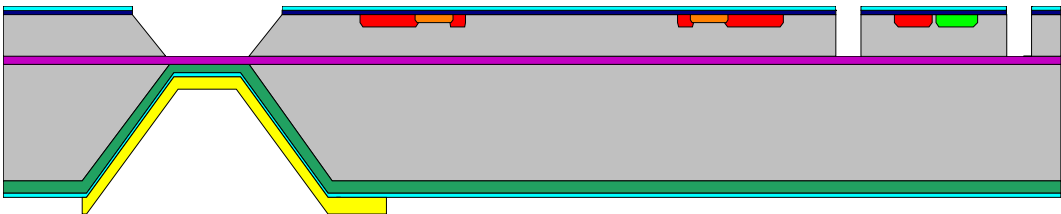
b) Öffnung der Passivierung auf der Rückseite; KOH-Ätzen zur Strukturierung des ersten Teils der Vias (Tabelle 5.1: Nr. 5 bis 8)



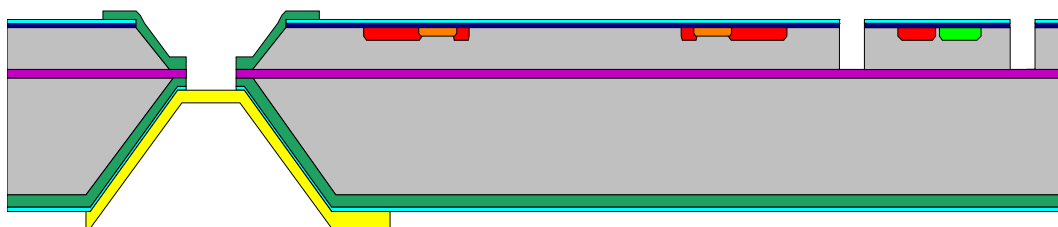
c) Entfernung der Passivierung von der Rückseite; LTO (SiO_2)- und LPCVD-Abscheidung (Si_3N_4) zur Isolation der Via-Seitenwände (Tabelle 5.1: Nr. 9 bis 11)



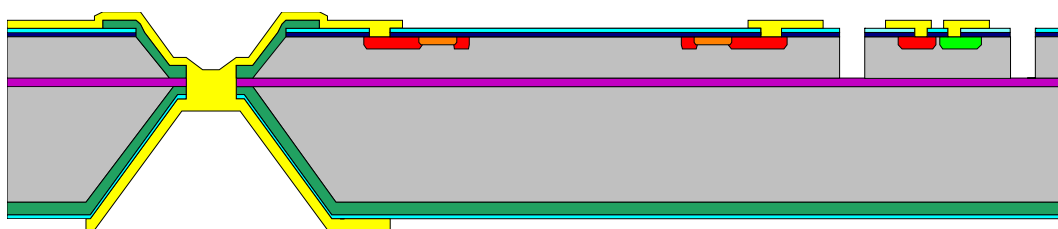
d) Entfernung der Isolationsschichten auf der Vorderseite; Rückseitige Metallisierung und Strukturierung der Bondpads (Tabelle 5.1: Nr. 12 bis 14)



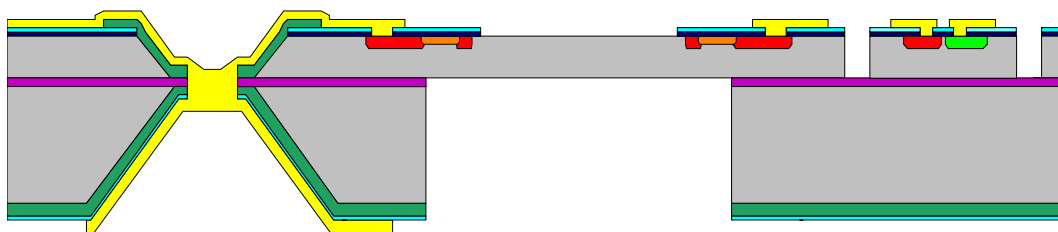
e) Öffnung der Passivierung auf der Vorderseite im Bereich der Vias; TMAH-Ätzen zur Strukturierung des zweiten Teils der Vias und Ätzen des Isolationsgrabens für die pn-Diode (Tabelle 5.1: Nr. 15 bis 19)



f) PECVD (Plasma Enhanced Vapour Deposition)-Abscheidung (SiO_2) und Strukturierung zur Isolation der Via-Seitenwände sowie Öffnung der Via-Kontaktlöcher auf der Vorderseite (Tabelle 5.1: Nr. 20 bis 22)



g) Öffnung der Kontaktlöcher zu den Piezowiderständen; Metallisierung der Vorderseite, Strukturierung und Temperung in Formiergasatmosphäre bei 450°C (Tabelle 5.1: Nr. 23 bis 25)



h) Fertigstellung der Sensorchips: Entfernung der Membranpassivierung auf der Vorderseite; Öffnung der Isolationsschichten im Bereich der Membranen auf der Rückseite; Strukturierung der Membranen mittels DSE (Bosch Prozess) auf der Rückseite; Entfernung des BOX unterhalb der Membranen; Vereinzelung und Reinigung der Chips (Tabelle 5.1: Nr. 26 bis 31)

Silizium	BOX (SiO_2)	Trockenoxid (SiO_2)	P+ Imp.	Piezo Imp.
n+ Imp.	Si_3N_4	LTO (RS) bzw. PECVD- SiO_2 (VS)	AlSiCu	

Abbildung 5.6 Schematische Darstellung des Prozessablaufs zur Herstellung der AeroMEMS-Drucksensoren der zweiten Generation mit Rückseitenkontaktierungen. Es wird die in Abbildung 5.5 gekennzeichnete Schnittansicht dargestellt, wobei die Beschriftungen a) bis h) die jeweiligen Prozessschritte zusammenfassen.

Im Folgenden werden die in Abbildung 5.6 veranschaulichten Teilprozesse gemäß der Bildunterschriften a) bis h) näher erläutert.

a) Trockenoxidation, Implantation, Temperung und Si_3N_4 -Abscheidung (1-4)

Der Prozess zur Herstellung der Sensorchips der zweiten Generation beginnt in gleicher Weise wie der in Kapitel 4.2 beschriebene Ablauf mit einer

Trockenoxidation, drei Implantationsschritten sowie der Aktivierung durch RTA. Anschließend wird die Passivierung durch LPCVD-Abscheidung einer 60 nm dicken Siliziumnitridschicht vervollständigt. An dieser Stelle ist anzumerken, dass eine Schichtdicke von 60 nm gewählt wird, da Voruntersuchungen gezeigt haben, dass sich die Si_3N_4 -Schichtdicke im gesamten Prozessverlauf um etwa 15 nm verringert und die ideale Schichtdicke etwa 45 nm beträgt.

b) Öffnung der Passivierung (RS) und KOH-Ätzen (erster Teil der Vias) (5-8)

Die Öffnung der Passivierung erfolgt durch zwei aufeinander folgende Ätzprozesse. Das Siliziumnitrid wird mittels SF_6 -Plasmaätzen unter Verwendung einer Fotoresistschicht als Maskierung strukturiert. In dem darauf folgenden nasschemischen Ätzprozessschritt wird in gepufferter HF-Ätzmischung (BOE) das darunter liegende Siliziumdioxid selektiv zum Silizium entfernt. Nach Entfernung der Fotoresistmaske wird bei einer Temperatur von etwa 200°C unter Verwendung von Wachs ein Glaswafer auf die Vorderseite aufgebracht. Diese Standardmaßnahme dient dem Schutz der Wafervorderseite vor dem Kontakt mit der KOH-Ätzlösung. Das dazu verwendete Wachs wird später durch ausgiebige Reinigung mit Aceton entfernt. Die anisotrope Strukturierung des Siliziums zur Herstellung des rückseitigen Teils der Vias wird in 33%iger KOH-Lösung bei einer Temperatur von 80°C durchgeführt. Das Ätzen findet in einem speziellen doppelwandigen, öltemperierten Gefäß statt, durch dessen Verwendung sowohl die Ätztemperatur als auch die Konzentration der KOH-Lösung konstant gehalten werden kann. Die strukturierte Siliziumnitridschicht auf der Rückseite fungiert bei diesem Prozessschritt als Maskierung. Der Ätzprozess stoppt aufgrund der hohen Selektivität zwischen Silizium und Siliziumdioxid auf dem BOX. Bei einer Grubenöffnung von $500 \times 500 \mu\text{m}^2$ und einer Waferdicke von $300 \mu\text{m}$ beträgt die Kantenlänge der geätzten Öffnung am BOX aufgrund des charakteristischen Ätzwinkels von $54,74^\circ$, unter Berücksichtigung einer lateralen Unterätzung von einem Prozent, etwa $80 \mu\text{m}$. Nach dem Ätzen wird der Glaswafer unter Temperatureinwirkung abgelöst und das auf der Oberfläche zurückbleibende Wachs durch Reinigung in Aceton entfernt.

c) Entfernung der Passivierung (RS), LTO-SiO₂- und LPCVD-Si₃N₄-Abscheidung (9-11)

Aufgrund der lateralen Unterätzung der als Maskierung verwandten Passivierung muss diese nach dem KOH-Ätzen vollflächig entfernt werden, da anderenfalls bei der späteren Metallisierung kein Kontakt zwischen der Oberfläche und den geätzten Seitenwänden hergestellt werden kann. Die Passivierung wird wie bereits

in Teilschritt b) beschrieben durch Trockenätzen und anschließendes nasschemisches Ätzen beseitigt. Als Isolationsmaterial für die Seitenwände der Via eignet sich Siliziumdioxid aufgrund der hohen Durchbruchfeldstärke und der gut kontrollierbaren Abscheidung am besten. Voruntersuchungen bezüglich der SiO_2 -Abscheidung haben gezeigt, dass die Uniformität der Schichtdicke maßgeblich vom verwendeten Abscheidungsprozess abhängt. Im direkten Vergleich zwischen einem PECVD- und einem LTO-Prozess (low temperature oxide) sind die Ergebnisse des letzteren bei der vorliegenden Topographie der Waferoberfläche eindeutig zu bevorzugen, was vor allem auf den niedrigeren Prozessdruck und die damit verbundene geringere Abscheiderate zurückzuführen ist. Nachteilig ist allerdings, dass die Abscheidung auf beiden Waferseiten stattfindet und daher die auf der Vorderseite aufgebraute Schicht in einem zusätzlichen Prozessschritt entfernt werden muss. Die Schichtdicke des verwendeten Siliziumoxids beträgt auf der Oberfläche etwa $1200\text{ }\mu\text{m}$ und nimmt bis zum Boden der Grube auf etwa $800\text{ }\mu\text{m}$ ab. Die Abscheidung findet bei einem Prozessdruck von 28 cTorr in einer Atmosphäre aus Silan (100 sccm SiH_4) und Sauerstoff (140 sccm O_2) bei 420°C statt. Anschließend wird eine 60 nm dicke Siliziumnitridschicht bei 780°C in einem LPCVD-Prozess abgeschieden. Diese dient im späteren Verlauf als Ätzstopp für die nasschemische Strukturierung der Siliziumoxidschichten zur Öffnung der Via-Kontaktlöcher.

d) Entfernung der Isolationsschichten (VS), Metallisierung und Strukturierung der Bondpads (RS) (12-14)

Um die aufgebrauten Isolationsschichten von der Vorderseite des Wafers zu entfernen wird zunächst das Siliziumnitrid mit dem bereits erläuterten Trockenätzprozess beseitigt. Anschließend wird das Siliziumdioxid mittels BOE selektiv zum darunter liegenden Siliziumnitrid geätzt. Da die Oberfläche der Waferrückseite mit Siliziumnitrid bedeckt ist und dieses nahezu resistent gegenüber dem Ätzangriff des BOE ist, können die Wafer ohne Schutzmaßnahmen – wie einseitiges Belacken oder die Verwendung einer Schutzklebefolie – prozessiert werden. Die Metallisierung der Waferrückseite wird mittels Sputtern von $2\text{ }\mu\text{m}$ AlSiCu erzeugt. Die anschließende Strukturierung der Bondpads erfordert wegen der tiefen Ätzgruben und scharfen Kanten am Übergang der Gruben einen speziellen Belackungsprozess, da anderenfalls keine geschlossene Fotoresistschicht – insbesondere im Bereich der Kanten – realisiert werden kann. Diese Belackung erfolgt in zwei Teilschritten. Zunächst werden 3 ml verdünnter Fotoresist (70 % AZ1415H + 30 % AZ1500) auf die Oberfläche aufgetropft, so

dass sämtliche Gruben gefüllt sind. Der auf der Oberfläche befindliche Lack wird anschließend durch das Abziehen mit einer Folie entfernt. Nach einer 15-minütigen Trockenpause bei 50°C werden 3 ml unverdünnter Fotolack (AZ1514H) aufgetropft und bei 100 U/Min 70 Sekunden lang verteilt. Dabei sammelt sich der überschüssige Lack am Rand, wo er mit einem Bemcot aufgefangen wird. Die Vorhärtung des Lacks (Prebake) erfolgt durch 15-minütige Trocknung bei 50°C und anschließende einstündige Lagerung im Ofen bei 90°C. Die aus dieser Prozedur resultierende Lackdicke beträgt etwa 12 µm. Bei ausreichender Belichtung lässt sich die Lackschicht in ca. vier Minuten entwickeln (AZ 326 MIF). Der Lack wird nach der Entwicklung 40 Minuten bei 120°C ausgehärtet und dient als Ätzmaske für den anschließenden nasschemischen Aluminium-Ätzprozess. Die auf der Oberfläche verbleibenden Siliziumreste werden in einer Poly-Silizium-Ätzlösung beseitigt.

e) Öffnung der Passivierung (VS), TMAH-Ätzen (zweiter Teil der Vias) und Strukturierung der Isolationsgräben der Dioden (15-19)

Zur Strukturierung des zweiten Teils der Vias wird die Passivierung auf der Vorderseite wie unter Teilabschnitt b) beschrieben geöffnet. Dabei wird das Aluminium auf der Rückseite mit einer Klebefolie vor dem Ätzangriff geschützt. Eine solche Schutzfolie kommt im weiteren Prozessverlauf immer dann zum Einsatz, wenn der Kontakt der Metallisierung auf der Vorder- oder Rückseite mit einer Ätzlösung oder mit Entwickler bzw. Remover unterbunden werden soll.

Das Siliziumnitrid dient wie zuvor beim KOH-Ätzen als Maskierung für den folgenden Tetramethylammoniumhydroxid (TMAH)-Ätzprozess ([5.7] [5.8]). In diesem Fall wird eine 25 %ige wässrige Lösung von Alfa Aesar (Reinheitsgrad: 99.9999 %) verwendet, da diese Konzentration einen guten Kompromiss zwischen der Rauigkeit der geätzten Seitenwände und der Ätzrate darstellt [5.9]. Obwohl TMAH gegenüber KOH einige Nachteile aufweist, wie beispielsweise die stärkere laterale Unterätzung und die weitaus höhere Toxizität, wird es meist in Prozessen eingesetzt, in denen der Kontakt mit Kalium-Ionen unterbunden werden muss. Da die Auswirkungen auf die Stabilität der Piezowiderstände, die durch den Kontakt zwischen KOH und der Passivierung hervorgerufen werden, nicht hinreichend bekannt sind, wird an dieser Stelle ebenfalls auf den Einsatz von KOH verzichtet. Um die metallisierte Rückseite vor dem TMAH zu schützen, wird wie beim KOH-Ätzen ein Glaswafer unter Verwendung von Wachs aufgebracht.

Dabei ist es allerdings notwendig im Bereich der „Via-Membranen“ jeglichen Kontakt mit dem Wachs zu vermeiden, da diese anderenfalls während des Ätzens

bersten. Dieses Problem wird dadurch verursacht, dass durch das Abkühlen und Zusammenziehen des Wachses große mechanische Spannungen auf die Via-Membranen wirken. Wird anschließend auf der Oberseite die 4 μm dicke Siliziumschicht entfernt, reicht die Stabilität der verbleibenden Schichten (400 nm BOX; 800 nm LTO; 60 nm Si_3N_4 und 2 μm AlSiCu bei einer Fläche von etwa $80 \times 80 \mu\text{m}^2$) nicht aus, um diese Spannung aufzunehmen. Das linke Foto in Abbildung 5.7 zeigt die Rückseite eines Wafers, der ausschließlich am Rand mit einer Wachsschicht versehen ist, durch die der Glaswafer fixiert wird. Nach dem Ätzen wird der Glaswafer in einem Acetonbad abgelöst. Die Strukturierung des Isolationsgrabens, der die pn-Diode umgibt, wird mittels RIE durchgeführt. Auf dem rechten Foto in Abbildung 5.7 ist der Ausschnitt eines Chips von der Vorderseite nach Durchführung dieser Prozessschritte abgebildet. Durch die quadratischen Öffnungen im Silizium ist das auf der Rückseite befindliche AlSiCu deutlich sichtbar, da die Siliziumoxidschichten naturgemäß transparent sind.

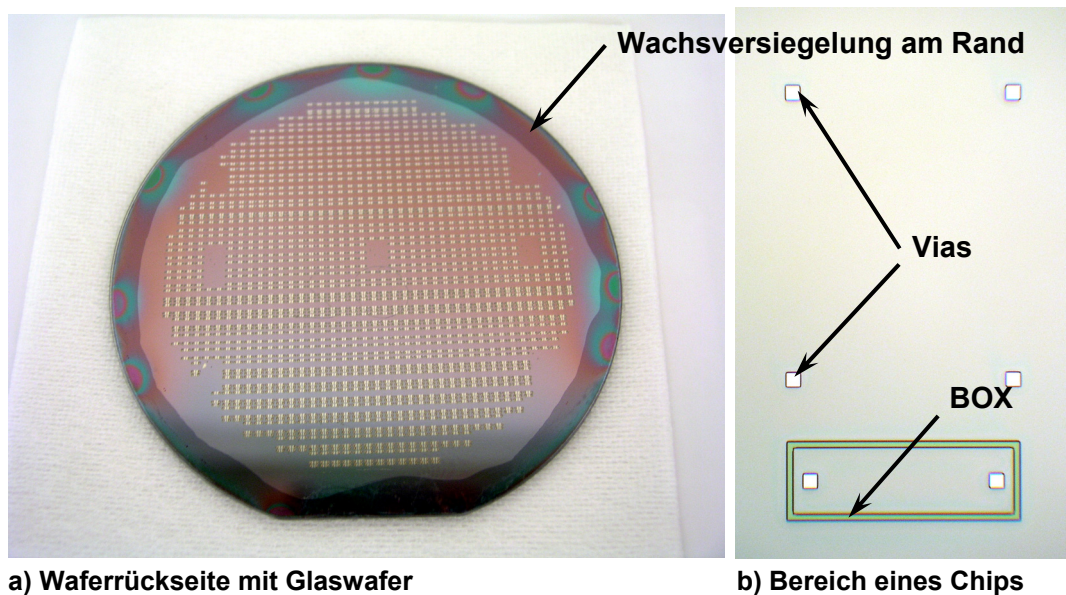


Abbildung 5.7 Foto eines Wafers, dessen Rückseite durch das Aufbringen eines Glaswafers vor dem TMAH-Ätzangriff geschützt ist (a). Aufgrund der Fragilität der Durchkontaktierungen wird das Wachs lediglich am Rand des Wafers aufgebracht. Das Detailfoto (b) zeigt den Bereich eines Chips von der Vorderseite. Neben den Vias und der silbrig glänzenden Rückseitenmetallisierung ist der Isolationsgraben sichtbar.

f) PECVD-Abscheidung von SiO₂ und Strukturierung zur Isolation der Via-Seitenwände (VS) sowie Öffnung der Via-Kontaktlöcher (VS) (20-22)

Die vorderseitige Isolation der Seitenwände wird mittels PECVD-Abscheidung einer 800 nm dicken Siliziumoxidschicht bei 350°C vorgenommen. Die anschließende Strukturierung erfolgt nasschemisch unter Einsatz von BOE. Es handelt sich dabei um die Öffnung der Kontaktlöcher zur Rückseitenmetallisierung. Von der Vorderseite aus betrachtet wird eine etwa 2 µm dicke Siliziumoxidschicht, die sich aus 800 nm PECVD-SiO₂, 400 nm BOX (Feuchtoxid) und 800 nm LTO zusammensetzt, mittels BOE geätzt. Als Maskierung dient eine 2 µm dicke Fotoresistschicht. Um die Haftung des Lacks auf der Oberfläche zu verbessern, werden die Wafer vor dem Belacken für mehrere Stunden bei 350°C gelagert und anschließend einem Sauerstoffplasma ausgesetzt. Da die Ätzraten der verschiedenen Schichten aufgrund der unterschiedlichen Abscheideprozesse stark voneinander abweichen und die einzelnen Schichtdicken nicht genau bekannt sind, muss die Ätztiefe während der Strukturierung mehrmals überprüft werden. Da aufgrund der Transparenz der Schichten keine optischen Messmethoden in Frage kommen, wird ein Profilometer eingesetzt. Das Siliziumnitrid oberhalb der rückseitigen Metallschicht fungiert als Ätzstopp. Nach Erreichen dieser Schicht erfolgt die eigentliche Kontaktöffnung durch Trockenätzen in SF₆-Plasma. Um vor der Metallisierung den Erfolg dieser Prozedur zu verifizieren, wird auf der Waferoberfläche an mehreren Stellen ein „Ätztest“ durchgeführt (siehe Abbildung 5.8). Dazu wird mit einer Pipette ein Tropfen Entwickler-Lösung (AZ 326 MIF mit Wasser gemischt) auf die Oberfläche gegeben und der Bereich der entsprechenden Kontaktöffnungen unter dem Makroskop beobachtet. Der Grund für die Verwendung eines Gemischs aus Entwickler und Wasser ist die Verstärkung der Ätzwirkung des Entwicklers in Bezug auf Aluminium bei Verunreinigung mit Wasser. Davon abgesehen ist die Entwickler-Lösung der Aluminium-Ätzlösung aus sicherheitsrelevanten Gründen vorzuziehen. Der bei erfolgreicher Entfernung aller Isolationsschichten oberhalb der Rückseitenmetallisierung einsetzende Ätzangriff auf das Aluminium macht sich eindeutig in der Beschaffenheit der betroffenen Metalloberfläche bemerkbar, wie es in Abbildung 5.8 a) und b) zu beobachten ist.

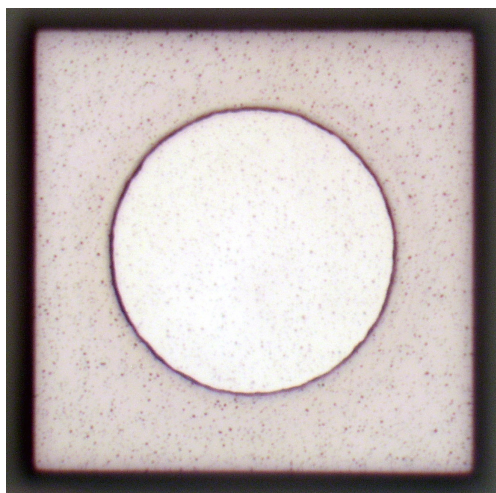
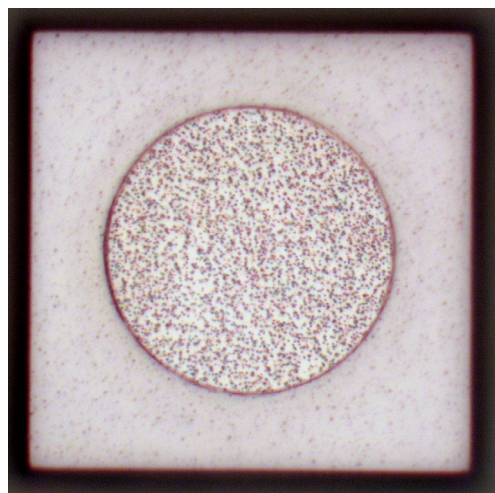
**a) Via vor dem Ätztest (VS)****b) Via nach erfolgreichem Ätztest (VS)**

Abbildung 5.8 Fotos einer Via mit strukturierter Kontaktlochöffnung vor (a) und nach (b) erfolgreicher Durchführung des Ätztests zur Verifizierung des vorangehenden Prozesses zur Öffnung der Kontaktlöcher. Nach Applikation eines Gemischs aus Entwickler und Wasser auf eine Stelle der Oberfläche wird bei erfolgreicher Kontaktlochöffnung das Aluminium auf der Rückseite angegriffen und verfärbt sich darauf hin, wie es im rechten Foto sichtbar ist.

g) Öffnung der Kontaktlöcher zu den Piezowiderständen, Metallisierung (VS), Strukturierung und Temperung in Formiergasatmosphäre (23-25)

Bevor die Wafer vorderseitig metallisiert werden, findet die Öffnung der Kontaktlöcher zu den hoch dotierten Bereichen – und damit zu den Piezowiderständen – statt (Standard-Ätzprozess zur Öffnung der Passivierung). Direkt vor der Metallabscheidung wird die Oberfläche durch Sputterätzen gereinigt, um die Haftung zu verbessern und die Realisierung eines Ohm'schen Kontakts zum Halbleiter sicherzustellen. Nach der Strukturierung der 2 μm dicken AlSiCu-Schicht werden die Wafer bei 450°C für 20 Minuten in einer Stickstoff/Wasserstoff-Atmosphäre getempert, wodurch einerseits die Durchkontaktierungen fertig gestellt werden und andererseits ein Ohm'scher Kontakt zwischen dem AlSiCu und den hoch dotierten Kontaktbereichen entsteht. Abbildung 5.9 zeigt den Querschliff einer der Vias. An dieser Stelle des Prozesses werden die elektrischen Eigenschaften der Wafer mit Hilfe eines Waferprobers charakterisiert. Diese Messung findet auf der Rückseite statt, da auf diese Weise die Funktionstüchtigkeit der Vias überprüft wird.

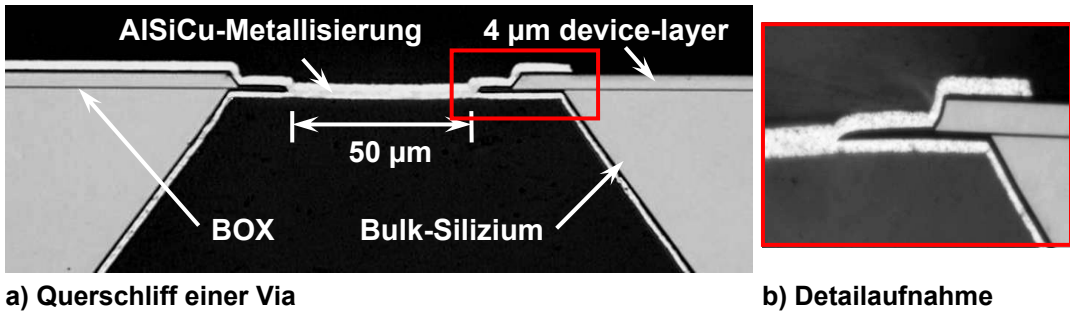


Abbildung 5.9 Querschnitt einer fertigestellten Durchkontaktierung (a). Foto (b) zeigt den Randbereich der Via in vergrößerter Darstellung.

Die nun folgenden Prozessschritte sind bereits Gegenstand der technologischen Realisierung des Sensors der ersten Generation und werden der Vollständigkeit halber lediglich kurz erwähnt.

h) Fertigstellung der Chips (26-31)

Nachdem die Membranpassivierung auf der Vorderseite entfernt wird, um mechanische Spannungen zu minimieren, werden die Isolationsschichten (Si_3N_4 und LTO) auf der Rückseite geöffnet. Für diesen Schritt wird die unter Teilschritt d) beschriebene Belackungsprozedur angewandt. Nach der Membranstrukturierung mittels Bosch Prozess wird das BOX nasschemisch entfernt. Vor dem Vereinzeln der Chips wird die Vorderseite mit Fotoresist geschützt. Die Reinigung der Chips, bei der die Lackschichten auf beiden Seiten entfernt werden, erfolgt in verschiedenen Acetonbädern sowie in einem Ethanolbad. Abbildung 5.10 zeigt ein Foto dreier Sensorchips, wobei es sich bei dem Chip auf der rechten Seite um das Design ohne Diode handelt.

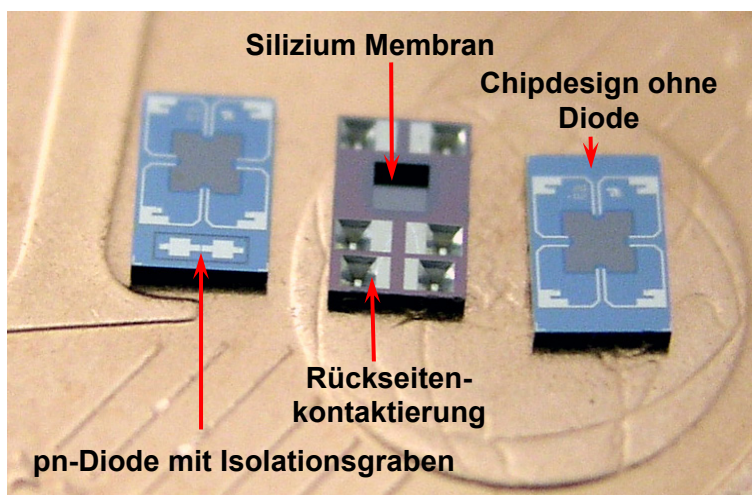


Abbildung 5.10 Foto der fertiggestellten AeroMEMS-Drucksensorchips auf einer Euro Cent Münze. Die Chipgröße beträgt $2 \times 3 \text{ mm}^2$. Der linke (VS) und mittlere Chip (RS) verfügen über eine integrierte pn-Diode. Bei dem rechten Chip handelt es sich um das Design zur ausschließlichen Druckmessung ohne Diode.

5.4 Messtechnische Charakterisierung

Für die Kalibrierung der Sensoren wird die in Kapitel 4.3 zum Einsatz kommende Messausrüstung verwendet und die bereits erprobte Messprozedur angewandt. Obwohl die Chips über Rückseiten-Bondpads verfügen, werden bei der Charakterisierung die Vorderseiten-Pads verwendet. Auf diese Weise ist sichergestellt, dass die Membran sich während der Messprozedur frei bewegen kann und nicht durch den Kontakt mit Fotoresist oder der Leiterplatte beschädigt wird. Abbildung 5.12 zeigt das Ausgangssignal eines Sensors, der eine Membrangröße von $800 \times 800 \mu\text{m}^2$ hat und mit einer Speisespannung von einem Volt betrieben wird, für einen Differenzdruckbereich von 1,2 kPa zusammen mit dem Resultat der FEM-Simulation.

Wie sich bereits im Rahmen der Charakterisierung der Sensoren der ersten Generation gezeigt hat, treten bei der Sensorempfindlichkeit relativ große Schwankungen von Chip zu Chip auf, was auf die Toleranz der Membrandicke zurückzuführen ist. Aus diesem Grund werden die Daten von etwa 50 Sensorchips pro Design zur Bildung von gemittelten Werten herangezogen.

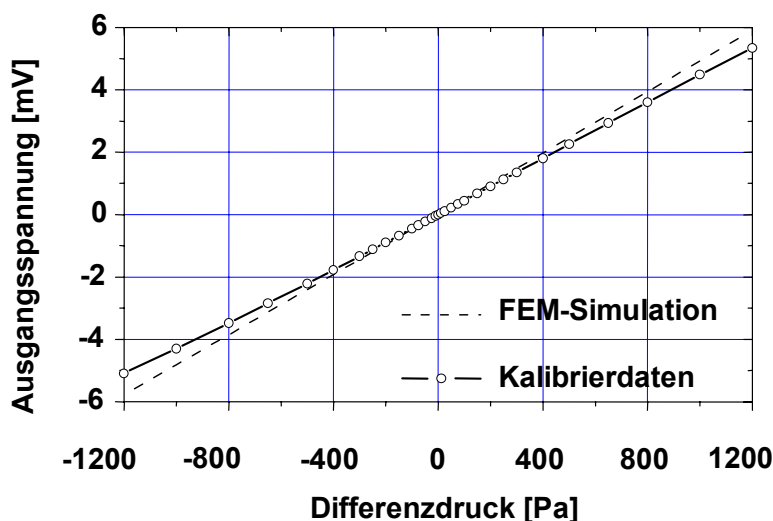


Abbildung 5.11 Ausgangssignal eines Sensors mit einer $800 \times 800 \mu\text{m}^2$ großen und $4 \mu\text{m}$ dicken Membran über dem angelegten Differenzdruck. Die Kalibrierung des Sensors erfolgt bei einer Speisespannung von einem Volt.

Tabelle 5.2 fasst alle relevanten Kenngrößen der drei Designvarianten der Sensoren der zweiten Generation zusammen.

Tabelle 5.2 Übersicht der Kalibrierdaten zu den drei verschiedenen Sensortypen.

Bezeichnung	Einheit	Werte		
Membrankantenlänge	[μm]	600	800	1000
Messbereich	[kPa]	$\pm 1,6$	± 1	$\pm 0,6$
Nichtlinearität	[%/FSO]	< 1		
Empfindlichkeit	[$\mu\text{V}/(\text{VPa})$]	1,8	4,2	5,5
Druckauflösung	[Pa]	2	1	0,8
Offsetspannung	[mV]	8 ± 3		
Brückenwiderstand	[Ω]	2050 ± 50		
Temperaturkoeffizient des Offsets (TKO)	[%/K]	- 0,05		
Temperaturkoeffizient der Empfindlichkeit (TKS)	[%/K]	- 0,15		
Ausgangsspannungsdrift	[$\mu\text{V}/24\text{h}$]	< ± 10		
Mechanische Resonanzfrequenz	[kHz]	-	80	60
Temperaturkoeffizient der pn-Diode	[mV/K]	- 2,2 (100 μA Speisestrom)		
Widerstand einer Via	[Ω]	0,35		

Den Angaben zu den Eigenfrequenzen der Membranen liegen wegen der Aufwendigkeit der Versuche lediglich je drei Messungen zugrunde. Aufgrund der hohen Membransteifigkeit und der damit verbundenen Problematik der Schwingungsanregung der $600 \times 600 \mu\text{m}^2$ Membran konnte für diesen Sensortyp keine Eigenfrequenz bestimmt werden.

Bei einem Vergleich der Kalibrierdaten der beiden Sensorgenerationen fällt auf, dass beispielsweise der TKO, der TKS und der Temperaturkoeffizient der Diode, voneinander abweichen, obwohl die gleichen Implantationsparameter verwendet werden. Mögliche Gründe dafür sind einerseits die bessere Waferqualität (anderer Waferhersteller) und andererseits die durch Prozessveränderungen bzw. –schwankungen hervorgerufenen Abweichungen.

5.5 Entwicklung eines 3D-Multi-Sensor-Arrays

In Kapitel 4.5 wird der Entwurf und die Montage eines linienförmigen Sensor-Arrays für die Oberfläche eines Zylinderstumpfs beschrieben. Im Rahmen der darauf folgenden Kapitel werden die damit durchgeführten Druckmessungen dargestellt und die vorliegende Strömungstopologie, durch welche die gemessenen Wanddruckfelder hervorgerufen werden, erläutert. In diesem Abschnitt wird die Weiterentwicklung des Sensor-Arrays in Form eines neuartigen, flächenhaften 3D-Multi-Sensor-Arrays präsentiert [5.10]. Das Design dieses Arrays, bestehend aus insgesamt 154 Sensoren, wird in Abbildung 5.12 in Form einer 3D-Konstruktion veranschaulicht. Dieses Sensor-Array stellt gegenüber dem in Kapitel 4.5 beschriebenen Array aufgrund der erhöhten Sensoranzahl und –dichte, der flächenhaften Anordnung, durch welche synchrone, flächenhafte Druckmessungen ermöglicht werden, sowie der verbesserten Aufbau- und Verbindungstechnik eine enorme Weiterentwicklung dar.

Im Gegensatz zu den bisher entwickelten Arrays können die Sensoren der zweiten Generation auf der Rückseite kontaktiert und direkt in die Zylinderoberfläche integriert werden, was eine signifikante Platzersparnis bedeutet. Zur Herstellung der elektrischen Schnittstelle zu den Sensoren werden flexible, einseitig metallisierte Leiterplatten (Basismaterial: $75 \mu\text{m}$ Polyimidfolie) auf die Rückseite der betreffenden Oberfläche geklebt. Nach dem Einsetzen der Sensoren erfolgt die Kontaktierung auf der Rückseite mittels Drahtbonden. Das konstruktive Design des Zylinders ist in diesem Fall sehr eng mit der Arraygestaltung verknüpft, da die Zylinderoberfläche als Sensorträger fungiert. Die hohe Sensoranzahl und die Komplexität des Gesamtsystems erfordern einen modularen Aufbau, bei dem alle

Komponenten vor der Endmontage auf ihre Funktionalität überprüft und bei Bedarf repariert bzw. ausgetauscht werden können.

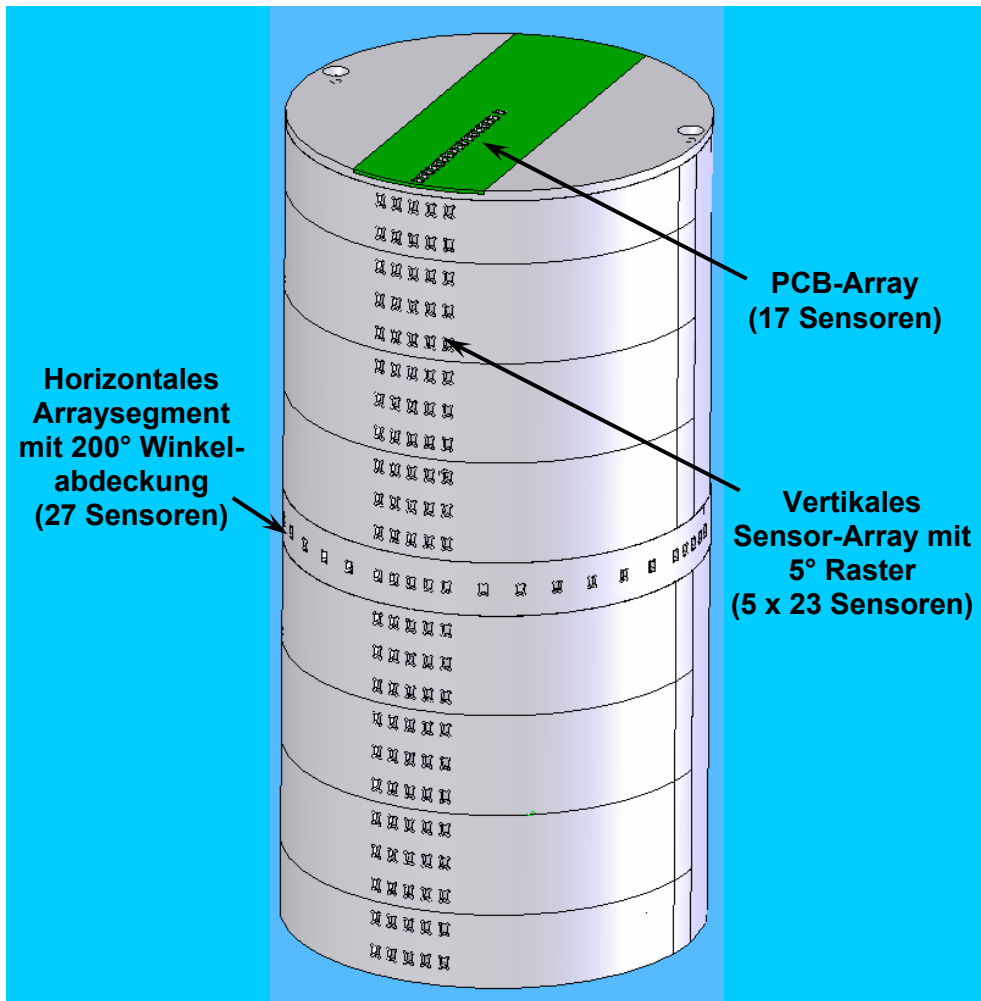


Abbildung 5.12 Design des aus 154 Sensoren bestehenden 3D-Multi-Sensor-Arrays auf der Oberfläche des Zylinderstumpfs zur Durchführung von Oberflächen-Druckmessungen mit höherer Ortsauflösung.

Ein weiterer Grund für die Unterteilung des Zylinders in verhältnismäßig kleine Baugruppen ist die dadurch gewonnene Erleichterung beim Bestücken, Drahtbonden sowie beim Verguss der Sensoren. Das 3D-Multi-Sensor-Array setzt sich aus folgenden Segmenten zusammen:

- 1 PCB-Array (17 Sensoren in einer Linie auf dem Deckel; 3,5 mm Raster)
- 2 verkürzte Vertikal-Arrays (je 10 Sensoren in zwei Zeilen; 5° Raster mit 10 mm Abstand zwischen beiden Zeilen; 20° Winkelabdeckung)

- 8 Vertikal-Arrays (je 15 Sensoren in drei Zeilen; 5° Raster mit 10 mm Abstand zwischen den Zeilen; 20° Winkelabdeckung)
- 1 Horizontal-Array (17 Sensoren in einer Zeile; 5° bzw. 10° Raster; 200° Winkelabdeckung)

Die einzelnen Segmente werden mit Passtiften und Schrauben am Zylinderkörper fixiert. Zur Ermöglichung der Kalibrierung wird jedes Einzel-Array mit einer Referenzdruckkammer ausgestattet (siehe Abbildung 5.13).

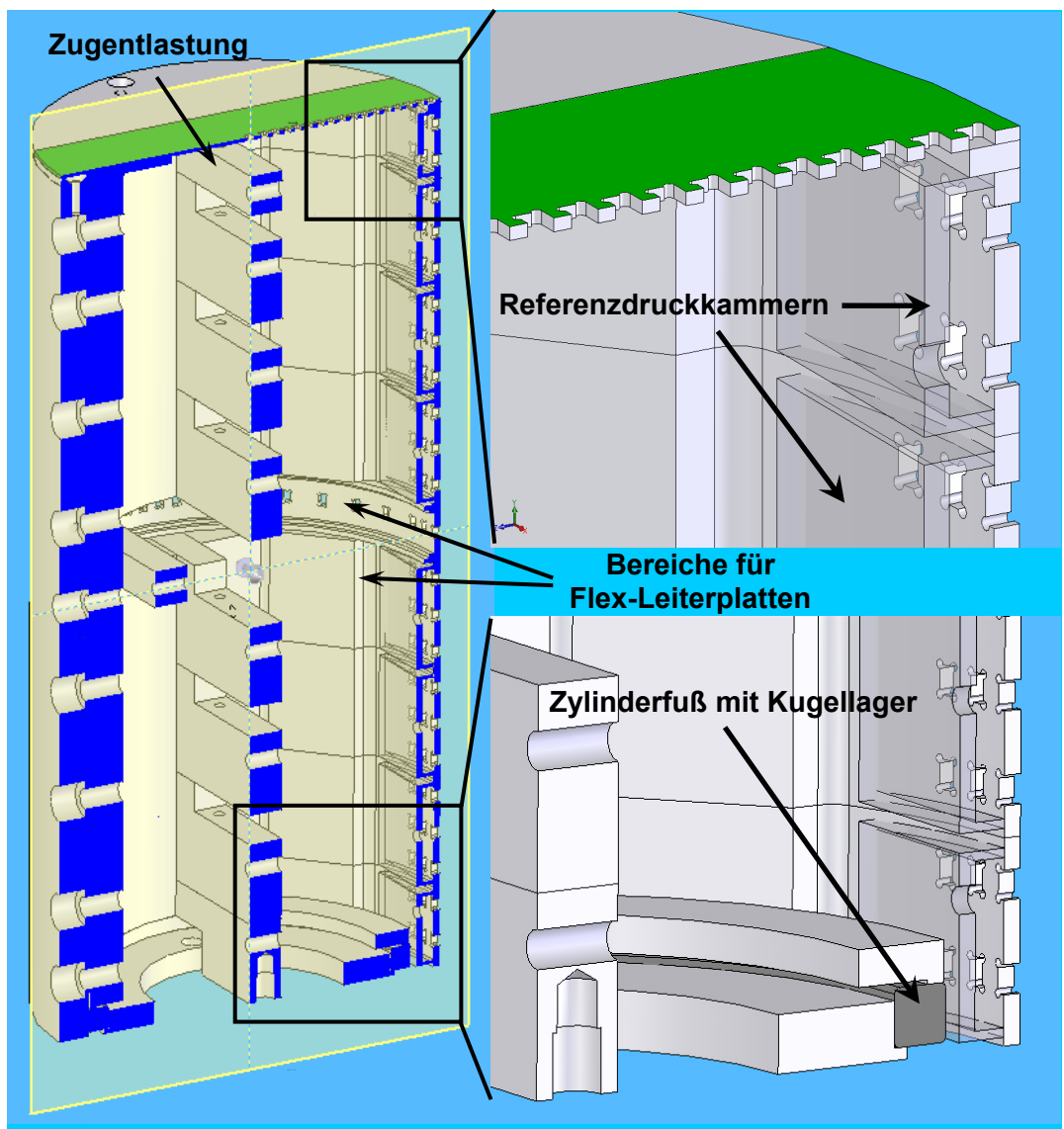


Abbildung 5.13 Diese Schnittansichten verdeutlichen den inneren Aufbau des Zylinders.

Durch Integration von Zugentlastungen lässt sich die nötige Stabilität bei der Handhabung der Segmente und der Verkabelung erreichen. Um die Rotation des Zylinders um die Längsachse zu ermöglichen, wird der Zylinderfuß mit einem Kugellager ausgestattet.

Abbildung 5.14 zeigt ein Foto eines der bestückten Segmente (Vertikal-Array) mit der zugehörigen Referenzdruckkammer. Im Bereich der Sensoren beträgt die verbleibende Wandstärke des Segments nur etwa 1,5 mm.

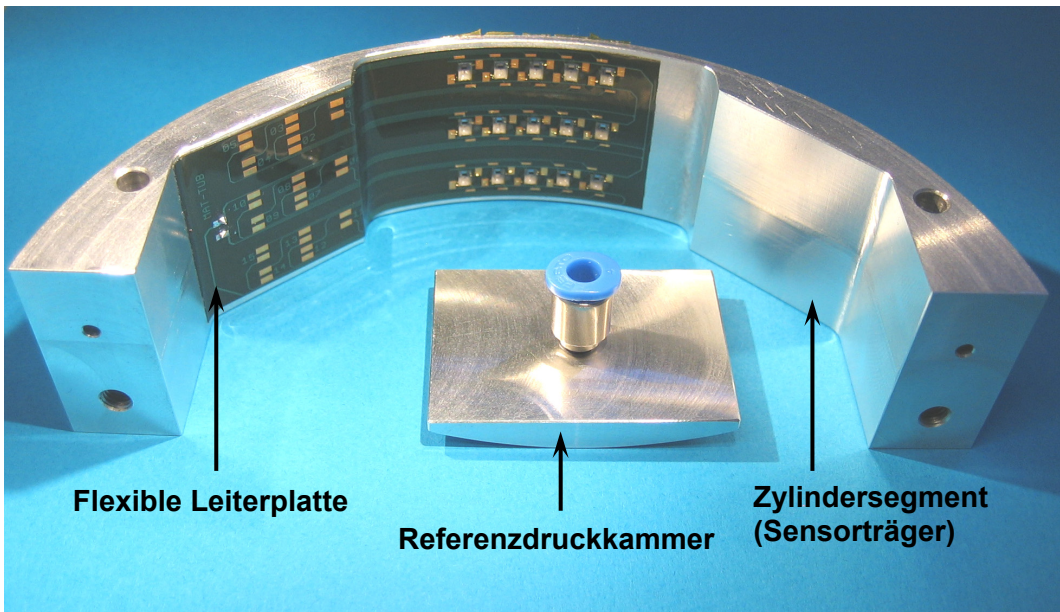


Abbildung 5.14 Das Foto zeigt eines der für 15 Sensoren ausgelegten Zylindersegmente. Die flexible Leiterplatte wird mit doppelseitigem Klebeband auf die Rückseite geklebt und fungiert als elektrische Schnittstelle zwischen Sensoren und Messgeräten. Mit Hilfe der Referenzdruckkammer, die ebenfalls auf die Rückseite geklebt wird, können die Sensoren kalibriert werden.

Der Ablauf bei der Bestückung eines solchen Arrays mit Sensoren ist folgendermaßen gestaltet:

- Aufkleben der Flex-Leiterplatte auf der Innenseite des Segments
- Ausstanzen der rechteckigen Leiterplattenöffnungen von außen ($2 \times 3 \text{ mm}^2$)
- Aufkleben einer Kapton-Folie auf der Außenseite des Segments
- Ausstanzen der kreisrunden Löcher an den Positionen der Sensormembranen (Durchmesser: 1,5 mm)
- Einsetzen der Sensoren von der Rückseite
- Drahtbonden auf der Rückseite
- Elektrischer Funktionstest (Kontrolle der Offsetspannung)

- Verguss der Sensoren zur Positionsfixierung
- Elektrischer Funktionstest (Kontrolle der Offsetspannung)
- Entfernen der Kapton-Folie von der Vorderseite
- Aufkleben der Referenzdruckkammer mit Silikonkleber
- Anlöten der Kabel und abschließende Kalibrierung

Da alle verwendeten Sensoren bereits im Vorfeld kalibriert wurden, kann während der Bestückung anhand der Offsetspannung, bzw. anhand starker Änderungen, beurteilt werden, ob die Sensorchips beschädigt wurden. Stellt sich nach der abschließenden Kalibrierung heraus, dass einer oder mehrere Sensoren nicht zufriedenstellend arbeiten, was beispielsweise durch fehlerhaftes Vergießen verursacht werden kann, werden die betroffenen Chips nachträglich ausgetauscht bis alle Sensoren des Arrays einwandfrei funktionieren.



Abbildung 5.15 Foto des Horizontal-Arrays nach dem Aufkleben und Stanzen der Flex-Leiterplatte. Die freiliegenden Enden der Leiterplatte werden nach dem Anbringen einer Stabilisierungsschiene an dieser fixiert.

Der Aufbau des in Abbildung 5.15 dargestellten Horizontal-Arrays wird nach dem gleichen Prinzip vorgenommen. In diesem speziellen Fall wird die Referenzdruckkammer durch Einkleben einer 0,2 mm dicken, biegsamen Stahlschiene in eine entsprechende Nut realisiert. Die Abdichtung der Kammer wird durch die Verwendung eines Silikonklebers gewährleistet.

Das oberflächenbündige Einsetzen der Sensoren in die Aluminiumsegmente wird anhand der Fotos in Abbildung 5.16 verdeutlicht. Foto a) zeigt einen kleinen Ausschnitt der Vorder- bzw. Außenseite eines der Segmente, das mit der gelochten Kapton-Folie versehen und bereits mit einem Sensor bestückt ist.

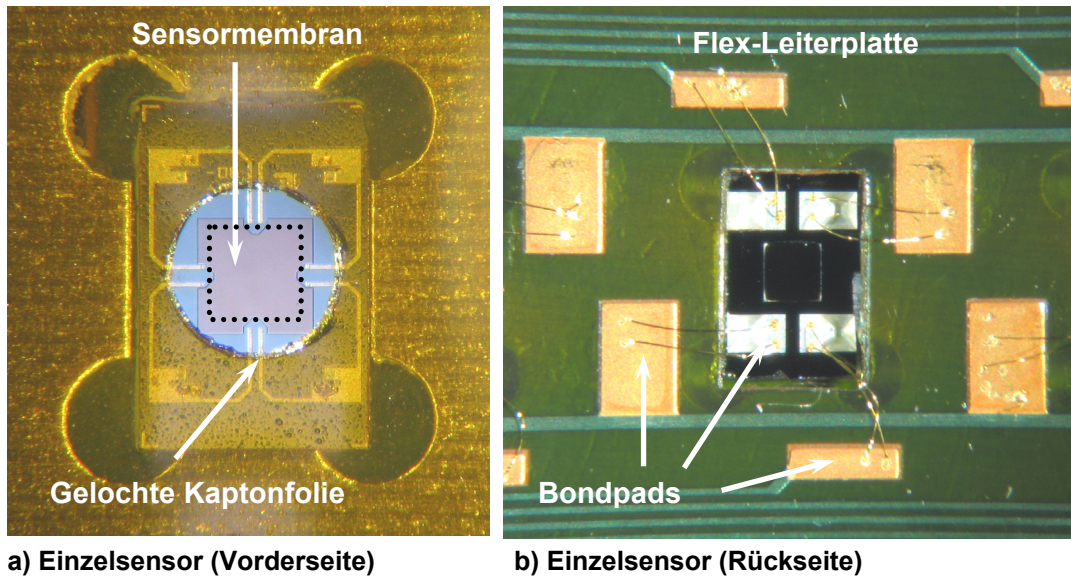


Abbildung 5.16 Fotos eines Ausschnitts der Außen- (a) und Innenseite (b) eines der Segmente während der Bestückungsprozedur.

Der Einzelsensor wird von der Rückseite gegen die Folie gedrückt und somit vorläufig in seiner Lage fixiert. Für das Stanzen der Folie wird eine Justierhilfe verwendet, die nur einen geringen Lagefehler des Lochs gestattet. Auf diese Weise wird sichergestellt, dass einerseits kein Vergussmittel auf die Vorderseite des Chips gelangt und andererseits der Kontakt zwischen Membran und Kaptonfolie unterbunden wird. Abbildung 5.16 b) zeigt den gleichen Ausschnitt des Arrays von der Rück- bzw. Innenseite. Die aufgeklebte Flex-Leiterplatte wird vor dem Aufkleben der Kaptonfolie mit Hilfe eines rechteckigen Stanzwerkzeugs gelocht, wodurch das Einsetzen der Chips erst ermöglicht wird. Nach dem Bestücken werden die Sensoren mittels Au-Drahtbonden kontaktiert und anschließend im Randbereich vergossen. Bei diesem Arbeitsschritt muss ausreichend Vergussmittel verwendet werden, um die Chips sowohl zu fixieren als auch abzudichten. Dabei muss allerdings der Kontakt des Vergussmittels mit der Membran vermieden werden. Das Foto in Abbildung 5.17 zeigt den fertig gestellten Messzylinder.

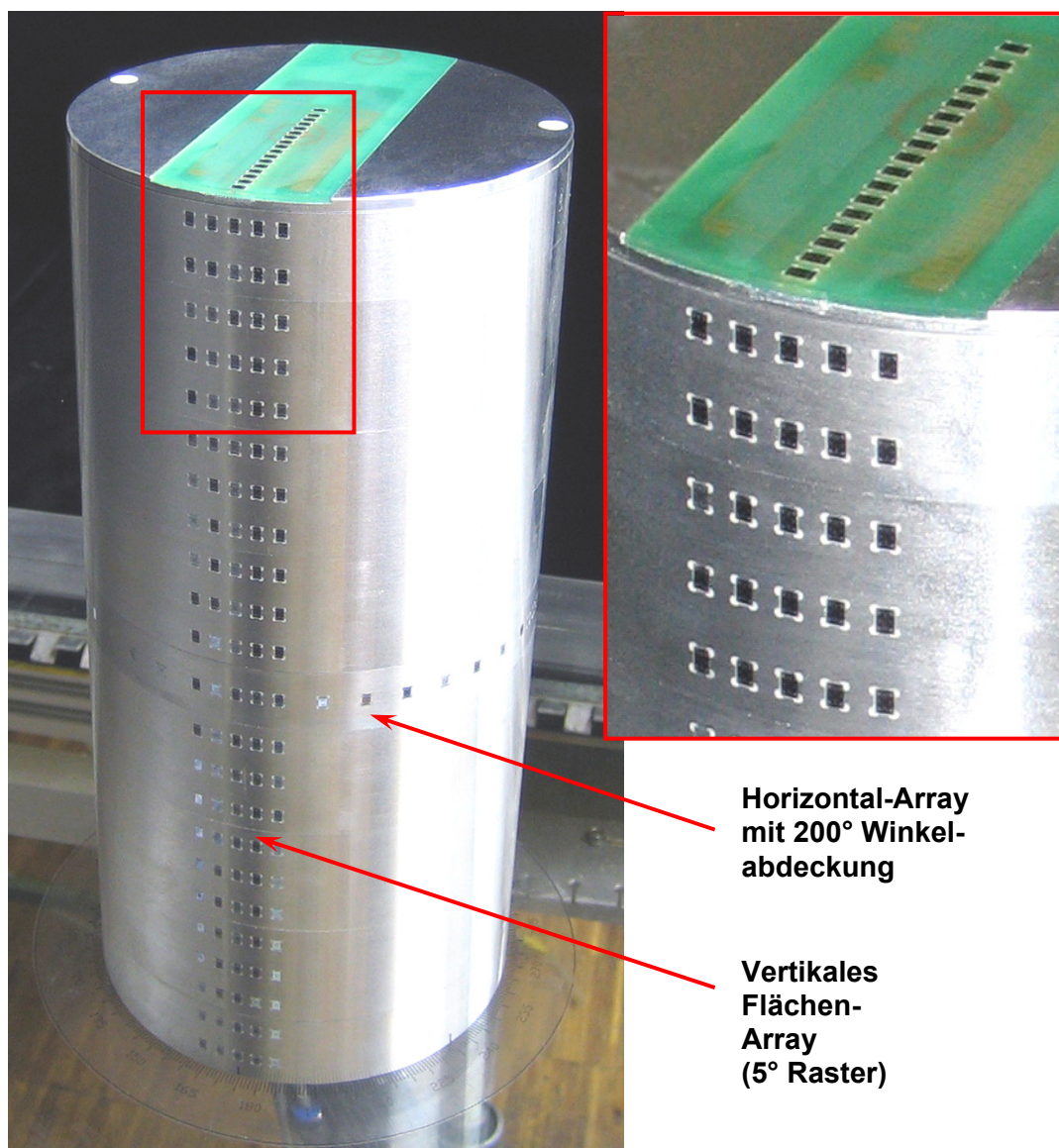


Abbildung 5.17 Foto des mit 154 Einzelsensoren vollständig bestückten 3D-Multi-Sensor-Arrays. Das auf dem Deckel befindliche Sensor-Array wird mittels doppelseitig klebender Folie fixiert. Bei der Vergussmasse handelt es sich um das zwei-Komponenten Silikonvergussmittel RT 563.

Um zu verdeutlichen, wie der Zylinder als Gesamtsystem mit einer fehlerfrei funktionierenden Schnittstelle zur Messausrüstung realisiert ist, wird der Deckel in Abbildung 5.18 entfernt, so dass man von oben in das Innere des Zylinders blicken kann. Jeder Sensor ist über ein separates Kabel, welches aus zwei verdrehten und geschirmten Leitungen besteht, mit den Messgeräten verbunden. Dabei werden die Sensoren eines Arrays mit Hilfe einer gemeinsamen Spannungsversorgung mit

einem Volt betrieben. Die Schirmungen sind sensorseitig kurzgeschlossen und werden mit dem auf Erdpotential liegenden Zylinder verbunden. Um die Kalibrierung zu ermöglichen, ist jedes Array über einen Schlauch, der an die jeweilige Referenzdruckkammer angeschlossen ist, mit dem Druckkalibrator verbunden. Nach der Montage des Zylinders erfolgt eine abschließende Funktionsüberprüfung und nochmalige Kalibrierung aller Sensoren.

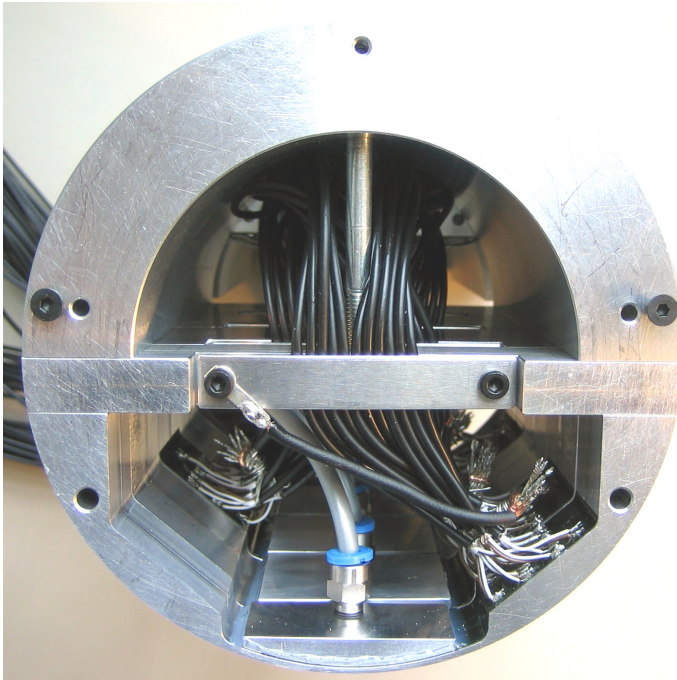


Abbildung 5.18 Das Foto zeigt den Messzylinder ohne Deckel von oben. Jedes der Einzel-Arrays ist über einen Schlauch mit dem Druckkalibrator verbunden. Die elektrischen Leitungen werden mittels Zugentlastungen fixiert und im hinteren Bereich des Zylinders nach unten heraus geführt.

5.6 Umströmung eines Zylinderstumpfs auf einer ebenen Platte (Leitexperiment)

Der neue Messzylinder wird für die wiederholte Durchführung des zuvor geschilderten Leitexperiments zur Oberflächendruckmessung eingesetzt. Dabei steht nach wie vor die präzise Bestimmung der Druckverteilung auf der Zylinderoberfläche im Vordergrund der Untersuchung. Dazu wird das in Kapitel 4.6 ausführlich beschriebene Experiment unter Verwendung einer erweiterten Messausrüstung wiederholt und um verschiedene Aspekte erweitert. Dabei handelt es sich um die Bestimmung der Wanddruckverteilung auf der Zylinderoberfläche bei zwei weiteren Strömungsgeschwindigkeiten (20 m/s und

40 m/s) und um Messungen, die unter Verwendung des Horizontal-Arrays durchgeführt werden. Abbildung 5.19 zeigt ein Foto des Zylinders auf einer ebenen Plexiglasplatte im Windkanal des Lehrstuhls für Strömungsmechanik der Universität Rostock. Die Sensorssignale werden mittels eines 64-Kanal-Messsystems erfasst und verstärkt. Der bereits zuvor verwendete Druckkalibrator dient zur Sensorkalibrierung.

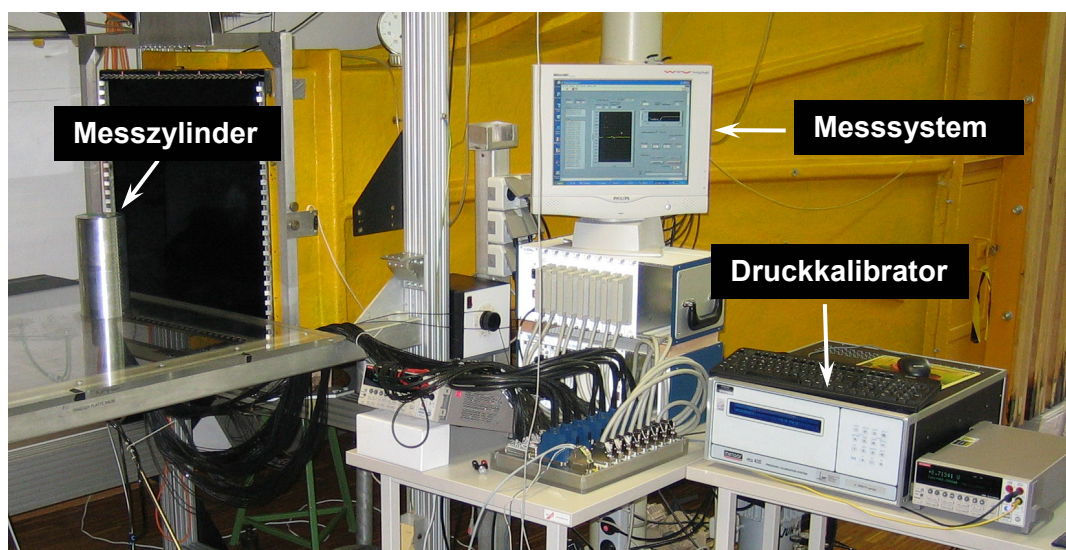


Abbildung 5.19 Foto des neuen Messaufbaus im offenen Windkanal der Universität Rostock (Lehrstuhl für Strömungsmechanik). Der Zylinder ist ebenso wie der Vorgänger drehbar gelagert und auf einer Plexiglasplatte montiert. Das 64-Kanal-Messsystem (Firma National Instruments) wird zur Signalerfassung eingesetzt. Der Druckkalibrator wird für die Sensorkalibrierung benötigt.

5.6.1 Neuer Messablauf und Datenverarbeitung

Der neue Messablauf unterscheidet sich prinzipiell nicht von der in Kapitel 4.6.2 beschriebenen Vorgehensweise. Jede Messung wird mittels einer einstündigen Warmlaufphase, in der der Windkanal auf Betriebstemperatur gebracht wird, begonnen. Auf diese Weise lassen sich die Temperaturschwankungen während einer Messung auf weniger als ein Grad Celsius beschränken, was manuell mit Hilfe einer der pn-Dioden auf dem Zylinderdeckel-Array kontrolliert wird. Vor dem Beginn einer Messung findet unter Verwendung des Druckkalibrators eine Druckkalibrierung zur Bestimmung der aktuellen Offsetwerte und Empfindlichkeiten aller Sensoren statt. Anschließend wird die Messung durchgeführt, wobei der Zylinder mittels einer manuell zu bedienenden

Drehvorrichtung in die gewünschte Winkelposition gedreht wird. Es wird eine Abtastfrequenz von 2 Kilohertz bei einer Abtastdauer von 60 Sekunden verwendet. Aus den zeitabhängigen Ausgangsspannungen werden nach Durchführung des Experiments unter Verwendung der zugehörigen Kalibrierdaten die zeitlich gemittelte Druckverteilung und die Standardabweichung des Differenzdrucks für die gesamte Zylinderoberfläche ermittelt. Im Zentrum des Interesses steht nach wie vor die Konfiguration des Leitexperiments, welches durch eine Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s (Reynoldszahl 200.000) charakterisiert ist. Für diese Geschwindigkeit wird wie zuvor der Vergleich der zeitgemittelten Druckverteilung zu dem Ergebnis der Large-Eddy-Simulation hergestellt ([5.13] [5.14]). Um Informationen über die Symmetrie der Messung zu erhalten, was eine Beurteilung bezüglich der Verbesserung der Zylinderoberfläche hinsichtlich der Arraysegmentübergänge ermöglicht, wird die Druckverteilung für den gesamten Winkelbereich von -180° bis 180° abgebildet.

Neben der Messung bei der angegebenen Geschwindigkeit werden die Druckverteilungen bei Geschwindigkeiten von 20 m/s (Reynoldszahl 150.000) und 40 m/s (Reynoldszahl 300.000) ermittelt, wobei die letztere Messung auf den positiven Winkelbereich beschränkt ist, um die Messzeit zu minimieren. Darüber hinaus wird das Horizontal-Array, welches eine Winkelabdeckung von 200° aufweist, verwendet, um einerseits die Druckverteilung über dem Array in Abhängigkeit von der Anströmgeschwindigkeit zu bestimmen und andererseits zeitsynchrone Messungen auf dem Zylindermantel durchzuführen. Dabei interessieren insbesondere die Bereiche der Ablösegebiete. Anhand der synchronen Daten können wichtige Informationen über das Schwankungsverhalten bei der Strömungsseparation gewonnen werden. Derartige Messungen konnten aufgrund der einfacheren Konfiguration nicht mit dem ersten Messzylinder durchgeführt werden.

5.6.2 Ergebnisse und Diskussion

Abbildung 5.20 zeigt auf der linken Seite (a) das neue Messergebnis der zeitlich gemittelten Druckverteilung und auf der rechten Seite (b) das aus der Large-Eddy-Simulation hervorgehende Resultat. Anhand der Farbskala, auf die sich beide Darstellungen beziehen, und den Koordinatenachsen können die jeweiligen Druckwerte einer bestimmten Oberflächenposition zugeordnet werden.

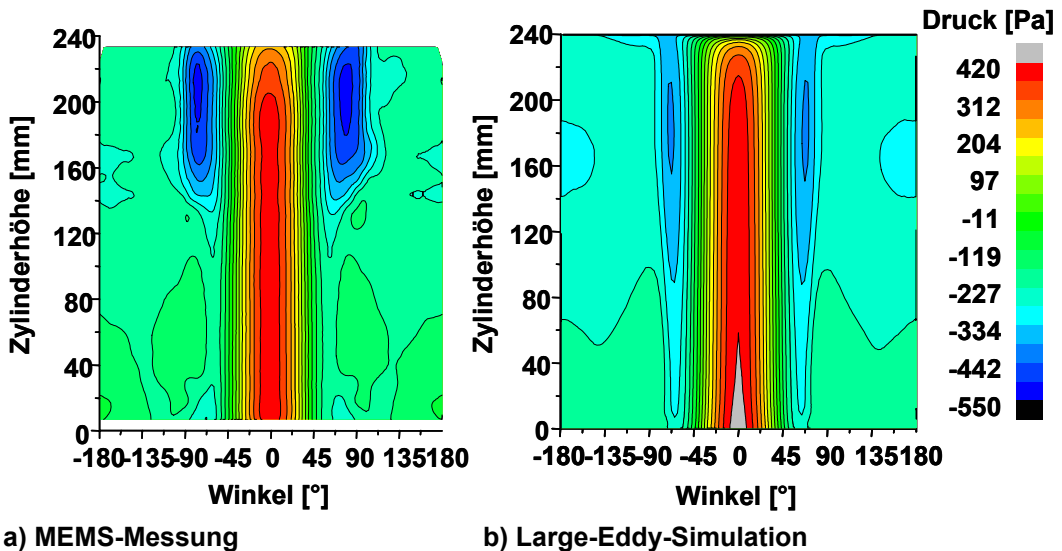


Abbildung 5.20 Konturplot der zeitlich gemittelten Druckverteilung auf der Zylinderoberfläche. Links ist das Ergebnis der Wanddruckmessung bei einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s, rechts das Ergebnis der Large-Eddy-Simulation abgebildet.

Die Druckverteilung zeigt im Bereich der laminaren Anströmung (Anströmwinkel: 0°) zwischen ca. 0° und 30° (ebenso im negativen Winkelbereich) einen maximalen Staudruck von 420 Pa. Der Druck sinkt aufgrund der Umströmung mit zunehmendem Winkel und erreicht das Minimum im oberen Bereich des Zylinders bei einer Höhe zwischen 170 mm und 230 mm in einem Winkelbereich zwischen 75° und 85° . Im Gegensatz zu dem Ergebnis, welches mit dem ersten Messzylinder bestimmt wurde, zeigt die in Abbildung 5.20 a) dargestellte gemessene Druckverteilung eine gut ausgeprägte Symmetrie. Diese vorliegende Symmetrie in der zeitlich gemittelten Druckverteilung lässt bereits an dieser Stelle darauf schließen, dass die zuvor auftretende Unsymmetrie ein Resultat der ungleichmäßigen Übergänge zwischen Arraysegmenten und Zylinderkörper war. Bei der simulierten Druckverteilung erstreckt sich der Bereich des Druckminimums über einen größeren Höhenbereich des Zylinders und fällt zudem etwas schmaler aus. Der simulierte Minimaldruck liegt auf einem etwas höheren Niveau als der gemessene minimale Druck. Im hinteren Bereich des Zylinders oberhalb von 90° hat der Druck ein negatives Vorzeichen und ist nahezu konstant. Lediglich im oberen Bereich zwischen 140 mm und 190 mm befindet sich ein lokales Minimum, welches sowohl im Ergebnis der LES als auch in der Messung zu finden ist. Dieser erhöhte Unterdruck wird durch die rezirkulierende Strömung, die hinter dem Zylinder entsteht, hervorgerufen. Beim Vergleich dieses Resultats

mit der Simulation und der ersten Messung (Kapitel 4.6.3, Abbildung 4.27) wird ersichtlich, dass die neueren Messergebnisse neben einer deutlich stärker ausgeprägten Symmetrie eine bessere Übereinstimmung mit der Simulation zeigen. Darüber hinaus sind in der Druckverteilung aufgrund der höheren Ortsauflösung mehr Details auf der unteren Zylinderhälfte zu erkennen, die auch in der Simulation zu finden sind. Abbildung 5.21 zeigt die gemessene, zeitlich gemittelte Druckverteilung auf dem Zylinderdeckel (a) neben dem Simulationsergebnis (b) in Polarkoordinaten.

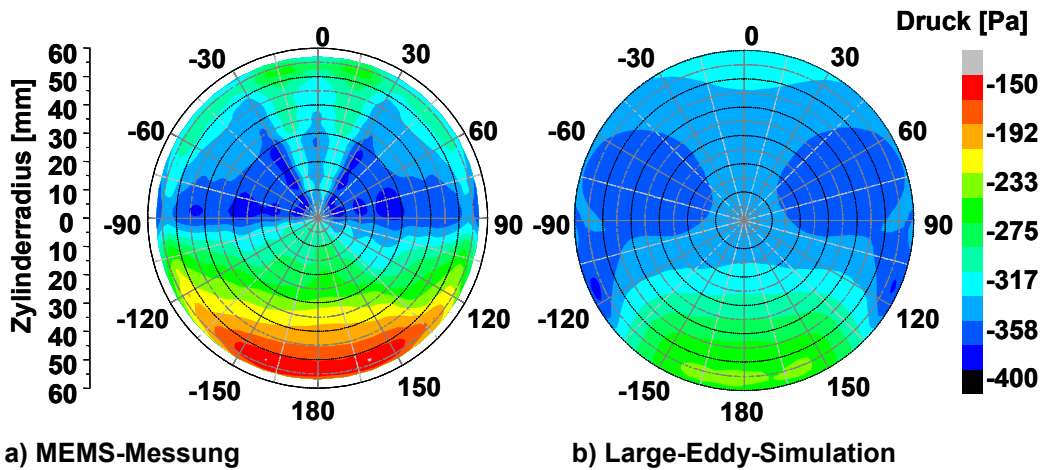
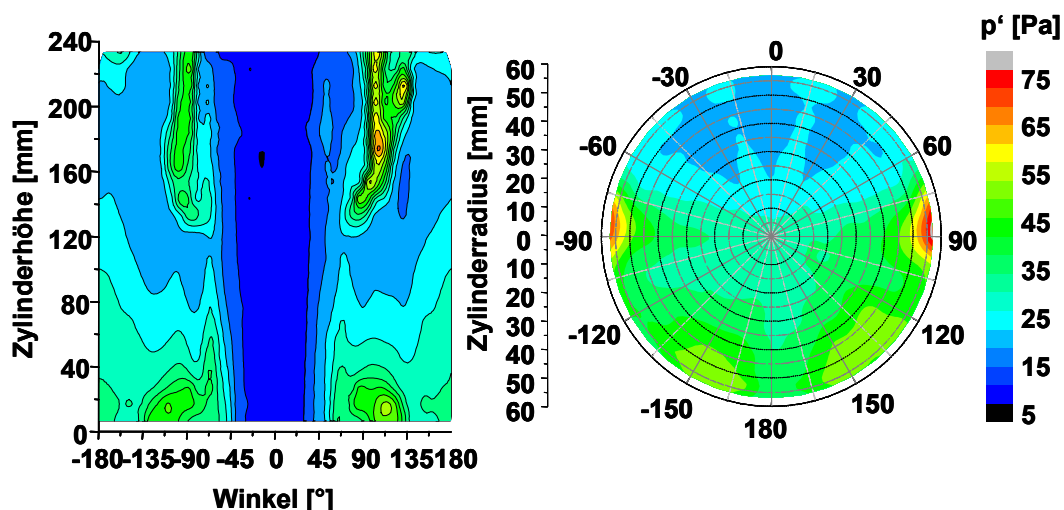


Abbildung 5.21 Konturplot der zeitlich gemittelten Druckverteilung auf dem Zylinderdeckel in Polarkoordinaten. Links ist das Ergebnis der Wanddruckmessung bei einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s, rechts das Ergebnis der Large-Eddy-Simulation dargestellt.

Was dieses Resultat angeht, so ergeben sich daraus keine neuen Erkenntnisse. Die vorliegenden Drücke zwischen -150 Pa und -400 Pa stimmen allerdings etwas besser als die aus Abbildung 4.28 in Kapitel 4.6.3 mit der Simulation überein. In den in Abbildung 5.21 dargestellten Ergebnissen treten die geringsten Drücke im Winkelbereich zwischen 30° und 90° (und -30° bis -90°) und über einen Radius von null bis ca. 50 mm auf. Zwei weitere lokale Minima befinden sich im Messergebnis bei $\pm 90^\circ$ und einem Radius von 55 mm. Im Ergebnis der LES sind die Positionen dieser lokalen Minima nach hinten verschoben ($\pm 120^\circ$). Das Maximum ist bei beiden Resultaten im Randbereich zwischen 130° und 180° (und -130° bis -180°) zu finden. Die Messergebnisse auf dem Zylinderdeckel sind ebenso wie die auf dem Mantel sehr symmetrisch.

In Abbildung 5.22 sind die auf dem Mantel und Deckel ermittelten Standardabweichungen des Wanddrucks dargestellt. Hier ist eine leichte Unsymmetrie im oberen Zylinderbereich erkennbar, was sich auch am Rand auf

dem Zylinderdeckel bei 90° abzeichnet. Die vorliegenden Abweichungen sind jedoch bei Weitem nicht so stark, wie es bei den ersten Messungen mit dem ersten Messzylinder der Fall war. Auffällig sind die lokalen Maxima im Fußbereich des Zylinders bei etwa $\pm 115^\circ$, welche „Fußabdrücke“ des in der Einleitung erwähnten Hufeisenwirbels sind. In den ersten Messungen konnte kein Indiz für die Ablösung dieses Wirbelsystems gefunden werden, was wiederum auf die höhere Ortsauflösung des neuen Sensor-Arrays im Fußbereich des Zylinders zurückzuführen ist.



a) Zylindermantel

b) Zylinderdeckel

Abbildung 5.22 Standardabweichung des Drucks auf der Zylindermantelfläche (a) und auf dem -deckel (b) bei einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s.

Auf dem Zylinderdeckel findet man zwei Maxima bei etwa $\pm 85^\circ$. In diesem Fall treten jedoch keine Doppelmaxima auf, was belegt, dass sich der Strömungszustand während der Messung nicht ändert, wie es zuvor der Fall war. Auch diese Tatsache ist darauf zurückzuführen, dass keine signifikante Beeinflussung der Strömung durch die Arraysegmentübergänge am Zylinder vorliegt.

Bei den folgenden Konturplots handelt es sich jeweils um die zeitlich gemittelte Verteilung und die Standardabweichung des Druck auf dem Zylindermantel bei einer Anströmgeschwindigkeit von 20 m/s (Abbildung 5.23) und 40 m/s (Abbildung 5.24). Im Fall der Ergebnisse für 20 m/s wurde die gleiche Farbskala verwendet, wie sie für die Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s angegeben ist. Erwartungsgemäß ist qualitativ die gleiche Druckverteilung zu finden, lediglich die Druckminima und -maxima sind weniger stark ausgeprägt. Der Staudruck

beträgt etwa nur 310 Pa und das Minimum liegt bei ca. - 330 Pa. Da die Ergebnisse auf dem Deckel die gleiche Tendenz zeigen und keine neuen Erkenntnisse liefern, sind sie nicht abgebildet.

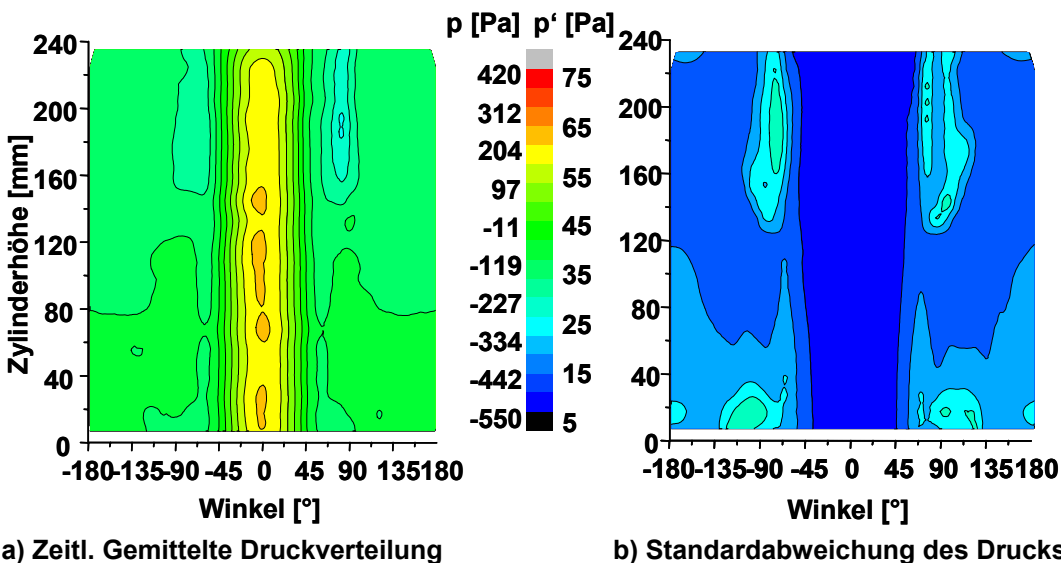


Abbildung 5.23 Zeitlich gemittelte Druckverteilung (a) und Standardabweichung des Drucks (b) auf dem Zylindermantel bei einer Anströmgeschwindigkeit von 20 m/s.

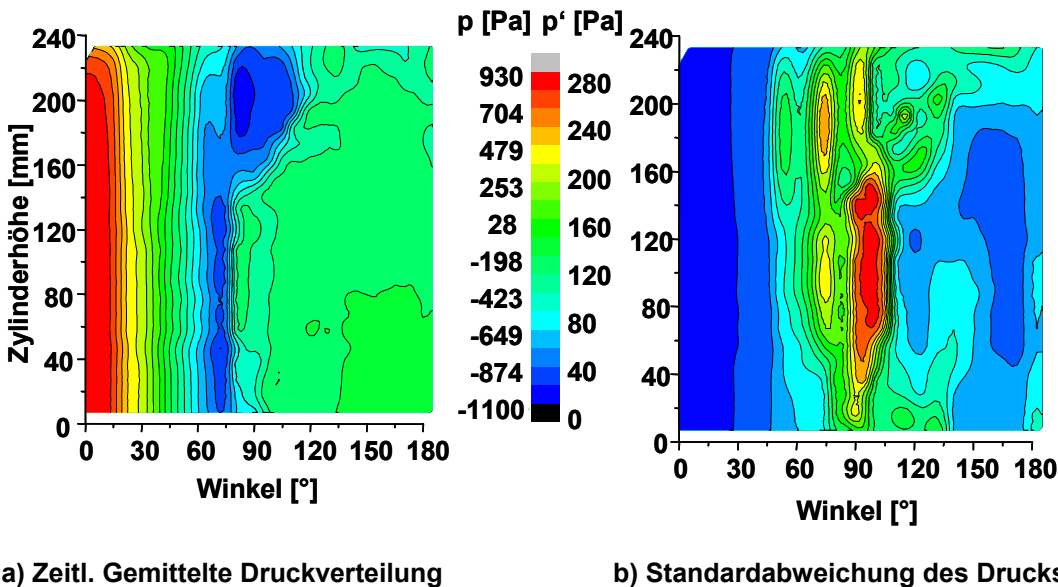


Abbildung 5.24 Zeitlich gemittelte Druckverteilung (a) und Standardabweichung des Drucks (b) auf dem Zylindermantel bei einer Anströmgeschwindigkeit von 40 m/s.

Die Druckverteilung und Standardabweichung bei einer Anströmgeschwindigkeit von 40 m/s liefert ein qualitativ anderes Ergebnis, welches sich anhand zweier deutlicher Phänomene von den bisher diskutierten Ergebnissen unterscheidet. Zum einen dehnt sich das Druckminimum im Bereich der Ablösung über die gesamte Zylinderhöhe aus und verschiebt sich mit zunehmender Höhe nach Hinten bis zu einem Winkel von 120° . Zum anderen ist das Maximum der Standardabweichung des Drucks nicht wie zuvor im oberen Teil des Zylinders zu finden, sondern in einer Höhe zwischen 50 mm und 160 mm. Das Gebiet mit höheren Druckschwankungen ist zudem breiter ausgedehnt als bei den beiden anderen Messungen.

Abbildung 5.25 veranschaulicht den Zusammenhang zwischen der Druckverteilung auf dem Horizontal-Array und der Anströmgeschwindigkeit.

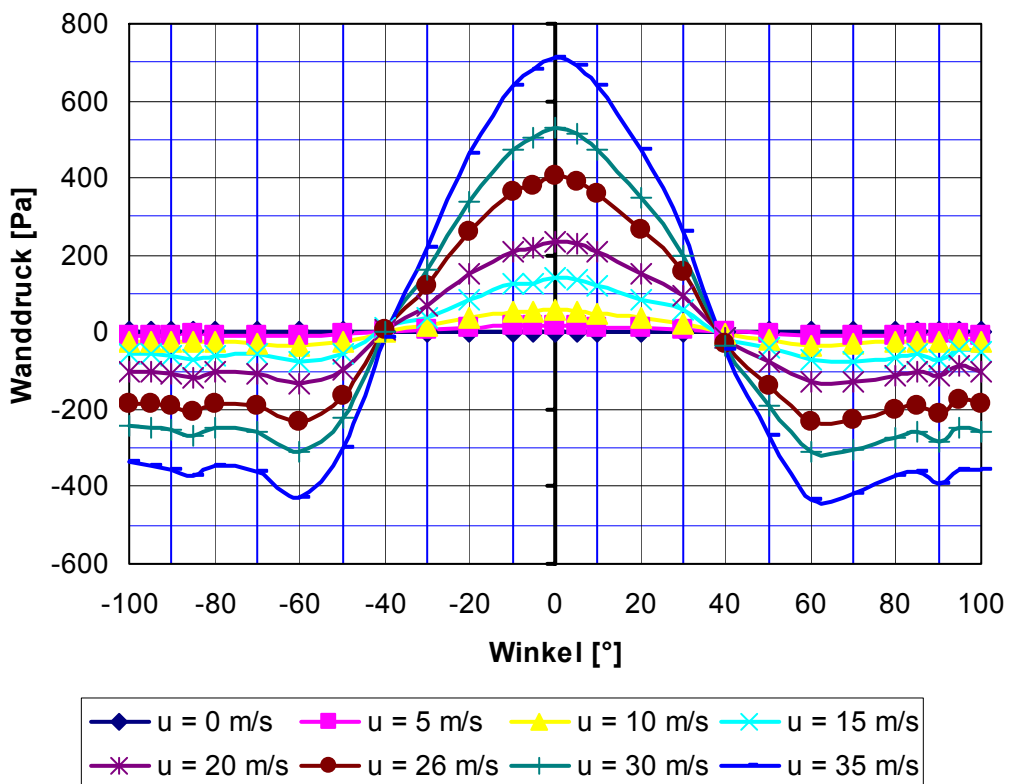
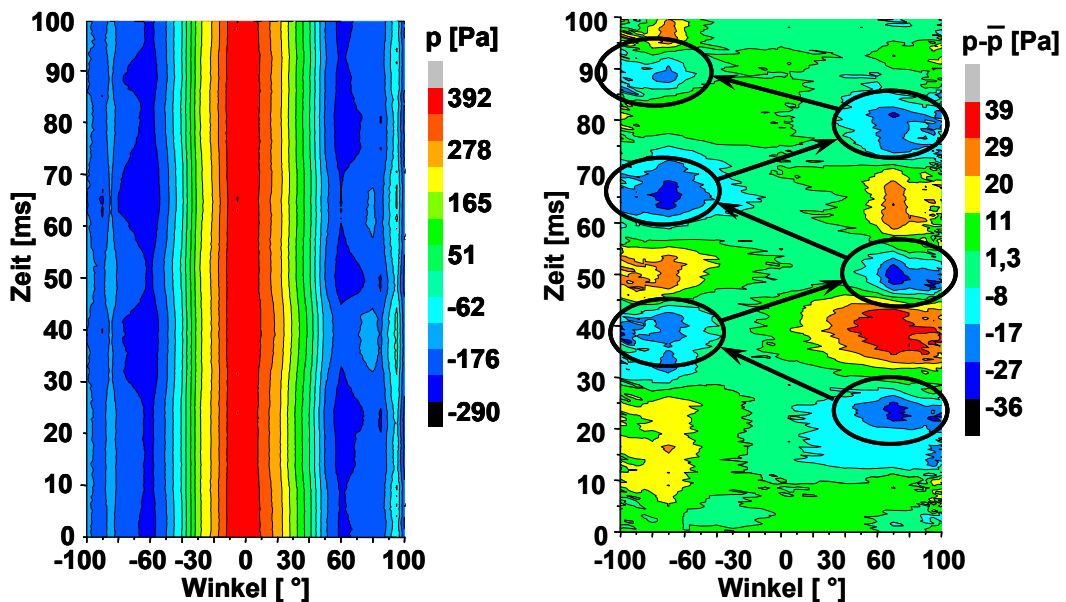


Abbildung 5.25 Wanddruckverteilung über dem Horizontal-Array bei verschiedenen Anströmgeschwindigkeiten.

Bei der Messung befindet sich der Zentralsensor des Horizontal-Arrays bei einem Winkel von 0° . Da das Array einen Winkelbereich von 200° abdeckt, liegen

Druckdaten für -100° bis 100° bei einer Zylinderhöhe von 120 mm vor. Bei allen gemessenen Geschwindigkeiten zwischen 0 m/s und 35 m/s findet man prinzipiell die gleiche Druckverteilung. Lediglich die Maxima bzw. Minima wachsen mit steigender Anströmgeschwindigkeit, wobei jeweils das Verhältnis des Minimaldrucks (Winkel: 65°) zum Staudruck (Winkel: 0°) $-0,6$ beträgt und bei allen Geschwindigkeiten gleich groß ist.

Um eine zeitaufgelöste Darstellung des Wanddrucks zu erhalten, in welcher der Ablösebereich auf beiden Seiten des Zylinders sichtbar ist, wird die gleiche Konfiguration bei einer Geschwindigkeit von 26 m/s verwendet. Ein Ausschnitt von 100 ms ist in Abbildung 5.26 in Form zweier Konturplots visualisiert.



a) Zeitl. aufgelöster Wanddruck

b) Differenz des Wanddrucks zum Mittelwert

Abbildung 5.26 Zeitlich aufgelöster Wanddruck (a) über dem Horizontal-Array und Differenz des Wanddrucks zum Wanddruckmittelwert des jeweiligen Winkels (b) bei einer Anströmgeschwindigkeit von 26 m/s.

Abbildung 5.26 a) zeigt den farbig kodierten Wanddruck in Abhängigkeit vom Winkel und von der Zeit. In dieser Darstellung sind die Schwankungen im äußeren Winkelbereich ab $\pm 60^\circ$ nur schwer erkennbar. Aus diesem Grund bietet es sich an, die Differenz aus dem Wanddruck und dem für den jeweiligen Winkel herrschenden zeitlich gemittelten Druck zu bilden und ebenfalls über der Zeit aufzutragen (b). Eine Betrachtung des Ergebnisses offenbart die zeitliche Abfolge der Druckschwankungen auf beiden Seiten des Zylindermantels aufgrund der Strömungsablösung, welche in der Ausbildung der in der Einleitung erwähnten

Hauptwirbelstraße (Kármán-Wirbelstraße) resultiert. Zum einen schwankt der Druck im Winkelbereich zwischen 50° und 100° (und -50° bis -100°) periodisch um den jeweiligen Mittelwert und zum anderen sind die Schwankungen auf beiden Zylinderseiten um 180° phasenverschoben. Die Schwingungsfrequenz beträgt etwa 33 Hz. Die Existenz der Kármán-Wirbelstraße mit der entsprechenden Wirbelfrequenz wurde bereits im Vorfeld der Druckmessungen nachgewiesen [5.11].

5.7 Zusammenfassung

Dieses Kapitel umfasst die Beschreibung des Chiplayout der AeroMEMS-Sensoren der zweiten Generation, die technologische Realisierung, die messtechnische Charakterisierung, die Arrayintegration und die mit dem neuen 3D-Multisensor-Array durchgeführten Windkanalexperimente [5.10]. Das Redesign zeichnet sich neben der verringerten Fläche von $2 \times 3 \text{ mm}^2$ durch eine Rückseitenkontaktierung aus. Obwohl der Prozess zur Herstellung der neuen Sensoren deutlich aufwändiger als die Realisierung der vorderseitig kontaktierten Sensoren ist, ergeben sich daraus bezüglich der Arrayintegration entscheidende Vorteile, durch welche die Realisierung flächenhafter Sensor-Arrays erst ermöglicht wird. Unter Verwendung einer neu entwickelten hybriden Aufbau- und Verbindungstechnik, die auf der Verwendung von sowohl starren als auch flexiblen Leiterplatten in Verbindung mit speziell gefertigten Trägersegmenten aus Aluminium beruht, wird ein aus 154 Einzelsensoren bestehendes 3D-Multisensor-Array wandbündig in die Oberfläche eines Messzylinders integriert. Unter Einsatz dieses Zylinders wird das in Kapitel 4.6 ausführlich beschriebene Leitexperiment wiederholt und sogar erweitert, um neue und vertiefte Erkenntnisse bezüglich der Wanddruckverteilung auf der Zylinderoberfläche zu erlangen.

Einerseits zeigen die Messergebnisse eine bessere Übereinstimmung mit der Simulation und andererseits liegen bei allen Messungen eine weitaus stärker ausgeprägte Symmetrie und eine höhere Ortsauflösung, als bei den Messungen mit dem ersten Zylinder, vor. Darüber hinaus belegen die mit dem Horizontal-Array durchgeführten Messungen den größeren Nutzen des Sensor-Redesigns für die experimentelle Strömungsmechanik, da auf diese Weise neue Erkenntnisse bezüglich der zeitlich aufgelösten Druckverteilung gefunden werden konnten.

Durch die Rückseitenkontaktierung und die dadurch ermöglichte weiterentwickelte Aufbau- und Verbindungstechnik ergeben sich vielseitigere Möglichkeiten für die

Gestaltung von Oberflächen-Sensor-Arrays, die sich sowohl durch sehr geringe Strömungsbeeinflussung als auch durch eine hohe Ortsauflösung auszeichnen.

Es ist beispielsweise auch möglich anstelle der pn-Diode, die zur Temperaturmessung vorgesehen ist, einen Wandschubspannungssensor zu integrieren, um auf diese Weise gekoppelte Druck- und Wandschubspannungsmessungen auf einem Chip vorzunehmen. Diese Weiterentwicklung des bestehenden Sensors wird im folgenden Kapitel 6 vorgestellt.

Literatur zu Kapitel 5

- [5.1] A. Berns, H.-D. Ngo, U. Buder, E. Obermeier, AeroMEMS Pressure Sensor Array Featuring Through-Wafer Vias for High-Resolution Wall Pressure Measurements, Proceedings of the 21st IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, Tucson, AZ, USA, 2008, S. 896–899.
- [5.2] M. Gad-el-Hak, The MEMS Handbook, CRC Press, New York, USA, Kapitel 16: MEMS Fabrication, 2001, S. 16-11 – 16-183.
- [5.3] S.J. Ok, C. Kim und D.F. Baldwin, High Density, High Aspect Ratio Through-Wafer Electrical Interconnect Vias vor MEMS Packaging, IEEE Transactions on Advanced Packaging, Band 26, Nr. 3, 2003, S. 302-309.
- [5.4] F.E. Rasmussen, J. Frech, M. Heschel und O. Hansen, Fabrication of High Aspect Ratio Through-Wafer Vias in CMOS Wafers for 3-D Packaging Applications, Proceedings of the 12th International Conference on Solid State Sensors, Actuators and Microsystems, Boston, 2003, Paper ID: 3E123.P.
- [5.5] J.H. Wu, J.A. del Alamo und K.A. Jenkins, A High Aspect-Ratio Silicon Substrate-Via Technology and Applications: Through-Wafer Interconnects for Power and Ground and Faraday Cages for SOC Isolation, Technical Digest of the IEDM International Electron Devices Meeting, 2000, S. 477-480.
- [5.6] D. Ewald, A. Van Den Berg und A. Grisel, Technology for Backside Contacted pH-sensitive ISFETs Embedded in a p-Well Structure, Sensors and Actuators, B1, 1990, S. 335-340.
- [5.7] W. Sonphao und S. Chaisirikul, Si Anisotropic Etching of TMAH Solution, Proceedings of the IEEE International Symposium on Industrial Electronics, Band 3, 2001, S. 2049-2052.
- [5.8] K. Sato, M. Shikida, T. Yamashiro, K. Asaumi, Y. Iriye und M. Yamamoto, Anisotropic Etching Rates of Single-Crystal Silicon For TMAH Water Solution as a Function of Crystallographic Orientation, 11th Annual International Workshop on MEMS, 1998, S. 556-561.
- [5.9] K. Tokoro, D. Uchikawa, M. Shidida und K. Sato, Anisotropic Etching Properties of Si in KOH and TMAH Solutions, Proceedings of the

International Symposium on Micromechatronics and Human Science, 1998, S. 65-70.

- [5.10] A. Berns, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, 3D Multi-Sensor Array for Surface Pressure Measurements on a Wall Mounted Cylinder, 39th AIAA Fluid Dynamics Conference, 2009, San Antonio, TX, USA, AIAA-2009-3579.
- [5.11] A. Leder, 3d-flow structures behind truncated circular cylinders, Proceedings of the 4th ASME/JSME Joint Fluid Engineering Conference, Honolulu, HI, FEDSM2003-45083.
- [5.12] J. Fröhlich, Large-Eddy-Simulation turbulenter Strömungen, Teubner Verlag, Wiesbaden, 2006.
- [5.13] O. Frederich, E. Wassen und F. Thiele, Flow Simulation around a Finite Cylinder on Massively Parallel Computer Architecture, Proceedings of the International Conference on Parallel Computational Fluid Dynamics, Washington, DC, 2005, S. 85–93.
- [5.14] O. Frederich, E. Wassen und F. Thiele, Prediction of the flow around a short wall-mounted cylinder using LES and DES, Journal of Numerical Analysis, Industrial and Applied Mathematics, (JNAIAM), Band 3, Nr. 3-4, 1008, S. 231-247.

6 Drittes Sensordesign mit RS-Kontaktierung und integriertem Wandhitzdraht

Der AeroMEMS-Sensor der dritten Generation beinhaltet neben dem in Kapitel 5 vorgestellten Drucksensor anstelle der pn-Diode einen Wandhitzdraht zur Messung der Wandschubspannung und deren Fluktuationen [6.1].

Die Wandschubspannung ist ebenso wie der Wanddruck eine der wichtigsten Kenngrößen zur Beurteilung des Strömungszustands wandgebundener Strömungen in der experimentellen Strömungsmechanik [6.2]. Bei der Wandschubspannung τ_w handelt es sich um die lokale, flächenbezogene Wandreibungskraft, die ein Fluid durch seine Viskosität auf einen Körper ausübt. Sie ist über den Newton'schen Reibungsansatz (Gleichung (6.1))

$$\tau_w = \mu \cdot \left(\frac{du}{dy} \right)_w \quad (6.1)$$

als Produkt aus dem Geschwindigkeitsgradienten des Fluids an der Wand und dessen dynamischer Viskosität μ definiert. Unmittelbar an der Wand ist die Geschwindigkeit aufgrund der Haftbedingung null und steigt je nach Strömungszustand auf unterschiedliche, charakteristische Weise innerhalb der sogenannten Grenzschicht auf die Außenströmungsgeschwindigkeit u_∞ an. Gängige Methoden zur Bestimmung der Wandschubspannung sind der Einsatz von Wandhitzdrähten oder –heißfilmen. Das Messprinzip beruht auf dem konvektiven Wärmeaustausch zwischen dem beheizten Draht und dem umströmenden Fluid [6.3]. Dabei wird der Draht als variabler Widerstand innerhalb einer Wheatstone'schen Brücke betrieben und entweder mit konstantem Strom versorgt (Constant Current Anemometer $\rightarrow$ CCA) oder bei einer konstanten Temperatur betrieben (Constant Temperature Anemometer $\rightarrow$ CTA), wobei diese anhand des elektrischen Widerstands des Drahts geregelt wird. Letztere Methode kommt in der experimentellen Strömungsmechanik häufiger zur Anwendung, da auf diese Weise in Zusammenarbeit mit der elektrischen Regelschaltung deutlich höhere Grenzfrequenzen des Gesamtsystems erreicht werden können. Der Zusammenhang zwischen der lokalen Wandschubspannung und dem Ausgangssignal der Brückenschaltung wurde bereits 1914 von King untersucht [6.4] und ist empirischer Natur. Aus diesem Grund ist die Kalibrierung eines Hitzdrahts zur quantitativen Bestimmung der Wandschubspannung erforderlich, was gleichzeitig den größten Nachteil dieser Messmethode darstellt, da die Kalibrierung lediglich

für den jeweiligen Strömungszustand anwendbar ist. In der Praxis werden Wandhitzdrähte jedoch meist zur Messung der Fluktuationen eingesetzt, da auf diese Weise die wichtigsten Informationen bezüglich des Strömungszustands gewonnen werden können und sich die aufwendige Kalibrierung erübrigt. Näheres zum Funktionsprinzip von Wandschubspannungssensoren, insbesondere von Heißfilm- und Hitzdrahtsensoren (Hitzdrahtanemometrie), kann der Fachliteratur entnommen werden (beispielsweise [6.5] [6.6]).

In den vergangenen fünfzehn Jahren wurde neben den konventionell hergestellten Hitzdrahtsonden eine Reihe von MEMS basierten Wandschubspannungssensoren entwickelt und erfolgreich getestet. Dabei kommen neben verschiedenen Materialien auch diverse Herstellungsprozesse zum Einsatz. Häufig wird dotiertes Poly-Silizium, das in Oberflächen-Mikromechanik-Technologie prozessiert wird, als Sensormaterial verwendet, wie es beispielsweise in den Arbeiten von Jiang et al. ([6.7] [6.8]) und Chen et al. [6.9] beschrieben wird. Es liegen allerdings auch Arbeiten vor bei denen Aluminium als Draht- oder Heißfilmmaterial zum Einsatz kommt ([6.10] [6.11]). Die Realisierung von 2D-Sensor-Arrays für das Monitoring statischer und dynamischer Wandschubspannungsfelder unter Verwendung von Nickel-Hitzdrähten auf Polyimid-Folien wird in der Dissertation von Buder beschrieben [6.6]. Alle genannten Aufzeichnungen konzentrieren sich jedoch auf die Entwicklung von Sensoren, mit deren Hilfe ausschließlich die Wandschubspannung gemessen werden kann.

Die bisher einzigen in der Literatur dokumentierten Arbeiten in denen ein Sensor beschrieben wird, mit dem neben der Wandschubspannung zusätzlich der Wanddruck ermittelt werden kann, stammen von Löfdahl et al. [6.12] und von Kälvesten [6.13], der den Sensor detailliert im Rahmen seiner Dissertation vorstellt. Das Design dieses Sensors ist in Abbildung 6.1 dargestellt. Es basiert auf der Verwendung eines SOI-Substrats, das rückseitig mit einer Kavität versehen ist. Auf der dadurch entstandenen Membran, die eine Fläche von $1,5 \times 1,5 \text{ mm}^2$ aufweist, sind neben einem piezoresistiven Drucksensor zwei Heißfilmsensoren integriert. Die aus Poly-Silizium hergestellte Drucksensormembran hat eine Größe von $100 \times 100 \text{ }\mu\text{m}^2$ und kann aufgrund der rückseitigen Belüftung, die aus prozesstechnischen Gründen vorgenommen werden muss, lediglich Druckschwankungen detektieren (piezoresistives Mikrofon). Der Wandschubspannungssensor basiert auf einem Poly-Silizium-Heißfilm, mit dessen Hilfe die Wandschubspannung in Folge des umströmenden Fluids ermittelt werden kann. Dabei ist die Menge der abtransportierten thermischen Energie ein Maß für

die Wandreibung. Aufgrund der geringen thermischen Masse derartiger beheizter Strukturen und den damit einhergehenden extrem kleinen Ansprechzeiten werden Fluktuationsmessungen der Wandschubspannung im zweistelligen Kilohertzbereich ermöglicht.

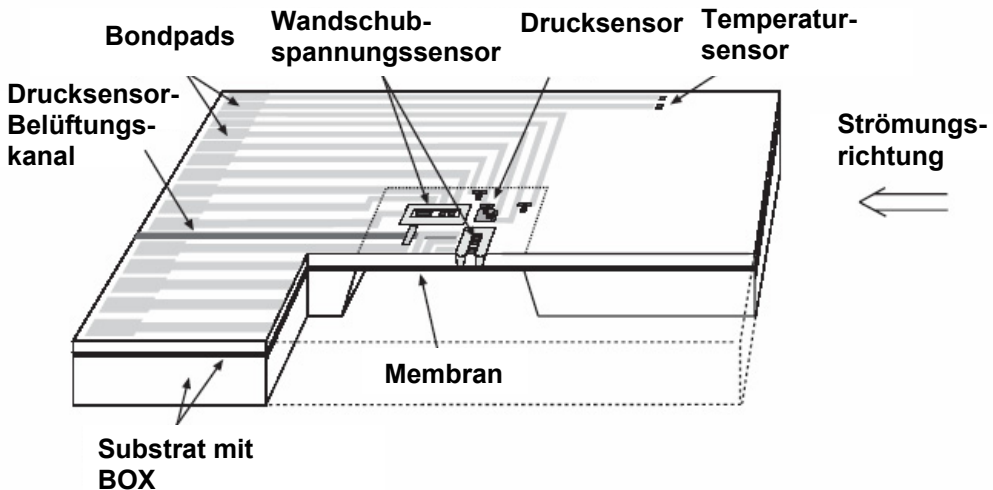


Abbildung 6.1 Design eines kombinierten Druck- und Wandschubspannungssensors durch Integration eines piezoresistiven Drucksensors und eines Heißfilmsensors auf einem Trägersubstrat [6.13]. Der Chip hat eine Fläche von $6 \times 4 \text{ mm}^2$. Die Kantenlänge der von der Rückseite strukturierten quadratischen Membran in der Mitte des Chips beträgt 1,5 mm.

Obwohl dieses Sensorkonzept vielversprechend ist, beinhaltet das Sensordesign mehrere Schwachpunkte. Ein wesentlicher Aspekt ist die relativ große Fläche des Chips, wodurch im Fall einer Arrayanordnung nur eine geringe Ortsauflösung erreicht werden kann. Der zweite kritische Punkt sind die Bondkontakte auf der Vorderseite des Sensors, da die Auswirkungen der Bonddrähte und Kontaktstellen nur bedingt abgeschätzt werden können und darüber hinaus in großem Maß vom Zustand der zu messenden Strömung abhängen. Der dritte negative Aspekt ist die Tatsache, dass lediglich Druckschwankungen detektiert werden können.

Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte AeroMEMS-Sensor der dritten Generation weist hingegen durch ein fortschrittlicheres Design und eine verbesserte Prozesstechnologie keine dieser genannten Nachteile auf. Die wesentlichen Aspekte der Sensorentwicklung bezüglich der Veränderungen des zweiten zum dritten Design werden in den folgenden Unterkapiteln kurz geschildert. Da sich das Chipdesign des Sensors der zweiten Generation bezüglich der Arrayintegration bewährt hat, wird der Hitzdraht anstelle der pn-Diode an

deren Position platziert, wodurch lediglich minimale Änderungen des Maskendesigns und des Prozessablaufs hervorgerufen werden. Ebenso wie bei der Diode werden für den Betrieb des Hitzdrahts zwei elektrische Anschlüsse benötigt, was die Verwendung der auf dem Chip vorhandenen Durchkontaktierungen ermöglicht. Auf diese Weise wird die synchrone Messung von Wanddruck und Wandschubspannung an nahezu derselben Position ermöglicht, wobei die Beeinflussung der Strömung aufgrund der Rückseitenkontaktierung minimiert wird.

6.1 Hitzdrahtdesign und Chiplayout

Für das Design des integrierten Wandschubspannungssensors werden die folgenden Entwurfskriterien festgelegt:

1. Integration in das vorhandene Chipdesign des Sensors der zweiten Generation anstelle der pn-Diode unter Verwendung der Rückseitenkontaktierung
2. Sicherstellung der Prozesskompatibilität
3. Erreichen einer möglichst hohen Empfindlichkeit unter Berücksichtigung der ersten beiden Punkte
4. Der elektrische Widerstand des Sensors muss zwischen $3\ \Omega$ und $15\ \Omega$ liegen, um Standardmessbrücken verwenden zu können
5. Die Temperaturerhöhung am Ort des nächstgelegenen Piezowiderstands soll so gering sein, dass keine messbare Beeinträchtigung des Brückenausgangssignals des Drucksensors vorliegt

Das Design des Hitzdrahts bzw. Heißfilms wird gemäß dieser Kriterien festgelegt und optimiert.

Aus der ersten Bedingung ergibt sich eine maximale Länge von $800\ \mu\text{m}$, da der Abstand zwischen den Durchkontaktierungen einen Millimeter beträgt und für die Charakterisierung zwei Kontaktflächen mit einer Minimalbreite von $100\ \mu\text{m}$ benötigt werden. Die Minimalbreite des Drahts beträgt aus herstellungstechnischen Gründen etwa $2\ \mu\text{m}$, woraus ein maximales Länge-zu-Breite-Verhältnis von 400 resultiert. Die Drahtdicke von $2\ \mu\text{m}$ sollte nicht überschritten werden, da sonst einerseits prozessbedingte Probleme auftreten könnten und andererseits der elektrische Drahtwiderstand zu gering ausfällt. Bei der Materialauswahl ist Aluminium die nächstliegende Variante, da in diesem Fall keine Änderung des etablierten Prozesses, insbesondere bei der Herstellung der Durchkontaktierungen,

notwendig ist. Wie zuvor beschrieben, wurden bereits verschiedene MEMS-Hitzdrähte erfolgreich aus Aluminium realisiert ([6.10] [6.11]) und getestet. Eine Gegenüberstellung der gängigen Materialien bezüglich ihrer für den Hitzdrahtbetrieb relevanten Materialparameter in Tabelle 6.1 gibt darüber hinaus Aufschluss über die Eigenschaften und Verwendbarkeit von Aluminium als Hitzdrahtmaterial.

Tabelle 6.1 Vergleich verschiedener Materialparameter gebräuchlicher Hitzdrahtmaterialien mit Aluminium [6.14]. Die angegebenen Werte für Poly-Silizium beziehen sich auf Material mit einer p-Dotierung von $1,1 \cdot 10^{20}$ Atome/cm³.

	Einheit	Al	W	Pt	Au	Ni	Poly-Si
Spez. el. Widerstand	$\mu\Omega\cdot\text{cm}$	2,7	5,5	10,7	2,1	8,7	600 [6.15]
Temperaturkoeffizient	%/K	0,47	0,45	0,39	0,40	0,65	0,30 [6.15]
Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)	220	167	71	316	91	18 [6.16]
Wärmekapazität	J/(kg K)	896	134	133	134	448	708 [6.15]
Dichte	Kg/m ³	2700	19300	21500	19280	8900	2330

Anhand der aufgelisteten Parameter wird deutlich, dass sich Aluminium aufgrund des hohen Temperaturkoeffizienten sehr gut als Hitzdrahtmaterial eignet. Nickel weist zwar einen noch größeren Wert auf, ist jedoch aufgrund der mangelhaften Prozesskompatibilität nicht verwendbar. Berücksichtigt man das dritte Kriterium, so fällt die Wahl auf die Realisierung eines Hitzdrahts, der im Vergleich zu einem Heißfilm grundsätzlich eine höhere Empfindlichkeit aufweist [6.17]. Die Forderung nach einem minimalen Widerstand von $3\ \Omega$ liefert nach Gleichung (6.2), bei Verwendung einer Al-Dicke von $2\ \mu\text{m}$ und einer Länge von $800\ \mu\text{m}$, eine maximale Breite von $3,6\ \mu\text{m}$.

$$R = \rho \cdot \frac{l}{b \cdot h} \tag{6.2}$$

Um das fünfte Kriterium, die Forderung nach einer vernachlässigbaren Temperaturerhöhung an der Stelle des nächstgelegenen Piezowiderstands, zu untersuchen, wird eine thermische Simulation durchgeführt. Dabei wird der statische Fall unter Ausschluss von Konvektion und Wärmestrahlung betrachtet, was bezüglich der Chipwärmung den Extremfall beschreibt, da im Normalfall

Wärmeenergie durch die erzwungene Konvektion der Außenströmung abtransportiert werden würde. Abbildung 6.2 zeigt das zur Simulation verwendete Modell des Hitzdrahts im Querschnitt.

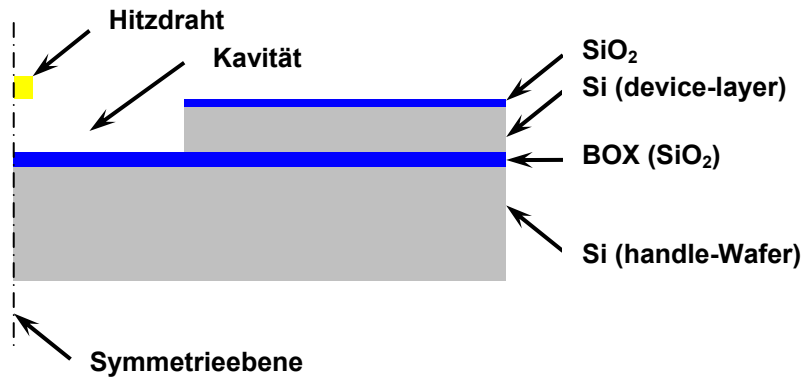


Abbildung 6.2 Schnittansicht der zweidimensionalen Skizze des Hitzdrahtdesigns. Das für die Simulation verwendete Modell beinhaltet neben den verschiedenen Materialschichten die luftgefüllte Kavität, die als thermische Isolation des Hitzdrahts dient und das Aufheizen des Chips verringert.

Der Hitzdraht hat eine konstante Temperatur von 200°C und auf der Unterseite des Chips (Waferdicke: 300 µm) beträgt die Temperatur 25°C. Auf der linken Seite befindet sich eine Symmetrieebene, die Begrenzung auf der rechten Modellseite wird mit einer infiniten Randbedingung versehen und bildet somit einen offenen Halbraum mit der jeweils zutreffenden Materialeigenschaft (Si bzw. SiO₂). Das Volumen oberhalb des Festkörpermodells wird als halboffener Luftraum definiert. Die Ergebnisse der thermischen Simulation zeigen, dass die Übertemperatur an der Position des nächstgelegenen Piezowiderstands bei einer Drahttemperatur von 200°C und einer Kavitätsbreite von 400 µm weniger als ein hundertstel Grad Celsius beträgt, was eine messbare Beeinträchtigung durch den Hitzdrahtbetrieb ausschließt.

Somit ergibt sich unter Berücksichtigung der fünf aufgelisteten Entwurfskriterien das in Abbildung 6.3 dargestellte Sensorchiplayout. Der durch die Kavität isolierte Hitzdraht befindet sich im unteren Bereich des Chips und nimmt die Position der pn-Diode ein, welche beim Sensor der zweiten Generation vorhanden ist. Ansonsten bleibt das Design unverändert. Der Hitzdraht wird mit einer Länge von 800 µm und einer Breite von 3 µm realisiert. Die Tiefe der Kavität unterhalb des Drahts beträgt 4 µm, was der Dicke der device-layer entspricht. Der

Isolationsgraben, der beim zweiten Design die Diode umgibt, ist auch in diesem Fall vorgesehen und dient als Begrenzung der 400 µm breiten Kavität.

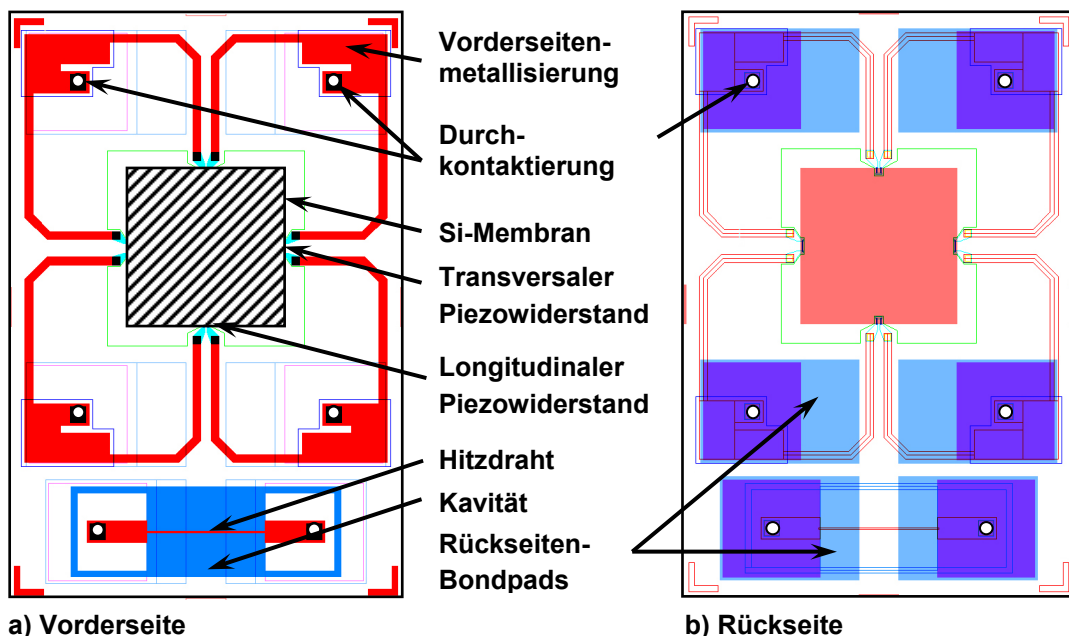


Abbildung 6.3 Das Design des kombinierten Wanddruck- und Wandschubspannungssensors (dritte AeroMEMS-Sensorgeneration) wird anhand der Darstellung des Vorder- (a) und Rückseitenlayouts (b) veranschaulicht. Wie bereits beim zweiten Sensordesign weist der Sensorchip neben der Integration von Rückseitenkontaktierungen eine Größe von $2 \times 3 \text{ mm}^2$ auf.

6.2 Technologische Realisierung

Im Rahmen der Beschreibung der technologischen Realisierung des Sensors der zweiten Generation (Kapitel 5.3) werden alle zur Herstellung des Drucksensors mit Rückseitenkontaktierung relevanten Prozessschritte erläutert. Da sich das Design des Sensors der dritten Generation lediglich in Bezug auf die Integration des Wandhitzdrahts vom vorangehenden Design unterscheidet, wird in diesem Kapitel ausschließlich auf die dafür notwendigen Prozessschritte eingegangen. Die Illustration ist sehr ähnlich, wobei die Schnittansicht an das neue Layout angepasst ist, um somit den Querschnitt einer Durchkontaktierung, zweier Piezowiderstände mit der dazwischen liegenden Drucksensormembran sowie des Hitzdrahts mit Kavität in einer Darstellung visualisieren zu können. Der Verlauf der Schnittansicht ist in Abbildung 6.4 durch die schwarze Pfeillinie gekennzeichnet.

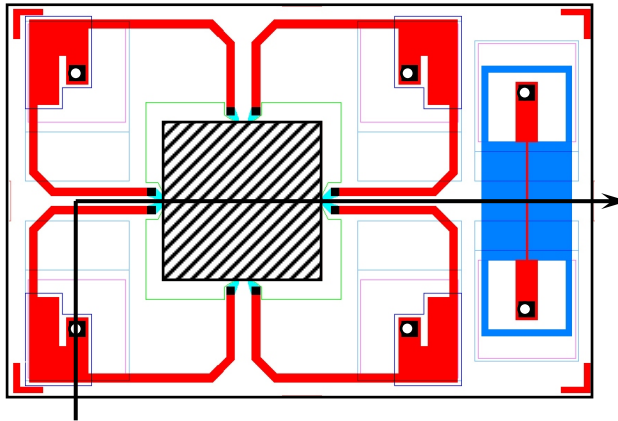
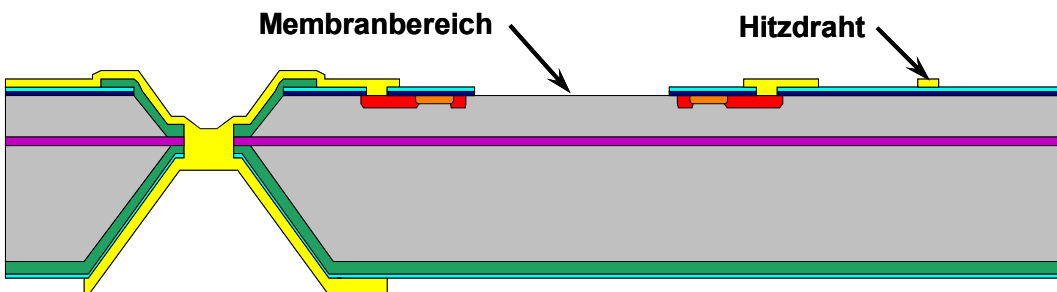
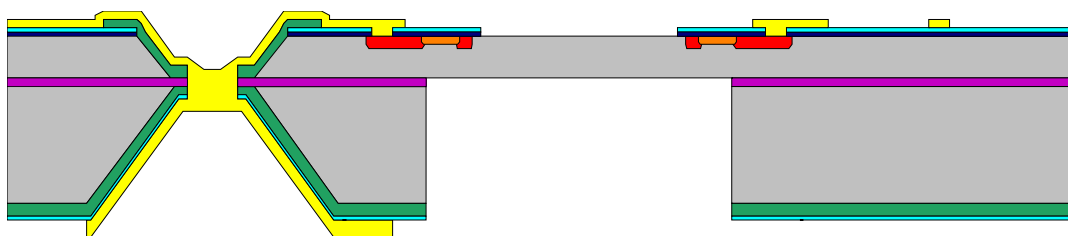


Abbildung 6.4 Verlaufdarstellung der Schnittansicht für den technologischen Prozessablauf (siehe Abbildung 6.5). Der Schnitt zeigt eine Durchkontaktierung, einen der Piezowiderstände, die Sensormembran, einen weiteren Piezowiderstand und zuletzt den Hitzdraht mit der Kavität in dieser Reihenfolge von links nach rechts.

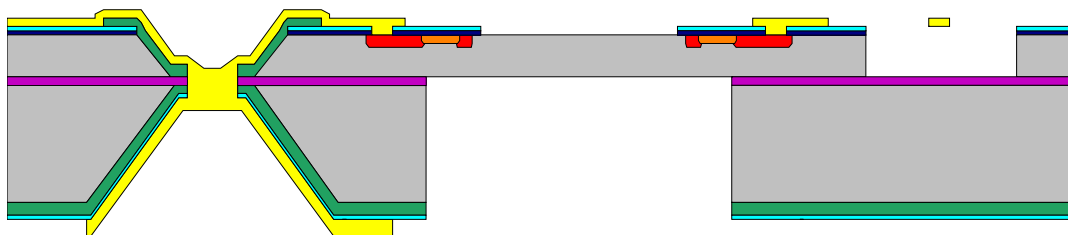
Die technologische Realisierung des kombinierten Wanddruck- und Wandschubspannungssensors erfolgt weitestgehend anhand des in Kapitel 5.3 erläuterten Prozessablaufs. Nach Fertigstellung der Durchkontaktierungen wird im Zusammenhang mit der Strukturierung der vorderseitigen Metallisierung der Wandhitzdraht erzeugt. Da es sich bei diesem Ätzprozess um eine nasschemische Strukturierung handelt, hat der Draht aufgrund der lateralen Unterätzung der Maskierung keine rechteckige, sondern eine trapezförmige Form, die von oben nach unten hin breiter wird. In Abbildung 6.5 werden die Prozessschritte zur Fertigstellung des Sensorchips aufgezählt und in der schematischen Schnittansicht verdeutlicht. Dabei bezeichnet der mit a) gekennzeichnete Herstellungsschritt den Zustand des Prozesses nach der Strukturierung des Wandhitzdrahts, wobei die Membran bereits von der Passivierung befreit ist.



a) Waferzustand zu Beginn der Hitzdrahtherstellung: Fertiggestellte Durchkontaktierung mit strukturierter Metallisierung auf der Vorderseite (Hitzdraht ist bereits vorhanden), Membranpassivierung wurde entfernt



b) Strukturierung der Membran mittels DSE von der Rückseite



c) Unterätzung des Hitzdrahts mittels RIE zur Strukturierung der Kavität

Silizium	BOX (SiO ₂)	Trockenoxid (SiO ₂)	Piezo-Imp.
P ⁺ -Imp.	Si ₃ N ₄	LTO (RS) bzw. PECVD-SiO ₂ (VS)	AlSiCu

Abbildung 6.5 Verkürzte schematische Darstellung des Prozessablaufs zur Herstellung des AeroMEMS-Drucksensors der dritten Generation mit integriertem Hitzdrahtsensor. Der Hitzdraht wird mittels RIE unterätzt und somit durch die Herstellung einer Kavität thermisch isoliert.

Es folgt die Strukturierung der Drucksensormembran durch das bereits zuvor angewandte rückseitige Trockenätzen mittels Bosch Prozess (Teilschritt b)). Anschließend wird die Kavität unterhalb des Hitzdrahts durch reaktives Ionenätzen realisiert (Teilschritt c)). Dabei ist es notwendig, die Lithographie für diesen Ätzprozess bereits vor der Membranstrukturierung fertig zu stellen, da anschließend keine Belackung mehr möglich ist. Das für das Aufschleudern des Fotoresists nötige Vakuum würde das Bersten der Membranen verursachen. Der Prozess zur Herstellung der Hitzdraht-Kavität zeichnet sich durch eine hohe laterale Unterätzung aus, wodurch die vollständige Freilegung des Drahts ermöglicht wird. Der Hitzdraht wird dabei nicht geschützt, da der Ätzabtrag des Aluminiums bei dem verwendeten Trockenätzprozess extrem klein ist.

Bevor die Chips durch den Sägeprozess vereinzelt werden, ist es notwendig, den gesamten Wafer vorderseitig mit Fotoresist zu schützen. Nach dem Sägen erfolgt die Reinigung der einzelnen Sensorchips in zwei aufeinanderfolgenden Acetonbädern sowie einer abschließenden Reinigung in Ethanol. Abbildung 6.6 zeigt ein Foto der Vorder- und Rückseite zweier Sensorchips auf einer Euro Cent Münze. Neben der Silizium-Membran und der Rückseitenkontaktierung ist der Wandhitzdraht mit der darunter befindlichen Kavität sichtbar. Die vergrößerte

Mikroskopaufnahme zeigt einen Teil des Drahts zusammen mit einer der Durchkontaktierungen im Detail. Der Draht ist aufgrund des Sputterprozesses und der dadurch hervorgerufenen Zugspannung gestrafft. Ebenfalls deutlich sichtbar sind die Kante der Kavität und deren glatter Boden (das BOX hat bei senkrechter Betrachtung eine grüne Farbe).

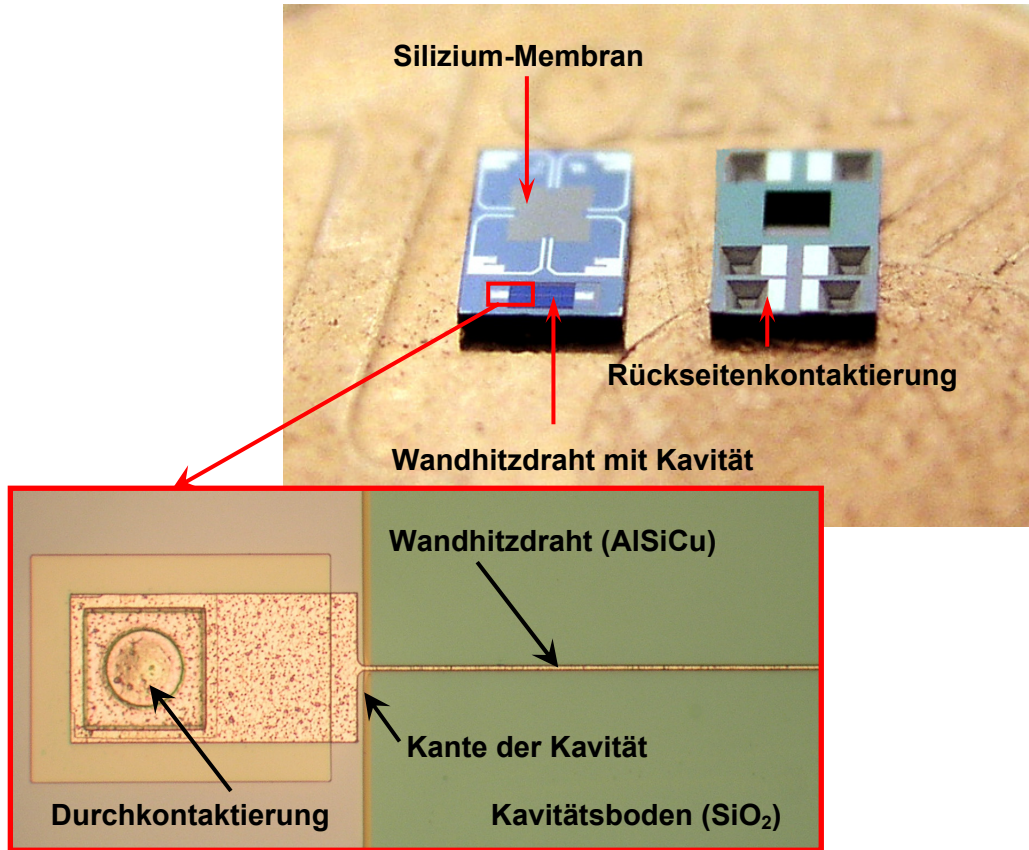


Abbildung 6.6 Foto zweier fertiggestellter AeroMEMS-Sensorchips auf einer Euro Cent Münze. Neben der Vorder- und Rückseite ist ein vergrößerter Ausschnitt des Hitzdrahts mit Kavität und Durchkontaktierung abgebildet.

6.3 Messtechnische Charakterisierung

Bezüglich der Drucksensorkalibrierung sind an dieser Stelle der Arbeit keine Abweichungen von der Vorgehensweise beim Sensor der zweiten Generation zu vermerken, da das Design des Drucksensors keiner Veränderung unterzogen wurde. Dementsprechend liegen die Kalibrierdaten der Drucksensoren bereits vor und können in der Zusammenfassung zur messtechnischen Charakterisierung des Sensors der zweiten Generation in Tabelle 5.2 nachgeschlagen werden. Im

Rahmen der Hitzdrahtkalibrierung wird die mittlere Empfindlichkeit bezüglich der Messung der Wandschubspannung exemplarisch anhand zweier Drähte ermittelt, um einen Vergleich mit anderen Arbeiten herstellen zu können. Dafür werden die Sensoren in einem Leiterplatten-Test-Array in einem Windkanal mit einer Wandschubspannungswaage [6.17] kalibriert. Abbildung 6.8 zeigt ein Foto des Windkanals, in dem die Wandschubspannungswaage neben dem Sensor-Array auf einer ebenen Platte montiert ist.

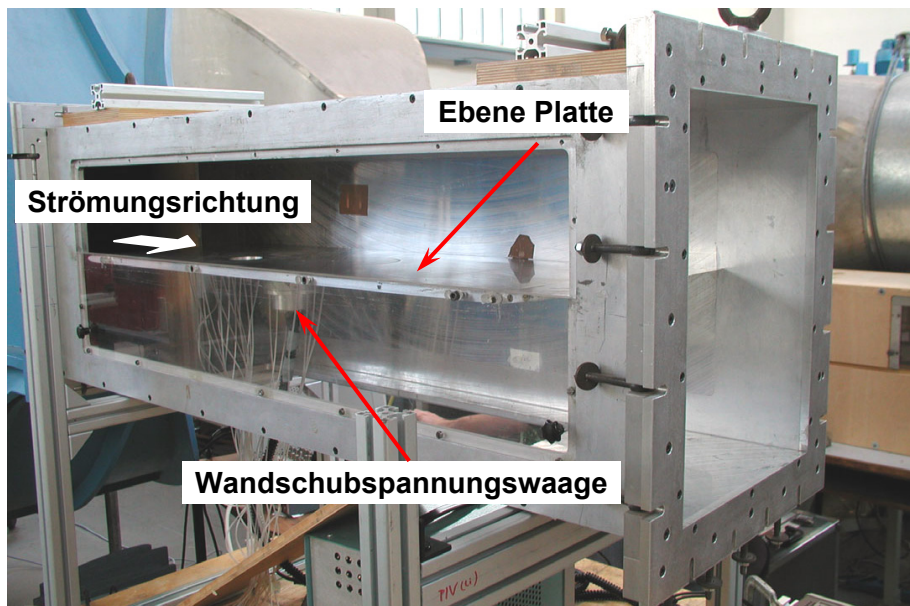


Abbildung 6.7 Windkanal zur Hitzdrahtkalibrierung mit einer ebenen Platte als Messstrecke, in die neben einer Wandschubspannungswaage die zu kalibrierenden Sensoren eingesetzt werden.

Auf der ebenen Platte befinden sich das Sensor-Array und die Waage auf gleicher Höhe mit jeweils gleichem Abstand zur vertikalen Symmetrieebene des Windkanals, um äquivalente Strömungsbedingungen zu gewährleisten. Zur Messung der Hitzdrahtsignale wird eine zweikanalige Verstärkerbrücke (Hersteller: TSI, Model 1750) verwendet, deren Ausgangssignale zusammen mit dem Ausgangssignal der Wandschubspannungswaage mittels PC und einer entsprechenden Messkarte erfasst werden. Die eingesetzten Hitzdrähte mit einer Länge von $800\text{ }\mu\text{m}$, einer Dicke von $2\text{ }\mu\text{m}$ und einer mittleren Breite von $3\text{ }\mu\text{m}$ haben einen elektrischen Widerstand von etwa $3,5\text{ }\Omega$ und werden mit einem konstanten Überhitzungsverhältnis von $1,5$ – also bei einem elektrischen Widerstand von $5,25\text{ }\Omega$ – betrieben. Abbildung 6.8 zeigt das Ergebnis der Kalibrierung: die relative, offsetbereinigte Ausgangsspannung der beiden

Hitzdrähte A und B in Abhängigkeit von der zeitlich gemittelten Wandschubspannung.

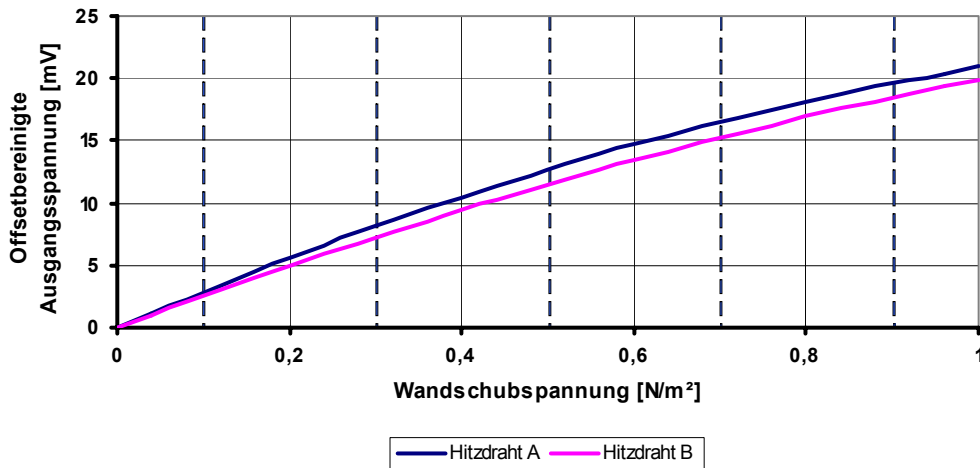


Abbildung 6.8 Kalibrierkennlinien zweier Hitzdrähte in Form der offsetbereinigten Ausgangsspannung in Abhängigkeit von der Wandschubspannung. Zur Kalibrierung werden Hitzdraht-Verstärkerbrücken (TSI MODEL 1750) sowie eine Wandschubspannungswaage eingesetzt. Die Hitzdrähte werden mit einem Überhitzungsverhältnis von 1,5 im Konstant-Temperatur-Modus betrieben. Die Empfindlichkeit der beiden kalibrierten Hitzdrähte beträgt etwa $20 \text{ mV}/(\text{N}\cdot\text{m}^2)$.

Beide Wandhitzdrähte zeigen sehr ähnliche Kennlinien, deren charakteristische Verläufe mit zunehmender Wandschubspannung leicht abflachen. Die gemittelte Empfindlichkeit beträgt etwa $20 \text{ mV}/(\text{N}/\text{m}^2)$, was im Vergleich zu Nickel-Hitzdrähten in der Literatur ein relativ geringer Wert ist [6.6]. Diese Tatsache ist zum einen auf das geringere Länge-zu-Breite-Verhältnis zurückzuführen und andererseits auf die Wahl des Materials. Im Vergleich mit einem Aluminium-Heißfilm-Sensor, der vor zwei Jahren von Haneef et al. präsentiert wurde [6.11], ist die Empfindlichkeit der hier entwickelten Hitzdrähte etwas größer, was sich zum Teil auf das Hitzdraht-Messprinzip zurückführen lässt.

Die Leistungsaufnahme der Drähte beträgt bei dem oben genannten Überhitzungsverhältnis etwa 5 mW (der Speisestrom liegt bei etwa 30 mA). Der Temperaturkoeffizient des verwendeten Aluminiums (AlSiCu) wird in einem Temperaturschrank anhand mehrerer Hitzdrähte in einem Temperaturbereich von 0°C bis 150°C bestimmt. Dazu werden die elektrischen Widerstände der Testchips in einer Messkammer in Abhängigkeit von der Temperatur erfasst. Dabei wird die Temperatur innerhalb der Kammer mittels eines Platin-

Temperaturmesswiderstands ermittelt. Der gemessene mittlere Temperaturkoeffizient liegt bei 0,45 %/K, wobei die Abweichung bei allen acht gemessenen Proben maximal 0,02 % beträgt. Dieser ermittelte Wert stimmt ebenso wie der gemessene spezifische elektrische Widerstand von $2,6 \mu\Omega\cdot\text{cm}$ sehr gut mit den in Tabelle 6.1 aufgeführten Literaturwerten überein.

6.4 Niederfrequente Transitionsmessung

Um mehr über die Funktionalität der entwickelten AeroMEMS-Sensoren unter realen Messbedingungen zu erfahren, wird ein strömungsmechanisches Grundlagenexperiment im Windkanal durchgeführt. Bei diesem Experiment handelt es sich um die messtechnische Erfassung des sogenannten laminar-turbulenten Umschlags, welcher bei der Umströmung diverser Körper und insbesondere bei aerodynamisch geformten Oberflächen zu beobachten ist [6.1]. Der Umschlag, der auch als Transition bezeichnet wird, lässt sich sowohl mit Hilfe von Oberflächen-Drucksensoren als auch mittels Wandhitzdrähten zuverlässig anhand der Fluktuationen des Wanddrucks bzw. der Wandschubspannung bestimmen. Beide Größen sind bezüglich der auftretenden Fluktuationsfrequenzen korreliert, was anhand der Messungen veranschaulicht werden soll. Bevor das Experiment und der Aufbau näher erläutert werden, folgt eine kurze qualitative Beschreibung des laminar-turbulenten Umschlags, um die eigentliche Messung und deren Zielsetzung besser verständlich zu machen.

6.4.1 *Der laminar-turbulente Umschlag*

Es ist allgemein üblich, Strömungen als laminar oder turbulent einzustufen. Demgemäß wird der jeweilige Zustand der Strömung umgangssprachlich einer definierten Unterteilung unterzogen, die sich streng genommen nur auf relativ komplexe mathematische Weise zuordnen lässt [6.18]. Da sich jedoch ausgeprägte laminare Strömungen von turbulenten Strömungen stark unterscheiden, ist eine qualitative Einstufung zulässig und angebracht.

Eine laminare Strömung ist dadurch charakterisiert, dass nahezu alle Geschwindigkeitsvektoren in Außenströmungsrichtung ausgerichtet sind. Im Fall einer umströmten Oberfläche resultiert diese Tatsache zum einen in einer sehr geringen Wandreibung und zum anderen in sehr geringen Fluktuationen des Wanddrucks. Im Gegensatz dazu zeichnet sich eine turbulente Strömung durch ein hohes Maß an Instationarität und Dreidimensionalität aus. Dies resultiert bei umströmten Oberflächen in vergleichsweise großen Schwankungen des

Wanddrucks und der Wandschubspannung. Besonders interessant für die experimentelle Strömungsmechanik ist der Übergangsbereich zwischen diesen beiden Strömungszuständen – der Transitionsbereich. Hier treten geringfügige Störungen in Form geordneter Strömungsmuster, den sogenannten Tollmien-Schlichting-Instabilitäten (TS-Wellen) auf, die sich in Form zweidimensionaler Oberflächenwellen stromab ausbreiten und verstärken, bis es zum eigentlichen Umschlag kommt [6.19]. Mueller et al. haben in diesem Zusammenhang Untersuchungen an verschiedenen Stumpfkörpern vorgenommen, anhand deren Umströmung unter Anwendung einer Strömungsvisualisierung mittels Rauch eindrucksvolle Ansichten der verschiedenen Strömungszustände gewonnen werden konnten (Abbildung 6.9).

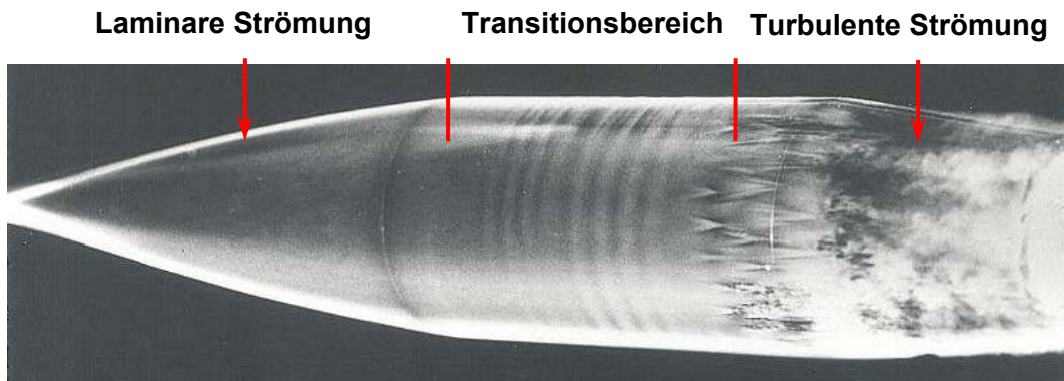


Abbildung 6.9 Strömungsvisualisierung auf der Oberfläche eines Stumpfkörpers nach Mueller et al. [6.20]. Neben der laminaren Oberflächenströmung im vorderen Bereich des Körpers sind die turbulente Strömung im hinteren Bereich sowie der Transitionsbereich, der anhand des ausgeprägten geordneten Wellenmusters identifiziert werden kann, sichtbar.

Im vorderen Bereich des Stumpfkörpers liegt die laminare Strömung glatt an der Oberfläche an. Im Transitionsbereich entstehen deutlich ausgeprägte Oberflächenwellen, die sich stromab verstärken und hinter dem Umschlag in einer turbulenten Strömung resultieren. Die Dreidimensionalität der Strömung ist aufgrund der visualisierten Verwirbelungen sehr gut im Nachlauf des Körpers erkennbar. Die Frequenz der auftretenden Oberflächenwellen und die geometrische Ausdehnung dieses Bereichs hängen sowohl von der Strömungsgeschwindigkeit als auch von der jeweiligen Form und Beschaffenheit der umströmten Oberfläche ab. So können kleinste Unebenheiten auf der betreffenden Oberfläche die Transition einleiten. Aus diesen Gründen ist es extrem schwer, korrekte theoretische Aussagen über die Transition auf verschiedenen

Oberflächen zu treffen, oder sie durch numerische Simulation zu bestimmen. In Abbildung 6.10 wird der natürliche laminar-turbulente Umschlag, der nach White [6.21] auch als Tollmien-Schlichting-Transition bezeichnet wird, schematisch oberhalb einer ebenen Platte veranschaulicht.

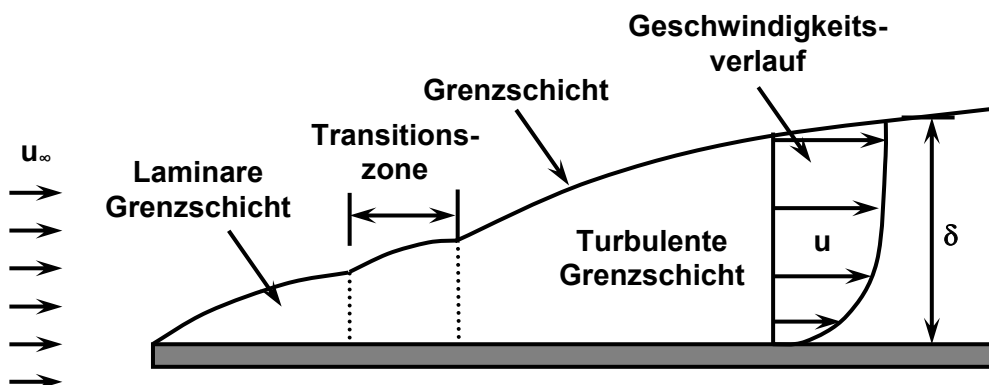


Abbildung 6.10 Schematische Darstellung der Wandgrenzschicht an einer ebenen Platte. Vor der Platte hat die Außenströmung ein uniformes Geschwindigkeitsprofil. Oberhalb des vorderen Bereichs der Platte liegt eine laminare Grenzschicht vor, die am Ende der Transitionszone zu einer turbulenten Grenzschicht umschlägt. Die mittlere Geschwindigkeit u nimmt innerhalb der Grenzschichtdicke δ bis zum Betrag der Außengeschwindigkeit u_∞ zu.

Diese drei dargestellten Strömungszustände lassen sich sowohl anhand der Fluktuationen der Wandschubspannung als auch anhand der Wanddruckschwankungen gut voneinander unterscheiden. Der laminare Bereich ist durch geringe Schwankungsintensität gekennzeichnet, wohingegen die Fluktuationsstärke einer turbulenten Strömung signifikant größer ist. Innerhalb der Transitionszone wird die Strömung meist von einem bestimmten Wellenmuster (TS-Wellen [6.19]) mit einer festen Frequenz dominiert. Diese drei Zustände lassen sich am wirkungsvollsten durch Betrachtung der durch Fouriertransformation vom Zeitbereich in den Frequenzbereich transformierten Schwankungssignale beobachten (Fast Fourier Transformation $\rightarrow$ FFT).

6.4.2 Experimentbeschreibung und Aufbau

Das erste Windkanalexperiment bezüglich der Transitionsmessung wird in einem Windkanal mit geschlossener Teststrecke am Institut für Luft- und Raumfahrttechnik (ILR) der Technischen Universität Berlin durchgeführt. Abbildung 6.11 zeigt ein Foto des Windkanals mit der benötigten Messinstrumentierung.

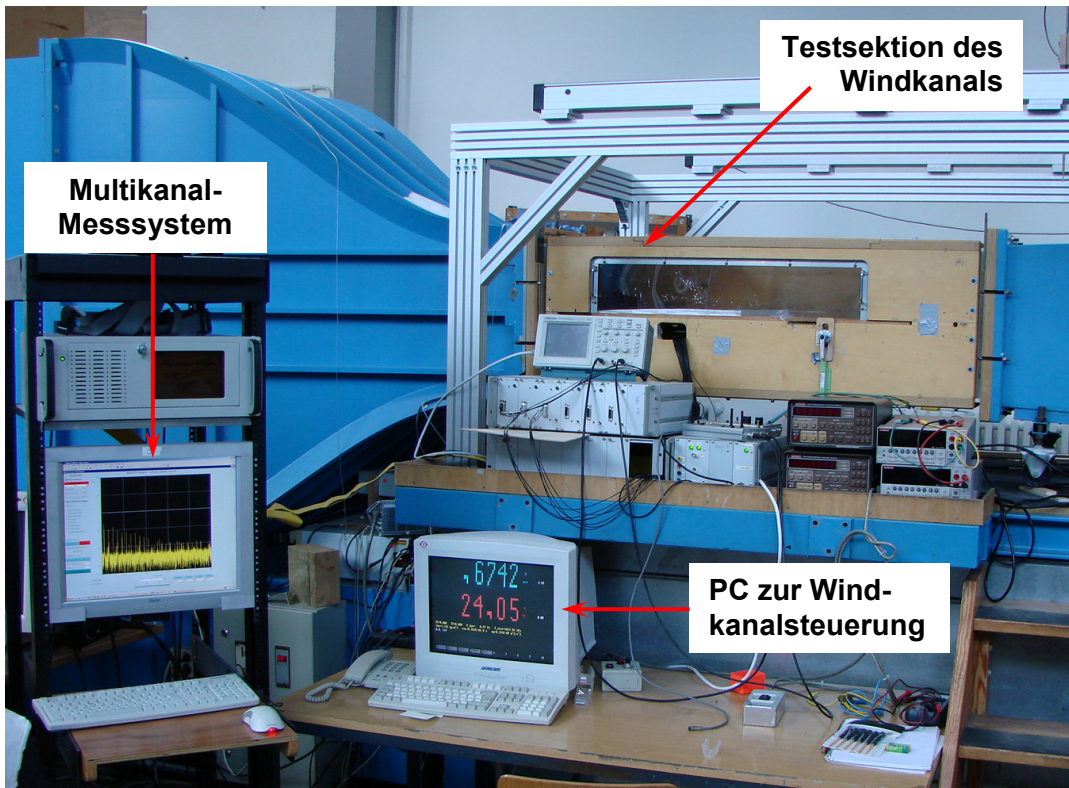


Abbildung 6.11 Windkanal zur Durchführung der niederfrequenten Transitionsmessungen im Institut für Luft- und Raumfahrttechnik der Technischen Universität Berlin.

Innerhalb der Testsektion befindet sich ein Flügelprofil vom Typ NACA 0008, auf dem ein Sensor-Array montiert wird. Die Strömungsgeschwindigkeit wird über einen PC gesteuert und die Datenerfassung erfolgt mittels eines mehrkanaligen Messsystems. Die Drucksignale werden unter Verwendung speziell dafür angefertigter Verstärkerschaltungen 300-fach verstärkt, um durch die Digitalisierung der Ausgangsspannungen (12 Bit A/D-Wandler) keine Verringerung hinsichtlich der Auflösung in Kauf nehmen zu müssen. Abbildung 6.12 zeigt das Flügelprofil, welches eine Länge von etwa einem Meter hat und auf der Oberseite mit einer ebenen Grundplatte zur Sensor-Array-Montage ausgestattet ist. Durch Variation des Anstellwinkels lässt sich der Strömungszustand auf dem Flügel beeinflussen, so dass sich sowohl eine laminare, turbulente als auch transitionale Grenzschicht erzeugen lässt.

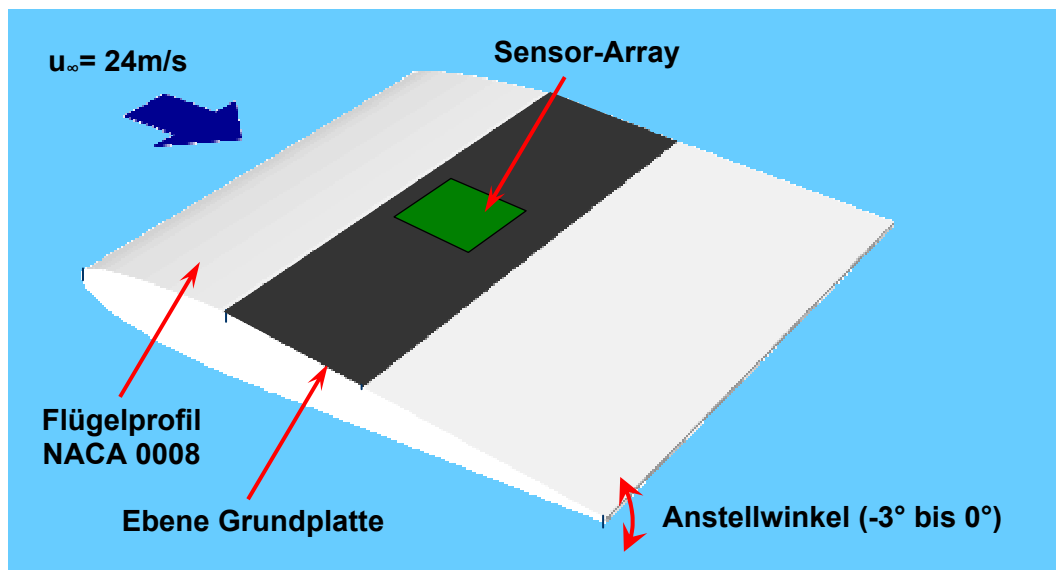


Abbildung 6.12 Versuchsaufbau für die Durchführung niederfrequenter Transitionsmessungen bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 24 m/s. Das AeroMEMS-Sensor-Array wird wandbündig auf einer ebenen Grundplatte auf der Oberseite des NACA 0008 Flügelprofils montiert. Durch Variation des Anstellwinkels kann ein laminarer, turbulenter oder transitionaler Strömungszustand hervorgerufen werden.

Das Experiment wird bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 24 m/s durchgeführt. Das lineare Sensor-Array (siehe Abbildung 6.13) besteht aus insgesamt 24 Sensoren, die in einer Linie mit einem Abstand von fünf Millimetern zueinander angeordnet sind. Dabei handelt es sich bei jedem zweiten Sensor um einen kombinierten Druck- und Wandschubspannungssensor. Die Arraymontage erfolgt nach der gleichen Methode, die bereits erfolgreich bei dem Zylinderdeckel-Array zum Einsatz kam und in Kapitel 5.5 näher beschrieben wird. Die Sensoren sind so angeordnet, dass die Hitzdrähte, aus Richtung der senkrecht verlaufenden Außenströmung betrachtet, hinter der zugehörigen Drucksensormembran liegen. Der PCB-Träger hat eine Fläche von $150 \times 150 \text{ mm}^2$ und wird wandbündig in die ebene Grundplatte eingesetzt. Alle elektrischen Leitungen werden rückseitig aus dem Flügelmodell herausgeführt und an die Messgeräte angeschlossen. Die Hitzdrähte werden mittels vom ILR bereitgestellter Messbrücken bei einem Überhitzungsverhältnis von 1,5 betrieben. Die Fluktuationen werden verstärkt und mit einer Frequenz von 20 kHz abgetastet. Zielsetzung des Experiments ist der Nachweis der drei zuvor geschilderten Strömungszustände mittels beider angewandter Messverfahren – der Wandschubspannungs- und Wanddruckmessung.

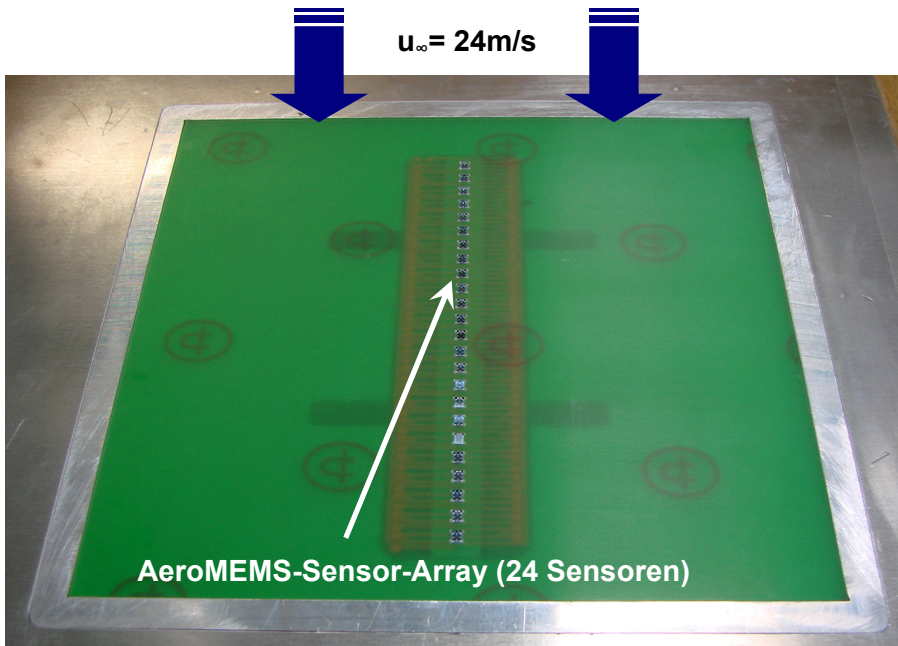


Abbildung 6.13 Foto des linearen Sensor-Arrays, bestehend aus 24 Einzelsensoren, die in Abständen von fünf Millimetern auf dem PCB-Träger angeordnet sind. Der Sensorträger hat eine Fläche von $150 \times 150 \text{ mm}^2$.

6.4.3 Ergebnisse

Im Folgenden werden ausgewählte Ergebnisse präsentiert, anhand derer das Erreichen der Zielsetzung des Experiments gut veranschaulicht werden kann. Dazu werden wie bereits angedeutet die Leistungsspektren des Wanddrucks und der Wandschubspannungsfluktuationen mittels FFT ermittelt und über der Frequenz aufgetragen. Abbildung 6.14 beinhaltet drei verschiedene Leistungsspektren des Drucksignals des ersten Sensors, die über der Frequenz aufgetragen sind und jeweils einem bestimmten Anstellwinkel (0° , -1° , -3°) zuzuordnen sind.

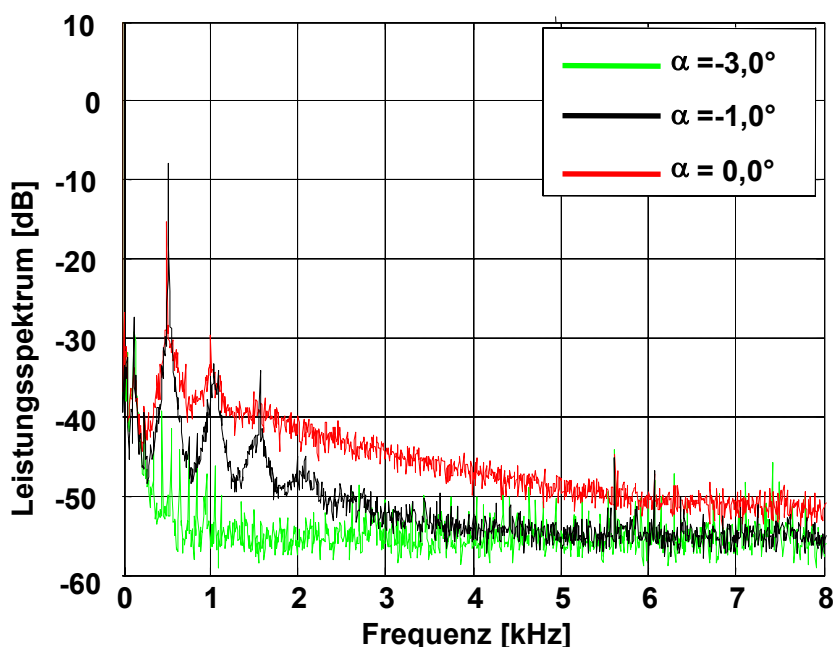


Abbildung 6.14 Leistungsspektren der Drucksensorsignale des ersten Sensors bei drei verschiedenen Anstellwinkeln. Anhand der vorliegenden Fluktuationsstärken lassen sich die grüne Kurve einer laminaren Grenzschicht und die rote Kurve einer turbulenten Grenzschicht zuordnen. Die signifikanten Frequenzüberhöhungen bei 0,5 kHz, 1 kHz, 1,5 kHz und 2 kHz sind ein deutliches Anzeichen für die Existenz einer transitionalen Grenzschicht.

Aufgrund der Tatsache, dass sich bei diesem Experiment der Transitionsbereich im vorderen Bereich des Flügels befindet, wird an dieser Stelle lediglich das Signal des ersten Sensors betrachtet, da hier die Transition am besten zu beobachten ist. Die grüne Kurve für einen Anstellwinkel von -3° zeigt, abgesehen von den leichten Störungen im unteren Frequenzbereich, keine signifikanten Signalüberhöhungen und insgesamt eine sehr niedrige Schwankungsintensität, was ein deutliches Indiz für die Existenz einer laminaren Strömung ist. Im Gegensatz dazu zeigt das rot dargestellte Spektrum bei einem Winkel von 0° eine deutlich höhere Schwankungsintensität im gesamten Frequenzbereich, was ein Nachweis für das Vorhandensein einer turbulenten Grenzschicht ist. Die schwarze Kurve zeigt signifikante Signalüberhöhungen mit Frequenzen von 500 Hz, 1 kHz, 1,5 kHz und 2 kHz. Dabei handelt es sich um die Frequenzen der Transitionsfluktuationen, deren erste drei Harmonische ebenfalls messtechnisch erfasst werden. Bei genauerer Betrachtung fällt auf, dass auch die rote Kurve des turbulenten Spektrums noch einen relativ starken transitionalen Charakter

aufweist, da der Signalpeak bei 500 Hz sowie die erste Harmonische bei 1 kHz deutlich sichtbar sind. Betrachtet man das korrespondierende Signal des Hitzdrahtsensors auf dem selben Chip, welches in Abbildung 6.15 dargestellt ist, sind grundsätzlich die gleichen charakteristischen Kurvenverläufe zu beobachten.

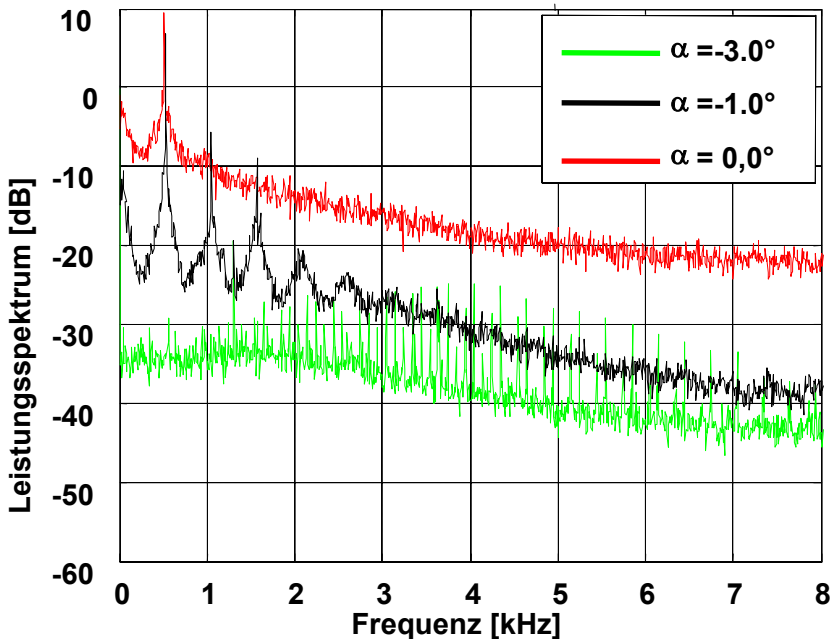


Abbildung 6.15 Die Leistungsspektren des Hitzdrahtsignals des ersten Sensors bei den drei Winkelpositionen zeigen grundsätzlich die gleichen Signalverläufe, wie sie in Abbildung 6.14 beschrieben sind. Druck- und Wandschubspannungsmessung sind eindeutig korreliert und eignen sich sehr gut für die Charakterisierung derartiger Strömungsphänomene.

Auch in den Leistungsspektren der Wandschubspannungsschwankungen sind die drei unterschiedlichen Strömungszustände deutlich unterscheidbar. In diesem Fall werden bei der schwarzen Kurve des transitionalen Spektrums sogar vier Harmonische neben der Primärschwingung detektiert, was ein Nachweis für die sehr guten dynamischen Messeigenschaften des Hitzdrahts ist.

Dieses Experiment zeigt, dass sich eine messtechnische Analyse der Wandgrenzschicht sowohl anhand der Drucksensorsignale als auch mit Hilfe des Hitzdrahts vornehmen lässt. Beide Signale zeigen eine exzellente Korrelation und die Transitionsfrequenz lässt sich durch beide Messverfahren sehr präzise bestimmen. Um Informationen über das Sensorverhalten im höheren

Frequenzbereich zu erhalten, wird ein weiteres Transitionsexperiment mit modifiziertem Aufbau in einer anderen Messumgebung durchgeführt.

6.5 Hochfrequente Transitionsmessungen

Da die Transitionsfrequenz bzw. die Frequenz der auftretenden TS-Wellen stark von der Strömungsgeschwindigkeit abhängt, lassen sich höherfrequente TS-Wellen im Kilohertz-Bereich nur in speziellen Windkanälen mit der entsprechenden Saugleistung beobachten, wie es im Rahmen des folgenden Experiments beschrieben wird [6.22].

6.5.1 Experimentbeschreibung und Aufbau

Das zweite Transitionsexperiment findet ebenfalls am ILR der Technischen Universität Berlin statt. Bei der Versuchsanlage handelt es sich um einen transonischen Windkanal (siehe Abbildung 6.16), in dem Strömungsgeschwindigkeiten bis zu 300 m/s erreicht werden können.

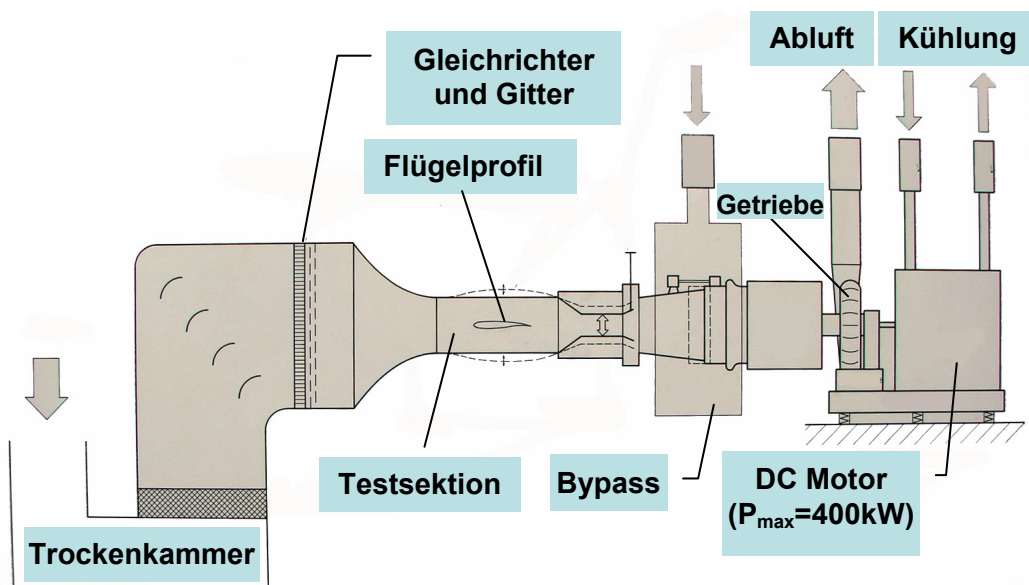


Abbildung 6.16 Transonischer Windkanal am ILR der Technischen Universität Berlin. Das auf einem Flügelprofil montierte Sensor-Array wird in der Testsektion des Windkanals positioniert.

Das Flügelprofil wird druckdicht in der austauschbaren Testsektion des Windkanals positioniert. Abbildung 6.17 zeigt die in den Kanal eingesetzte Testsektion, in der sich das Flügelprofil mit dem AeroMEMS-Sensor-Array befindet. Die elektrischen Leitungen und der Referenzdruckanschluss werden zur

Seite durch eine Öffnung in der Plexiglaswand der Testsektion herausgeführt, wobei die Abdichtung durch Verwendung eines Silikonklebers realisiert wird.

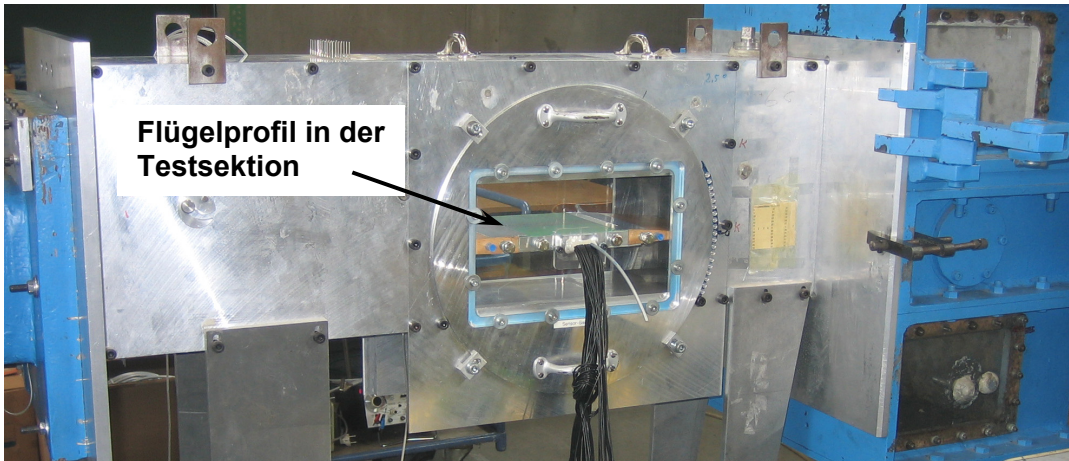


Abbildung 6.17 Testsektion des transonischen Windkanals mit eingesetztem AeroMEMS-Sensor-Array. Die Signalleitungen und der Referenzdruckanschluss werden durch eine Öffnung im Plexiglasfenster, die mit Silikonkleber abgedichtet wird, aus der Seitenwand der Testsektion herausgeführt und an die Messgeräte angeschlossen.

Ein Foto des verwendeten Sensor-Arrays, welches wandbündig auf einem Flugzeugflügelprofil montiert ist, zeigt Abbildung 6.18. Die Breite des Flügels beträgt 150 mm und der gesamte Tragflügel hat eine Länge von etwa 40 cm. Das Profil ist bezüglich der Ober- und Unterseite symmetrisch gestaltet, weist jedoch unterschiedliche Auf- und Abströmprofile auf. In diesem Fall ist es notwendig, alle Signalleitungen innerhalb des Modells zur Seite herauszuführen, da die Symmetrie des Profils von entscheidender Bedeutung für eine homogene Umströmung ist und darüber hinaus die Gefahr von Leitungsabrissen bestünde.

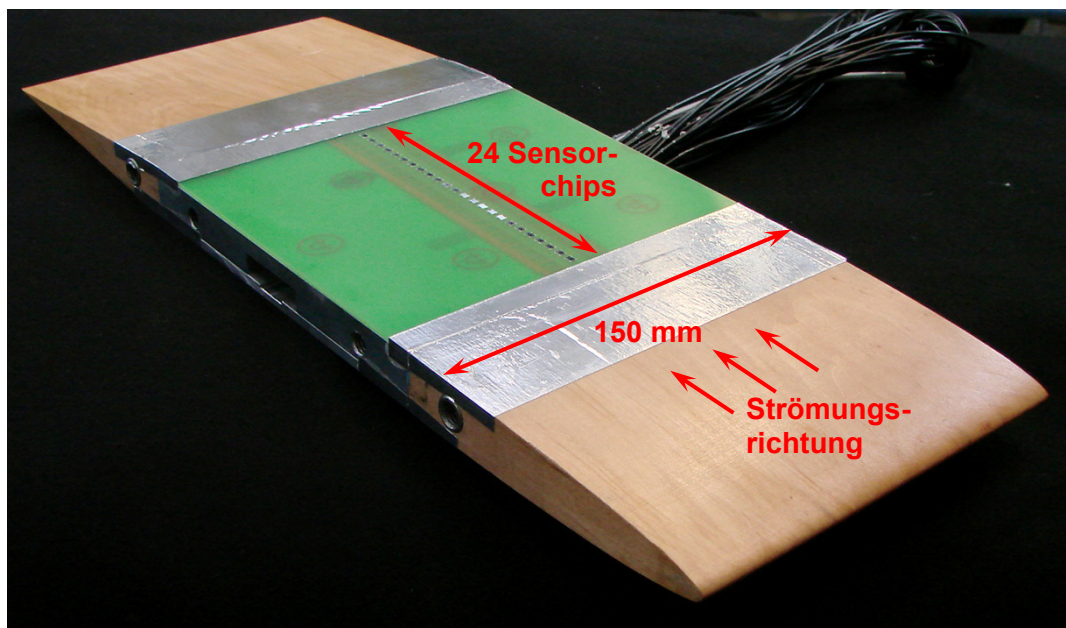


Abbildung 6.18 Foto des auf dem Flügelprofil oberflächenbündig montierten Sensor-Arrays. Zur Egalisierung der Übergänge zwischen Leiterplatte und Flügelprofil wird Al-Klebeband verwendet.

Das Windkanalexperiment wird bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 105 m/s durchgeführt, was einer Machzahl von $M=0,32$ entspricht und noch im inkompressiblen Strömungsbereich liegt. Die analogen Ausgangssignale werden wie bei dem zuvor beschriebenen Experiment verstärkt und jeweils eine Sekunde lang mit einer Frequenz von 64 kHz abgetastet.

6.5.2 Ergebnisse

Um Informationen bezüglich der Transitionslage und bezüglich auftretender TS-Wellen zu erhalten, werden zunächst die zeitlichen Verläufe der Druckdaten nach Auffälligkeiten bzw. nach der Existenz charakteristischer Muster untersucht. Die Analyse der Druckdaten zeigt, dass im vorderen Bereich des Sensor-Arrays bis zur fünften Sensorposition eindeutig identifizierbare Wellenmuster zu detektieren sind. Ab der sechsten Sensorposition erscheinen die zeitlichen Druckverläufe stochastisch und chaotisch, was neben der erhöhten Fluktuationsintensität ein charakteristisches Indiz für eine turbulente Grenzschichtströmung ist. Um diesen Sachverhalt zu veranschaulichen, sind in Abbildung 6.19 die Drucksignalverläufe der ersten sieben Sensoren (mit Ausnahme des defekten Sensors an dritter Position) über der Zeit dargestellt. Die Signalverläufe der restlichen 17 Sensoren

ähneln sehr stark denen des sechsten und siebten Sensors und werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt.

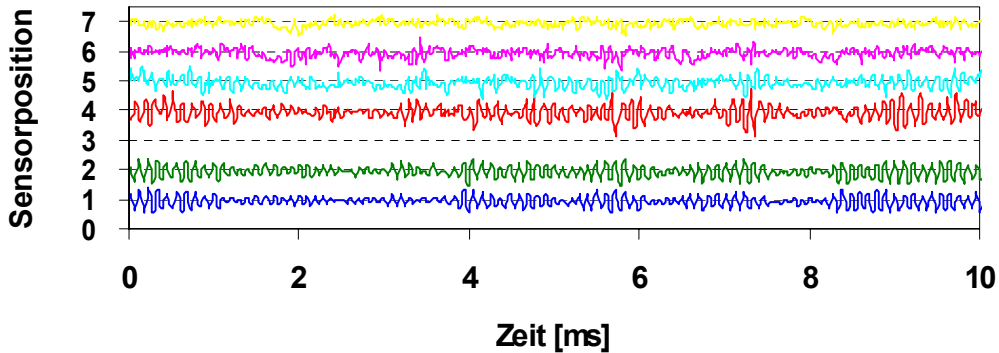


Abbildung 6.19 Die Darstellung der Zeitsignale des Drucks im vorderen Bereich des Sensor-Arrays (Sensoren eins bis sieben ohne Position drei) offenbart die Existenz von wellenförmigen Druckfluktuationen – den sogenannten TS-Wellen. Anhand der Zeitsignale lässt sich außerdem erkennen, dass die Stärke der Wellenmuster mit steigender Sensorposition – also mit zunehmender Lauflänge über dem Flügelprofil – abnimmt. Die Signale der Sensoren an sechster und siebter Position (sowie auch die Signale aller dahinter liegenden Sensoren) zeigen keine signifikanten TS-Wellen mehr. Der zeitliche Verlauf der Druckschwankungen erscheint dort eher zufällig und chaotisch, was für das Vorhandensein einer turbulenten Grenzschichtströmung spricht.

Um detaillierte Informationen über die Stärke und Frequenzlage der vorhandenen Störmuster zu erhalten, werden die Schwankungsdaten der Druck- und Hitzdrahtsensoren einer FFT unterzogen. Auf diese Weise lassen sich Signalüberhöhungen bei bestimmten Frequenzen, die auf die Existenz von TS-Wellen hindeuten, identifizieren und der Strömungszustand bewerten. Abbildung 6.20 zeigt die Auswahl der Drucksignale aus Abbildung 6.19, in transformierter Form als Leistungsspektren, über der Frequenz aufgetragen. Die gewählten Farben sind denen der Zeitsignalverläufe aus Abbildung 6.19 zuzuordnen. Die Analyse der Daten belegt die Existenz stark ausgeprägter TS-Wellen im vorderen Bereich des Arrays, was deutlich anhand der starken Signalüberhöhung bei 9,5 kHz zu erkennen ist. Die beiden letzten dargestellten Sensorsignale (Pos. 6 und 7) zeigen zwar noch eine leichte Überhöhung bei dieser Frequenz, jedoch ist diese bei weitem nicht so stark ausgeprägt. Die Tatsache, dass die Überhöhung beim siebten Sensor bereits fast völlig abgeklungen ist, lässt auf die Ausbildung einer turbulenten Grenzschicht schließen, wobei der Umschlag etwa zwischen der fünften und sechsten Sensorposition stattfindet.

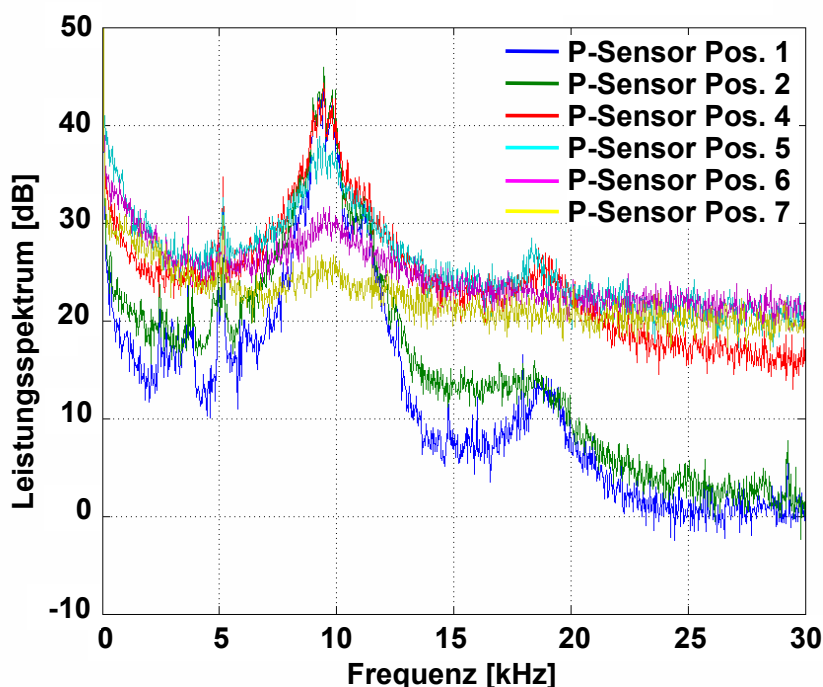


Abbildung 6.20 Die Leistungsspektren der Drucksensorsignale im vorderen Bereich des Sensor-Arrays (Positionen 1 bis 7) zeigen stark ausgeprägte TS-Wellen, mit einer dominanten Frequenz von 9,5 kHz, im Bereich der ersten fünf Sensorpositionen. Dahinter zeigen die Spektren zwar noch eine leichte Überhöhung, die Signalverläufe sprechen jedoch aufgrund der gleichmäßig erhöhten Fluktuationsstärke für einen turbulenten Grenzschichtzustand.

Anhand der Leistungsspektren der Signale lassen sich die charakteristischen TS-Wellen besonders gut identifizieren und hinsichtlich der Frequenz quantifizieren. Da die Transition bei dieser Geschwindigkeit und dem verwandten Modell besonders stark im vorderen Bereich des Sensor-Arrays ausgeprägt ist, werden die Druck- und Wandschubspannungsschwankungen des ersten Sensors genauer betrachtet und deren Leistungsspektren in Abbildung 6.21 gegenübergestellt.

Die ausgeprägte Korrelation der Spektren ist klar ersichtlich, was sich besonders anhand der signifikanten Signalspitzen bei 9,5 kHz und bei 19 kHz ableiten lässt. Die zweite Überhöhung bei 19 kHz ist der ersten harmonischen Oberschwingung der primären TS-Welle zuzuordnen und wird einwandfrei mit beiden Messmethoden detektiert.

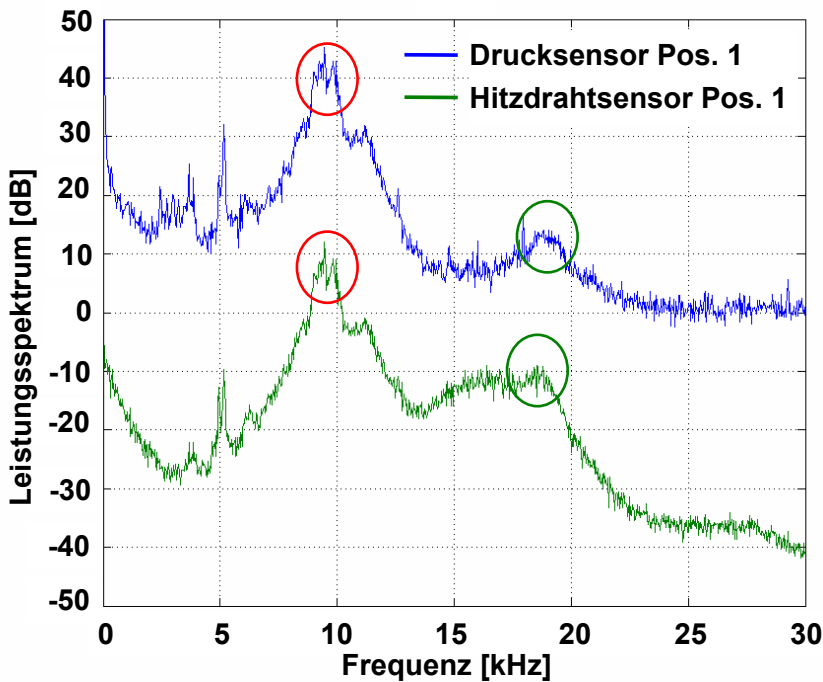


Abbildung 6.21 Der Vergleich der Leistungsspektren des Drucksensor- und Hitzdrahtsignals des ersten Sensorchips auf dem Array zeigt eine exzellente Korrelation der Signale bezüglich der Existenz stark ausgeprägter TS-Wellenmuster mit einer Primärfrequenz von 9,5 kHz (rote Markierung). Sogar die erste harmonische Oberschwingung mit 19 kHz (grüne Markierung) ist mittels beider Messmethoden detektierbar.

Ein Ausschnitt der zeitlichen Verläufe dieser beiden Signale ist in Abbildung 6.22 zum Vergleich übereinander dargestellt. Innerhalb des 33 Millisekunden langen Abschnitts sind die charakteristischen Wellenmuster, die eine überaus starke Korrelation zeigen, gut zu erkennen. Bei Betrachtung des Ausschnitts von 27 ms bis 33 ms, der vergrößert in Abbildung 6.23 gezeigt ist, kann die Phasenlage beider Schwingungen genauer untersucht werden. Das Übereinanderlegen beider Signale offenbart den zeitlichen Versatz der beiden Wellen. Dieses Phänomen beruht auf der Ausbreitung der TS-Welle entlang der Oberfläche des Flügelprofils. Da der Abstand zwischen der Membranmitte und dem Hitzdraht etwa 1,5 mm beträgt, wird die Schwingung zu unterschiedlichen Zeitpunkten von beiden Sensoren registriert, wobei das Drucksensorsignal dem Hitzdrahtsignal aufgrund der vorliegenden Sensorausrichtung vorausleitet (der Drucksensor befindet sich aus Strömungsrichtung betrachtet vor dem Hitzdraht).

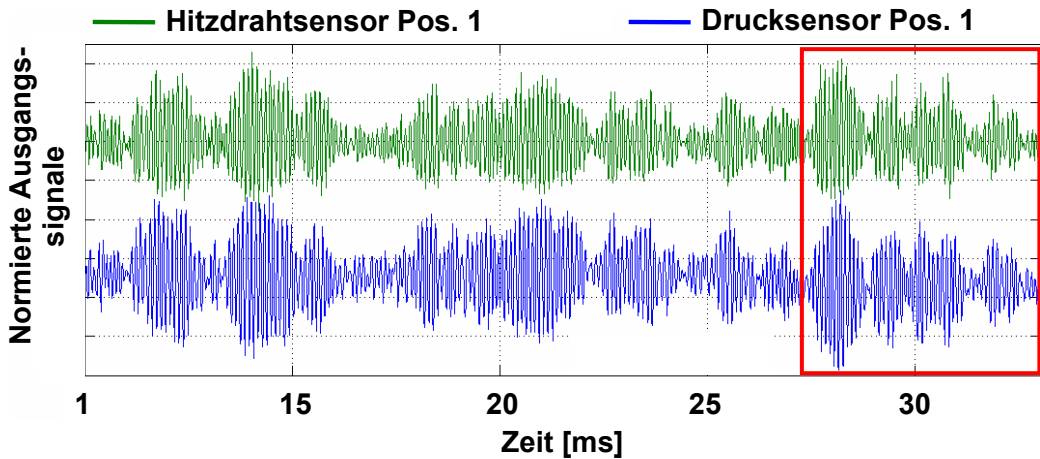


Abbildung 6.22 Gegenüberstellung der auf den Maximalwert normierten Ausgangssignale des Hitzdrahtsensors und des Drucksensors über der Zeit. Die deutliche Korrelation der beiden Signale ist hier, ebenso wie bei der Darstellung der transformierten Signale, vorhanden.

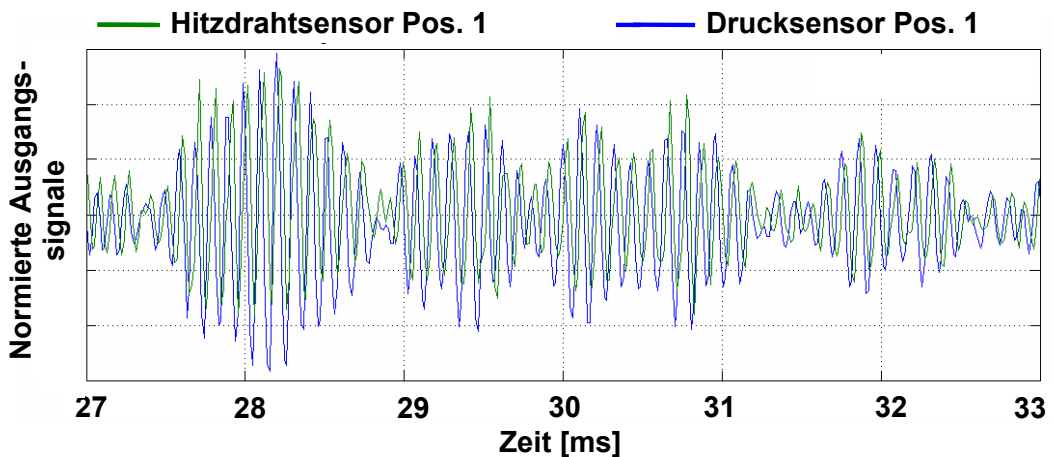


Abbildung 6.23 Der rot markierte Ausschnitt in Abbildung 6.22 offenbart die Phasenverschiebung beider Signale, wobei das Hitzdrahtsensordesign dem Drucksensorsignal nacheilt. Aus der Phasenverschiebung und dem räumlichen Versatz beider Sensoren lässt sich die Oberflächengeschwindigkeit der sich ausbreitenden Welle berechnen. Sie beträgt etwa 45 m/s, was 40 % der freien Strömungsgeschwindigkeit entspricht.

Berechnet man aus dem zeitlichen Versatz und dem genannten Abstand zwischen beiden Sensoren die Geschwindigkeit der Oberflächenwelle, so erhält man einen Wert von etwa 45 m/s, was 40 % der Außenströmungsgeschwindigkeit entspricht. Bislang sind in der Literatur keinerlei Arbeiten bekannt, die eine derartig präzise Charakterisierung komplexer Oberflächenströmungen beschreiben. Die Tatsache, dass Frequenzen bis nahezu 20 kHz detektiert werden können, belegt die

hervorragenden dynamischen Eigenschaften des präsentierten Mikrosensor-Arrays.

6.6 Zusammenfassung

Der AeroMEMS-Sensor der dritten Generation ist ein kombinierter Sensor, der aus einem piezoresistiven Drucksensor und einem Wandhitzdraht zur Wandschubspannungsmessung besteht. Die bereits im Rahmen der Sensoren der zweiten Generation entwickelte Rückseitenkontaktierung wird nach wie vor genutzt. Der Hitzdraht wird anstelle der pn-Diode auf dem Sensorchip integriert, wobei der Drucksensor sowie die Anzahl und die Positionen der Durchkontaktierungen nicht verändert werden. Als Drahtmaterial wird aus Gründen der Prozesskompatibilität und des hohen Temperaturkoeffizienten des elektrischen Widerstands Aluminium verwendet. Die Hitzdrähte haben eine Länge von 800 μm , eine Breite von 3 μm sowie eine Dicke von 2 μm und sind zur Steigerung der Sensorempfindlichkeit durch eine 4 μm tiefe und 400 μm breite Kavität thermisch vom Substrat isoliert. Exemplarisch kalibrierte Hitzdrähte zeigen bei einem Überhitzungsverhältnis von 1,5 im Konstanttemperaturbetrieb eine Empfindlichkeit von 20 mV/(N/m²) in einem Wandschubspannungsbereich von null bis zu 1 N/m². Vergleichbare Werte (bezogen auf aus Aluminium hergestellte Hitzdrähte) sind in der zitierten Literatur zu finden. Die Sensoren werden zur Durchführung von Transitionsmessungen wandbündig auf zwei unterschiedlichen Flugzeugflügelmodellen in einem linearen Sensor-Array montiert. Bei dem niederfrequenten Transitionsexperiment kann der Strömungszustand der Wandgrenzschicht anhand der Leistungsspektren der Druck- bzw. Wandschubspannungsfluktuationen eindeutig als laminar, turbulent oder transitional eingestuft werden. Darüber hinaus zeigen beide Signale im relevanten Frequenzbereich bis ca. 2 kHz eine deutlich ausgeprägte Korrelation. Das zweite Transitionsexperiment wird bei einer Geschwindigkeit von 105 m/s in einem transonischen Windkanal durchgeführt. Die Ergebnisse beider eingesetzter Messverfahren zeigen ebenfalls exzellente Korrelation und es können Tollmien-Schlichting-Wellen mit einer Primärfrequenz von 9,5 kHz nachgewiesen werden. Darüber hinaus wird mittels beider Sensoren eines Chips die erste harmonische Oberschwingung bei 19 kHz detektiert, was die sehr guten dynamischen Eigenschaften, die zur Messung wandgebundener Strömungsvorgänge notwendig sind, bestätigt. Es ist sogar möglich, anhand der Phasenverschiebung beider Signale, die Geschwindigkeit der sich ausbreitenden Oberflächenwelle zu

bestimmen, was in dieser Form ein Novum in der experimentellen Strömungsmechanik darstellt.

Literatur zu Kapitel 6

- [6.1] A. Berns, U. Buder, X. H. Wang, W. Nitsche und E. Obermeier, AeroMEMS pressure sensor with integrated wall hot-wire, Proceedings of the 7th IEEE Conference on Sensors, Lecce, Italien, 2008, Paper ID C5L-B1.
- [6.2] M. Gad-el-Hak, Flow Control: Passive, Active, and Reactive Flow Management, Cambridge University Press, London, 2000.
- [6.3] L.S.G. Kovasznay, Hot-wire method, In Physical Measurements in Gasdynamics and Combustion, Editor R. W. Ladenburg et al., Princeton University Press, Band 9, Sektion F2, S. 219-285.
- [6.4] L.V. King, On the Convection of Heat from Small Cylinders in Stream of Fluid: Determination of Convection Constants of Small Platinum Wires with Applications to Hot-Wire Anemometry, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character, Vol. 214, 1914, S. 373-432.
- [6.5] H.H. Bruun, Hot-Wire Anemometry: Principles and Signal Analysis, Oxford University Press, New York, 1995.
- [6.6] U. Buder, 2D-Sensorik für das Monitoring statischer und dynamischer Wandschubspannungsfelder, Dissertation, Berlin, 2008.
- [6.7] F. Jiang, Y.C. Tai, J.-B. Huang und C.-M. Ho, Polysilicon Structures for Shear Stress Sensors, Proceedings IEEE Region 10 International Conference on Microelectronics and VLSI, TENCON'95, Hong Kong, China, 1995, S. 12-15.
- [6.8] F. Jiang, Y.C. Tai, B. Gupta und R. Goodman, A Surface-Micromachined Shear Stress Imager, Proceedings of the 9th Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS'96, San Diego, CA, USA, 1996, S. 110-115.
- [6.9] J. Chen und L. Chang, Development and Characterization of Surface Micromachined, Out-of-Plane Hot-Wire Anemometer, Journal of Microelectromechanical Systems, Band 12, Nr. 6, 2003, S. 979-988.
- [6.10] S. Haasl, D. Mucha, V. Chernoray, T. Eberfors, P. Enoksson, L. Löfdahl und G. Stemme, Hybrid Mounted Micromachined Aluminium Hot-Wire for Near-Wall Turbulence Measurement, Proceedings of the 15th

- International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS, Las Vegas, NV, USA, 2002, S. 336-339.
- [6.11] I. Haneef, S. Z. Ali, F. Udreä, D. J. Coull und H. P. Hodson, High Performance SOI-CMOS Wall Shear Stress Sensors, Proceedings of the 6th IEEE Conference on Sensors, 2007, S. 1060-1064.
- [6.12] L. Löfdahl, E. Kälvesten, T. Hadzianagnostakis und G. Stemme, An Integrated Silicon Based Wall Pressure-Shear Stress Sensor for Measurements in Turbulent Flows, 49th Annual Meeting of the Division of Fluid Dynamics, New York, USA, 1996, Paper-ID: FA.05.
- [6.13] E. Kälvesten, Pressure and wall shear stress sensors for turbulence measurements, Dissertation, Stockholm, 1996, ISSN 0281-2878.
- [6.14] H. Kuchling, Taschenbuch der Physik, Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, München, 18. Auflage, 2004.
- [6.15] P.W. Chapman, O.N. Tufte, J. D. Zook und D. Long, Electrical Properties of Heavily Doped Silicon, Journal of Applied Physics, Band 34, Nr. 11, 1963, S. 3291-3295.
- [6.16] O. Paul und H. Baltes, Thermal conductivity of CMOS materials for the optimization of microsensors, Journal of Micromechanics and Microengineering, Band 3, 1993, S. 110-112.
- [6.17] W. Nitsche und A. Brunn, Strömungsmesstechnik, 2. Auflage, Springer Verlag, Heidelberg, Kapitel 4: Wandreibungsmessung, 2006, S. 79-123.
- [6.18] F. Durst, Grundlagen der Strömungsmechanik, Springer Verlag, Heidelberg, Kapitel 17: Instabile Strömungen und laminar-turbulenter Umschlag, 2006, S. 523-552.
- [6.19] D.E. Halstead, D.C. Wisler, T.H. Okiishi, G.J. Walker, H.P. Hodson und H.-W. Shin, Boundary Layer Development in Axial Compressors and Turbines: Parts 1-4, Journal of Turbomachinery, Band 119, 1997, S. 114-127.
- [6.20] T.J. Mueller, R.C. Nelson, J.T. Kegelmann und M.V. Morkovin, Smoke Visualization of Boundary-Layer Transition on a Spinning Axisymmetric Body, AIAA Journal, Band 19, Nr. 12, 1981, Paper ID: 0001-1452, S. 1607-1608.
- [6.21] F.M. White, Viscous Fluid Flow, McGraw Hill, New York, 1974.
- [6.22] A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, X. H. Wang, J. Domhardt, J. Leuckert, W. Nitsche, AeroMEMS-Sensor with Integrated Pressure and Hot-Wire

Sensor for High-Frequency Transition Detection, 47th AIAA Aerospace Sciences Meetings and Exhibit, Orlando, FL, USA, 2009, AIAA 2009-318.

7 Diskussion und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden drei Generationen von AeroMEMS-Sensoren für den Einsatz in der experimentellen Strömungsmechanik entwickelt, auf deren Basis verschiedene Oberflächen-Sensor-Arrays zur messtechnischen Erfassung des Wanddrucks bzw. der Wandschubspannung an unterschiedlichen Oberflächen realisiert wurden. Jede der drei präsentierten Sensorgenerationen stellt in bestimmten Punkten eine signifikante Weiterentwicklung des vorangehenden Sensors dar, was jeweils einer Neuentwicklung auf Basis des bestehenden Designs entspricht.

Die piezoresistiven Differenzdrucksensoren der ersten Generation werden vorderseitig kontaktiert und beinhalten zur Messung der Oberflächentemperatur eine integrierte Halbleiterdiode. Die messtechnische Charakterisierung der Drucksensoren (Kapitel 4.3) zeigt, dass die mittels FEM simulierten Empfindlichkeiten und Nichtlinearitäten der Sensoren, wie auch die mittels SUPREM berechneten Materialeigenschaften, sehr gut mit den gemessenen Werten übereinstimmen und in jeder Hinsicht den gestellten Sensoranforderungen entsprechen. Die Ergebnisse der ersten Messungen am Leitexperiment (wandbündig montierter Zylinderstumpf, siehe Kapitel 4.6), unter Verwendung des vorderseitig kontaktierten Sensor-Arrays, zeigen bezüglich der Wanddruckverteilung auf der Zylinderoberfläche relativ gute Übereinstimmung mit den Resultaten der von einem Partnerinstitut durchgeführten, korrespondierenden LES. Des Weiteren lassen sich anhand des gemessenen Wanddruckfeldes die wesentlichen in der Einleitung (Kapitel 1.1) vorgestellten Strömungsphänomene nachweisen. Die vorliegende Unsymmetrie der Druckverteilung auf beiden Seiten des Zylinders ist auf vorhandene Unebenheiten an den Arrayübergängen zum Zylinderkörper zurückzuführen. Der Einfluss der vorderseitigen Bonddrähte auf die Strömung bleibt darüber hinaus unklar. Es stellte sich außerdem heraus, dass der im Vorfeld angenommene Messbereich von ± 500 Pa zu gering für das vorliegende Experiment dimensioniert ist.

Aus diesen Gründen wurden die Sensoren der zweiten Generation auf einen Messbereich von ± 1 kPa optimiert, deutlich verkleinert und mit einer Rückseitenkontaktierung versehen. Obwohl die Herstellung der Sensoren (siehe Kapitel 5.3) deutlich aufwändiger ist als die Realisierung der Sensoren der ersten Generation, konnte die Ausbeute gesteigert werden, was einerseits auf die größere Membrandicke ($4\text{ }\mu\text{m}$ anstelle von $3\text{ }\mu\text{m}$) und andererseits auf die erfolgreiche

Entwicklung des Prozesses für die Rückseitenkontaktierung zurückzuführen ist. Die messtechnische Charakterisierung der Sensoren lieferte die angestrebten und erwarteten Resultate, da lediglich die Membrangeometrie geändert wurde. Die Resultate der zweiten Messungen am Leitexperiment, unter Verwendung des neuen mit 154 Sensoren ausgestatteten, rückseitig kontaktierten 3D-Multi-Sensor-Arrays, sind in jeder Hinsicht ein Beleg für die erfolgreiche Weiterentwicklung der Aufbau- und Verbindungstechnik. Dies wird zum einen anhand der höheren Ortsauflösung deutlich, wodurch alle in der Einleitung beschriebenen Strömungsphänomene in der Druckverteilung nachgewiesen werden konnten. Zum anderen ist die gemessene Druckverteilung äußerst symmetrisch und zeigt eine bessere Übereinstimmung mit der Simulation. Außerdem lieferte die zeitaufgelöste Messung über einen Winkelbereich von 200° , welche durch den Einsatz des Horizontal-Arrays ermöglicht wurde, neue Erkenntnisse hinsichtlich der Phasenlage der Druckschwankungen in den Bereichen der Strömungsablösung auf beiden Seiten des Zylinders.

Obwohl die Entwicklung des vorgestellten 3D-Multi-Sensor-Arrays einen hohen Zeit- und Kostenaufwand erforderte, sind die Vorteile gegenüber der Simulation von maßgeblicher Bedeutung. Neben der Möglichkeit zur Messung instationärer Vorgänge über längere Zeiträume kann die Strömungsgeschwindigkeit variiert werden, was anhand der zusätzlich durchgeführten Messungen bei 20 m/s und 40 m/s demonstriert wurde.

Die in Kapitel 6 behandelten Sensoren der dritten Generation wurden mit der primären Zielsetzung entwickelt, gekoppelte Druck- und Wandschubspannungsmessungen auf einem Sensorchip durchführen zu können. Unter dieser Voraussetzung wurde bei den Sensoren der zweiten Generation anstelle der pn-Diode ein Wandhitzdraht zur Messung der lokalen Wandschubspannung integriert. Die mit diesen Sensoren durchgeführten nieder- und hochfrequenten Transitionsmessungen zeigen, dass es möglich ist, den jeweiligen Strömungszustand der betrachteten Wandgrenzschicht anhand der Leistungsspektren der Druck- bzw. Wandschubspannungsfluktuationen als laminar, turbulent oder transitional einzustufen. Die Tatsache, dass stets eine eindeutige Korrelation hinsichtlich der Druck- und Wandschubspannungsschwankungen zu beobachten war und ausgeprägte Signalfuktuationen mit Frequenzen von bis zu 19 kHz erfasst wurden, ist darüber hinaus ein klarer Beleg für den hohen Dynamikbereich der Sensoren. Ferner ermöglicht der Einsatz der Sensoren die Bestimmung der Geschwindigkeit einer

sich ausbreitenden Oberflächenwelle, was in dieser Form ein Novum in der experimentellen Strömungsmechanik darstellt.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass sich die Entwicklung verschiedener Mikrosensor-Arrays zur zeitlich und räumlich hoch aufgelösten Messung von Wanddruckfeldern und Wandschubspannungsfluktuationen als messtechnisch äußerst leistungsfähig erwiesen hat. Aufgrund der hohen Druck- und Ortsauflösung bei geringer Nichtlinearität und des großen Dynamikbereichs sowie der hervorragenden Signalstabilität sind die vorgestellten Drucksensor-Arrays anderen Messmethoden wie beispielsweise der pinhole-Methode oder kapazitiven und piezoelektrischen Sensor-Arrays klar überlegen.

Die an die Sensoren gestellten Anforderungen wurden in allen Punkten erfüllt; es musste lediglich der Messbereich angepasst werden. Die Entwicklungsschritte, welche mit der Realisierung jeder der drei Sensorgenerationen verknüpft waren, trugen zum Erreichen der angestrebten Verbesserungen bei. Dabei hat sich die Vorgehensweise zur optimalen Dimensionierung der Drucksensormembran als sehr zuverlässig erwiesen und kann somit auf die Sensorentwicklung für andere Messbereiche übertragen werden. Die entwickelten Prozesse können unter Einsatz anderer Maskensätze zur Herstellung von ähnlichen Sensoren anderer Geometrie eingesetzt werden. Die Aufbau- und Verbindungstechnik zur Realisierung der Oberflächen-Sensor-Arrays wurde ebenfalls erprobt und ist mit gewissen Einschränkungen (die Krümmung der betreffenden Oberfläche sollte nicht stärker ausgeprägt sein, als es bei dem betrachteten Zylinder der Fall ist) auf andere Geometrien übertragbar. Ebenso lassen sich die planaren Mikrosensor-Arrays durch Umgestaltung der Trägerleiterplatten mit unterschiedlicher Ortsauflösung und Größe realisieren. Durch weitere systematische Windkanalexperimente, unter Verwendung der entwickelten Sensor-Arrays, könnte ein tieferes Verständnis der Umströmung weiterer aerodynamischen Körpern erlangt werden. Außerdem könnten neue Erkenntnisse bezüglich der Strömungsbeeinflussung, welche durch Oberflächenunebenheiten hervorgerufen werden, wie beispielsweise Bonddrähte oder Stufen bei Arrayübergängen, gewonnen werden. Bei einer zukünftigen Fortführung dieser Arbeit sollte die Ausweitung des experimentellen Einsatzes der Mikrosensor-Arrays im Mittelpunkt der Bemühungen stehen.

Eigene Veröffentlichungen

A. Berns, R. v. Metzen, B. Mukhopadhyay, E. Obermeier, A. Wolter und A. Leder, Ultra Sensitive AeroMEMS sensor Array for High- Resolution Wall Pressure Measurements, Proceedings of the 19th Eurosensors Conference, Barcelona, Spanien, 2005, MB07.

A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter und A. Leder, AeroMEMS Sensor Array for High- Resolution Wall Pressure Measurements, Sensors & Actuators A: Physical, Band 132, Nr. 1, 2006, S. 104-111.

A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, Application of AeroMEMS Surface Pressure Sensor Arrays in Experimental Fluid Mechanics, 46th AIAA Aerospace Sciences Meetings and Exhibit, 2008, Reno, NV, USA, AIAA-2008-0271.

A. Berns, H-D. Ngo, U. Buder, E. Obermeier, AeroMEMS Pressure sensor Array Featuring Through-Wafer Vias for High-Resolution Wall Pressure Measurements, 21st IEEE MEMS Conference, 2008, Tucson, AZ, USA, S. 896-899.

A. Berns, U. Buder, X.H. Wang, W. Nitsche, E. Obermeier, AeroMEMS Pressure Sensor with Integrated Wall Hot-Wire, 7th IEEE Conference on Sensors, 2008, Lecce, Italien, S. 1560-1563.

A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, X.H. Wang, J. Domhardt, J. Leuckert, W. Nitsche, AeroMEMS Sensor with Integrated Pressure and Hot-Wire Sensor for High-Frequency Transition Detection, 47th AIAA Aerospace Sciences Meetings and Exhibit, Orlando, FL, USA, 2009, AIAA 2009-318.

A. Berns, U. Buder, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, O. Frederich, F. Thiele, Aero-Micro-Electromechanical System Sensor Arrays for Time Resolved Wall Pressure Measurements, AIAA Journal, Band 47, Nr. 4, 2009, S. 863-873.

A. Berns, E. Obermeier, A. Wolter, A. Leder, 3D Multi-Sensor Array for Surface Pressure Measurements on a Wall Mounted Cylinder, 39th AIAA Fluid Dynamics Conference, 2009, San Antonio, TX, USA, AIAA-2009-3579.

A. Berns und E. Obermeier, AeroMEMS Sensor Arrays for Time Resolved Wall Pressure and Wall Shear Stress Measurements, in Imaging Measurement Methods, NNFM 106, Editors: W. Nitsche und C. Dobriloff, Springer Verlag, Berlin, 2009, S. 227-237.