

Vortex-zählender MEMS-basierter thermischer Strömungssensor für Durchflussmessungen mit hoher Dynamik

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades
des Doktors der Ingenieurwissenschaften
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität des Saarlandes

von

Somaie Saremi-Afshar

Saarbrücken

2018

Tag des Kolloquiums: 04.07.2018

Dekan: Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Guido Kickelbick

Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Helmut Seidel
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gerald Urban

Vorsitz: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Stefan Seelecke

Akad. Mitarbeiter: Dr. rer. nat. Tilman Sauerwald

„Für die lernende Seele hat das Leben auch in seinen dunkelsten Stunden einen unendlichen Wert.“

(Immanuel Kant)

*Für meine Eltern, die wertvollsten Menschen in meinem Leben,
meinem Mann, Maziar, die Liebe meines Lebens,
und meine kleine Tochter, mein Sonnenschein, Hanna, das schönste was es in
meinem Leben gibt.*

Kurzfassung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Fertigung und Charakterisierung eines MEMS-basierten thermischen Strömungssensors für Durchflussmessungen in einem möglichst weiten Messbereich sowohl mit hoher Genauigkeit als auch mit schneller Ansprechzeit. Der hergestellte Sensor auf Si-Basis besteht aus einem Pt-Heizwiderstand, der auf einer isolierenden Si_3N_4 -Membran aufgebracht ist und einer zweiten Widerstandsstruktur, die zum Erfassen und Kom pensieren der Fluidtemperatur dient. Die wesentliche Innovation bei dem hier vorgestellten Konzept besteht in der Kombination der zwei Messprinzipien eines thermischen Anemometers und eines Vortex-Sensors. Dadurch gelingt es, die hohe Empfindlichkeit eines thermischen Strömungssensors bei relativ kleinen Flussraten mit der Linearität und der hohen Genauigkeit eines auf der Kármánschen Wirbelstraße basierenden Vortex-Durchflusssensors bei relativ hohen Flussgeschwindigkeiten vorteilhaft miteinander zu kombinieren. Die besondere Neuerung besteht darin, dass derselbe Sensor und dasselbe thermische Prinzip auch zur Bestimmung der Wirbelfrequenz im Vortex-Modus eingesetzt werden. Das spezielle Design des Sensors und das Layout der Messwiderstände führen zu sehr geringen thermischen Ansprechzeiten von weniger als 1 ms. Somit konnten Wirbelfrequenzen von bis zu 8 kHz gemessen werden. Durch das Kombinieren der zwei Messprinzipien konnte ein sehr weiter Messbereich von Flussgeschwindigkeiten von weniger als 1 m/s bis zu 180 m/s erreicht werden.

Abstract

This work deals with the design, fabrication and characterisation of a MEMS-based hot-film anemometer for flow measurements over a wide dynamic range with high accuracy and fast response time using standard micromachining technology. The fabricated thermal flow sensors consist of a platinum micro heater located on a silicon nitride membrane and an additional temperature sensing resistor mounted directly on the substrate to detect and compensate the fluid temperature. The key innovation of the concept presented here is the combination of the two measuring principles of a thermal anemometer and of a vortex sensor. This results in a favourable combination of the high sensitivity of a thermal flow sensor at relatively low flow rates and the superior linearity and high accuracy of a vortex flow sensor based on the Kármán vortex street at relatively high flow velocities. In this innovative concept the same sensor and the same thermal principle of a constant-temperature anemometer is applied to determine the vortex shedding frequency. The spatial design of the sensor and geometric dimensions of the sensing element result in a very short response time of less than 1 ms. Hence, vortex frequencies up to 8 kHz can be measured. By combining these two measurement principles, a very wide dynamic range of flow velocities from below 1 m/s up to 180 m/s was achieved with high accuracy.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	VII
Abstract	IX
1 Einleitung	1
2 Allgemeine Grundlagen	7
2.1 Theorie des Wärmetransports	7
2.1.1 Wärmeleitung	8
2.1.2 Wärmestrom	9
2.1.3 Wärmestrahlung	12
2.2 Wirbelbildung	13
2.2.1 Physikalischer Hintergrund	13
2.2.2 Laminare und turbulente Strömung	15
2.2.3 Grenzschicht	17
2.2.4 Strömungsablösung und Wirbelbildung	18
2.2.5 Strömungswiderstand	21
2.2.6 Kármánsche Wirbelstraße	22
2.3 MEMS-basierte thermische Durchflusssensoren	26
2.4 Grundlagen der Durchflussmessung mittels thermischer Anemometer	29
2.4.1 Thermische Anemometrie	29
2.4.2 Das King'sche Gesetz	29
2.4.3 Realisierung von thermischer Isolierung	31
2.4.4 Auswahl der Materialien	33
2.4.5 Betriebsmodi eines thermischen Anemometers	35
2.5 Vortex-Durchflussmesser	36
2.5.1 Messprinzip	36
2.5.2 Primäres Element - Der Störkörper	38
2.5.3 Sekundäres Element - Der Sensor	40
2.5.4 Signalverarbeitung	41
2.5.5 Einschränkung des Betriebsbereiches	42
3 Auslegung des Durchflusssensors	43
3.1 Sensorkonzept	43
3.2 Designfaktoren und Materialauswahl	44
3.3 Sensorlayout und Maskendesign	47

4 Herstellung	51
4.1 Herstellungstechnologien	51
4.1.1 Lithografie	51
4.1.2 Schichtabscheidung	52
4.1.3 Nasschemische Ätzverfahren	53
4.1.4 Anisotropes Siliziumätzen	54
4.1.5 Liftoff-Technik	58
4.2 Fertigung der Sensoren	59
5 Messelektronik und Versuchsaufbau	67
5.1 Konstant-Temperatur-Regelung	67
5.2 Kompensation der Fluidtemperatur	69
5.3 Fluidischer Messplatz	70
6 Messung und Charakterisierung	73
6.1 Charakterisierung der CTA-Schaltung	73
6.1.1 Übertemperatur	73
6.1.2 Regelung der Heizertemperatur	74
6.2 Ansprechverhalten des thermischen Anemometers	75
6.2.1 Die Methode des Square-Wave-Tests	75
6.2.2 Messergebnisse	77
6.3 Statische Messungen	81
6.3.1 Sensorkennlinie	81
6.3.2 Einfluss der Übertemperatur auf die Empfindlichkeit	86
6.3.3 Einfluss des Störkörpers auf die Sensorkennlinie	88
6.3.4 Durchflusssensor auf Glas-Substrat	89
6.3.5 Temperaturabhängige Messungen	92
6.4 Dynamische Messungen im Vortex-Modus	94
6.4.1 Sensorkennlinie	97
6.4.2 Einfluss der Übertemperatur auf die CTA-Grenzfrequenz	99
6.4.3 Einfluss der Störkörper-Geometrie auf Strouhalzahl	101
6.4.4 Durchflusssensor auf Glas-Substrat	104
6.4.5 Temperaturabhängige Messungen	105
7 Zusammenfassung und Ausblick	107
7.1 Zusammenfassung	107
7.2 Ausblick	111
Abbildungsverzeichnis	113
Tabellenverzeichnis	119
Literaturverzeichnis	121
Danksagung	127

1 Einleitung

Strömungssensoren sind in einer Vielzahl von Anwendungen zu finden, in denen die Bestimmung der Flussrate von Gas- und Flüssigkeitsströmungen eine notwendige Anforderung darstellt.

In der heutigen Zeit führen die Vorteile der Mikrosystemtechnik gegenüber anderen konventionellen Herstellungsprozessen zu einer stark wachsenden Nachfrage nach MEMS (micro-electromechanical systems)-basierten Mikrodurchflusssensoren. Diese werden vielfältig, vor allem in den Bereichen der Automobiltechnik, Klima- und Gebäudetechnik, Produktions-technik (zur Kontrolle von Stoffströmen) und Medizintechnik (zur Medikamentendosierung) verwendet [1].

Mikrosystemtechnische Strömungssensoren haben einige Vorteile auf Grund der Miniaturisierung. Die Möglichkeit der Herstellung einer Vielzahl von Systemen gleichzeitig (Batch-Fabrikation auf einem Wafer) erlaubt eine deutlich kostengünstigere Fertigung im Vergleich zu konventionell aufgebauten Systemen. Auch die Leistungsaufnahme ist im Regelfall geringer als bei klassischen Sensoren. Ferner zeichnen sie sich durch höhere Empfindlichkeiten und kürzere Ansprechzeiten aus.

Die Fertigungstechnologien und Herstellungsprozesse der Mikrosystemtechnik wurden im Laufe der Zeit kontinuierlich weiter entwickelt. Darauf aufbauend existiert eine Vielzahl von Strömungssensoren unterschiedlicher Bauart und Funktionsweise. Hierbei spielt die Technologie der Silizium-Bulk-Mikromechanik (bulk micromachining, BMM), insbesondere das anisotrope Ätzen von Silizium, eine zentrale Rolle. Mit diesem Verfahren lassen sich dreidimensionale Strukturen direkt aus einem Siliziumwafer herausätzen und somit können freistehende mechanische Strukturen wie Mikrocantilever, Mikrobrücken oder Membranen gewonnen werden.

Da mehr als die Hälfte aller in der Literatur zu findenden Strömungssensoren auf thermischen Prinzipien basieren, werden diese in thermische und nicht-thermische Durchflussmesser eingeteilt. Die mikrothermischen Strömungssensoren haben sich vor allem aufgrund ihrer vergleichsweise einfachen Bauform in der Mikrosystemtechnik durchgesetzt. Ein weiterer Grund für das große Interesse an dieser Art von Sensoren sind die Vorteile, die sich durch die Miniaturisierung ergeben: geringer Energieverbrauch, hohe Genauigkeit insbesondere im Bereich der kleineren Strömungsgeschwindigkeiten sowie ein schnelles Ansprechverhalten.

Alle thermischen Strömungssensoren basieren auf dem Wärmetransport in Form einer erzwungenen Konvektion. Für die Messung der Flussrate wird die Wärme von einem elektrisch

beheizten Element in das zu messenden Medium abgeführt. Das zunächst symmetrische Temperaturfeld um den Heizer wird durch erzwungene Konvektion, die durch die Bewegung des Medium hervorgerufen wird, verformt (siehe Abb. 1.1). Es findet eine Wärmeabgabe vom Heizelement in das vorbeiströmende Fluid statt, welche in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit zum Abkühlen des Heizers führt und elektrisch erfasst werden kann.

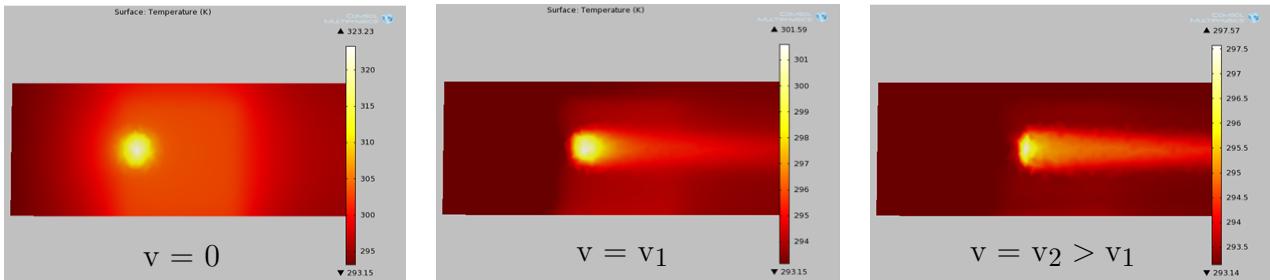


Abbildung 1.1: Simulation der erzwungenen Konvektion und der Verformung des Temperaturfeldes um ein Heizelement durch Bewegung des Mediums, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics. Dabei ist der Heizer am Rand eines Sensorelements platziert.

In der einfachsten Ausführung besteht ein thermischer Strömungssensor im Wesentlichen aus einem Heizelement, das auf eine thermisch isolierende Struktur aus einem Material mit relativ geringer Wärmeleitfähigkeit aufgebracht wird. Eine weit verbreitete Bauform sind Heißfilm-Anemometer, bei denen ein metallischer Dünnschichtwiderstand (typischerweise mit einer Dicke von ein paar hundert Nanometer) auf einer dünnen Membran (im Bereich von 100 nm bis wenige Mikrometer) abgeschieden wird. Durch Anordnen des Heizwiderstandes auf einer Membran wird eine thermische Entkopplung des Heizers vom Rest des Sensorelements realisiert, indem die Wärmeleitung zum Substrat und der damit verbundene Wärmeverlust minimiert werden. Neben einer Erhöhung der Empfindlichkeit des Sensors werden damit auch eine Reduzierung der Heizleistung sowie eine Minimierung der Ansprechzeit erreicht.

Die thermischen Mikrodurchflusssensoren werden vielseitig in der Industrie und in der Forschung verwendet. Es gibt allerdings Einschränkungen beim Einsatz des thermischen Prinzips für Anwendungen, bei denen der Durchfluss von gasförmigen oder flüssigen Medien in einem weiten Messbereich mit hoher Genauigkeit bestimmt werden soll. Das liegt daran, dass ein auf dem thermischen Prinzip basierender Flusssensor eine hohe Empfindlichkeit bei der Messung von relativ kleinen Flussraten aufweist, zu steigenden Geschwindigkeiten hin aber dessen Empfindlichkeit stetig abnimmt.

Eine weitere häufig eingesetzte und vielversprechende Methode zur Durchflussmessung ist das Prinzip eines Vortex-Strömungssensors (auch Wirbelzähler genannt), basierend auf der Ablösung von Wirbeln nach einem Hindernis, platziert in einer Strömung.

Bei Vortex-Sensoren wird die Strömungsgeschwindigkeit mit Hilfe der Ablösefrequenz von Wirbeln in einer sog. Kármánschen Wirbelstraße ermittelt. Zur Erzeugung dieser Wirbel ist das Einbringen eines sog. Störkörpers stromaufwärts vom Sensor nötig. Die gemessene Frequenz der vorbeilaufenden Wirbel ist direkt proportional zur Strömungsgeschwindigkeit. Das Ergebnis aus einer FEM-Simulation, dargestellt in Abbildung 1.2, soll das Prinzip der

Kármánschen Wirbelstraße und die Abhängigkeit der Wirbelablösefrequenz von der Strömungsgeschwindigkeit veranschaulichen.

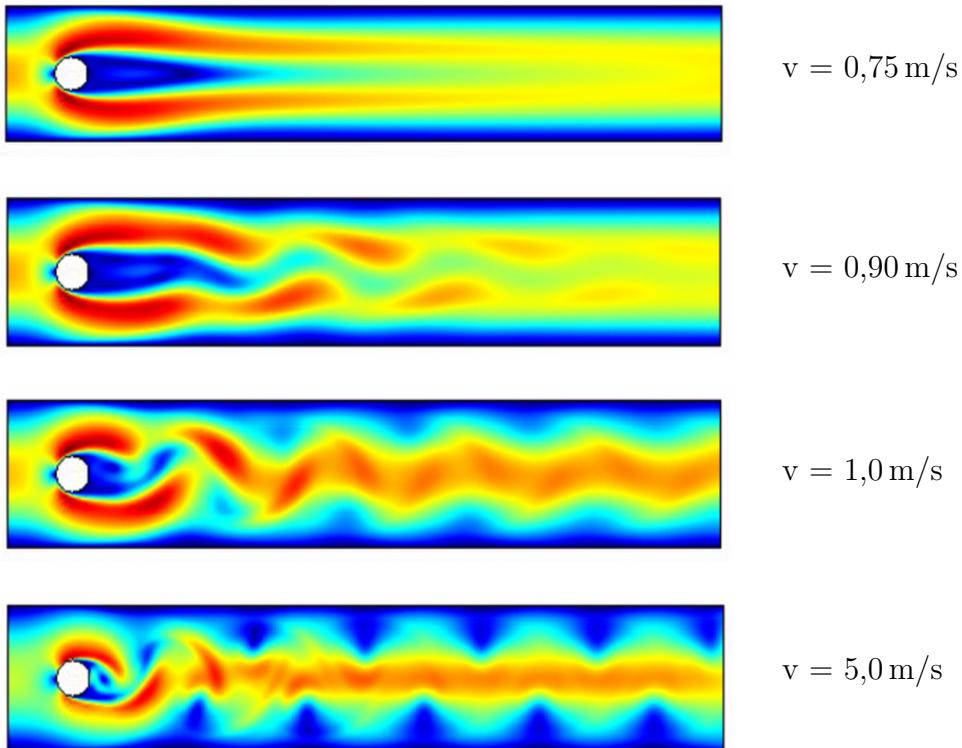


Abbildung 1.2: Simulation der Kármánschen Wirbelstraße und die Abhängigkeit der Wirbelablösefrequenz von der Strömungsgeschwindigkeit, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics.

Die Vortex-Durchflusssensoren zeichnen sich durch hohe Genauigkeit und eine weitgehend lineare Kennlinie im gesamten Messbereich aus. Ferner bieten sie durch Detektion von Wirbelfrequenzen in Bereichen von einigen Herz bis einigen wenigen Kiloherz eine hohe Messdynamik an. Es existiert allerdings für den Einsatz des Vortex-Prinzips zur Durchflussmessung eine Begrenzung in Richtung kleiner Flussraten. Dies resultiert aus der Tatsache, dass physikalisch bedingt zur Ausbildung einer stabilen Wirbelstraße eine Mindest-Strömungsgeschwindigkeit erforderlich ist. Demzufolge sind diese Sensoren zur Erfassung sehr kleiner Flussraten nicht geeignet.

Aus oben Gesagtem ergibt sich, dass ein thermischer Strömungssensor für die genaue Bestimmung relativ kleiner Flussraten geeignet ist, während ein Vortex-Durchflusssensor bei relativ hohen Flussgeschwindigkeiten vorteilhaft eingesetzt werden kann, so dass eine Kombination beider Messprinzipien sehr attraktiv erscheint.

Zielsetzung und Anforderungen

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines MEMS-basierten thermischen Durchflusssensors mit hoher Genauigkeit für den Einsatz in einem möglichst weiten Messbereich.

Wesentlicher Bestandteil des erarbeiteten Konzeptes ist die Kombination der beiden Messprinzipien eines thermischen und eines Vortex-Sensors, wobei derselbe Sensor und dasselbe thermische Prinzip zur Bestimmung der Wirbelablösfrequenz eingesetzt werden soll. Um seine volle Funktion zu entfalten, muss der Sensor sehr kurze Ansprechzeiten aufweisen, so dass im Vortex-Modus Frequenzen im Bereich von einigen kHz erreicht werden können.

Weiterhin sollen die miniaturisierten Strömungssensoren durch etablierte mikromechanische Fertigungstechnologien kostengünstig hergestellt werden und mit einer einfachen Aufbau- und Verbindungstechnik verbunden sein. Die Anwendbarkeit der entwickelten Sensormodule in sowohl gasförmigen Medien (wie z.B. Druckluft), als auch bei Flüssigkeiten (wie z.B. Kühlwasser), ist eine weitere erwünschte Eigenschaft.

Inhalt und Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit beginnt in Kapitel 2 mit der Betrachtung der Grundlagen zu den verwendeten Messprinzipien der Durchflussmessung. Die physikalische Grundlage für thermische Flusssensoren bildet die Theorie des Wärmetransports, die als erstes in diesem Kapitel beschrieben wird. Der zweite Teil beschäftigt sich mit dem Phänomen der „Wirbelbildung“ im Sinne der Kármánschen Wirbelstraße und mit einigen wichtigen physikalischen Begriffen, die zum Verständnis dieses Phänomens grundlegend sind, wobei der Fokus auf Grenzschichtbildung an einem umströmten Körper und Strömungsablösung liegt. Anschließend werden MEMS-basierte thermische Durchflusssensoren und ihre drei verschiedene Arten (Anemometer, Kalorimeter und Time-of-Flight Sensoren) vorgestellt. Schließlich werden Grundlagen der Durchflussmessung mittels thermischer Anemometer und Vortex-Sensoren beschrieben. Dabei wird detailliert auf die Messprinzipien eingegangen. Die wichtigsten Design-Faktoren eines thermischen Anemometers im Hinblick auf die Erhöhung seiner Empfindlichkeit sowie verschiedene Betriebsarten für die Strömungsmessung werden besprochen. Auch die Elemente eines Vortex-Durchflussmessers werden näher betrachtet.

In Kapitel 3 wird das in der vorliegenden Arbeit erarbeitete neuartige Konzept der Durchflussmessung vorgestellt und dessen Auslegung dargelegt. Es handelt sich um die Kombination eines thermischen und eines Vortex-Sensors, zu deren Realisierung der mikrothermische Durchflusssensor stromabwärts nach einem Störkörper im Messrohr platziert wird. Weiterhin befasst sich dieses Kapitel mit Designfaktoren und Materialauswahl der zwei wichtigsten Bestandteile eines MEMS-basierten Heißfilm-Anemometers, nämlich des Heizelements und der Membran. Anschließend folgt das Sensorlayout sowie das dazugehörige Maskendesign für die optische Lithografie.

Kapitel 4 beschäftigt sich mit der Herstellung der thermischen Anemometer. Hierzu werden zuerst die verwendeten Verfahren für die Realisierung der Durchflusssensoren vorgestellt. Anschließend erfolgt die detaillierte Beschreibung des Fertigungsablaufs.

Kapitel 5 stellt die Messelektronik und den Messaufbau vor. Die in der vorliegenden Arbeit verwendete Betriebsart ist der Konstant-Temperatur-Modus (CTA, Constant Temperature

Anemometer), wobei der Heizwiderstand des Strömungssensors mit Hilfe einer Brückenschaltung und einem rückgekoppelten Operationsverstärker auf eine konstante Temperatur geregelt wird. Nachdem zunächst die Funktionalität der Schaltung beschrieben wird, wird auf die Problematik der direkten Auswirkung der Fluidtemperatur auf die Sensorkennlinie eingegangen. Hinzu kommt die Vorstellung der CTA-Schaltung zur Kompensation der Fluidtemperatur, die durch den auf das Substrat platzierten Messwiderstand erfolgt. Schließlich werden die Komponenten des aufgebauten fluidischen Messplatzes vorgestellt. Die Messeinrichtung ermöglicht die Messung von Volumenflüssen bis zu 750 l/min. Sie verfügt über eine Einheit zur Realisierung von temperaturabhängigen Messungen. Die Messabläufe werden automatisiert mit Hilfe der Software LabView gesteuert.

Kapitel 6 widmet sich der Charakterisierung der gefertigten Strömungssensoren. Im ersten Teil werden die Messungen zu Überprüfung der korrekten Funktionsweise der CTA-Schaltung zur Regelung der eingestellten Betriebstemperatur vorgestellt. Weiterhin wird auf das An sprechverhalten des thermischen Anemometers, welches mit der Methode des Square-Wave-Tests untersucht wird, eingegangen. Der Hauptteil dieses Kapitels befasst sich mit der Untersuchung der Funktionsweise des erarbeiteten Sensor-Konzeptes, untergliedert in statische und dynamische Messungen. Dabei wird der Sensor bei statischen Messungen als rein thermisches Anemometer betrieben, bei dynamischen Messungen wird der Vortex-Modus genutzt. Neben einer umfangreichen Charakterisierung des auf Siliziumbasis hergestellten Heißfilm-Anemometers, wird auch ein auf Dünnglas basierter Sensor-Typ untersucht und charakterisiert. Die resultierenden Sensor-Charakteristiken der beiden Sensor-Typen werden verglichen und deren Vor- und Nachteile werden diskutiert. Die Ergebnisse der temperaturabhängigen Untersuchungen schließen sowohl die statischen als auch die dynamischen Messungen ab.

Das letzte Kapitel fasst den Inhalt und die wichtigsten Erkenntnisse dieser Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick über die weiteren Optimierungs- und Entwicklungsmöglichkeiten.

2 Allgemeine Grundlagen

2.1 Theorie des Wärmetransports

Zentraler Punkt der vorliegenden Arbeit ist die Durchflussmessung in Fluiden unter Nutzung eines thermischen Prinzips. Die physikalische Grundlage hierzu bildet die Theorie des Wärmetransports, also des Transports von thermischer Energie infolge eines Temperaturunterschiedes. Als Ausgangsbasis für die Betrachtung der Wärmeübertragung zwischen Substanzen auf unterschiedlichem Temperaturniveau dient der 2. Hauptsatz der Thermodynamik, der besagt, dass ein Wärmeausgleichstrom von selbst nur von einem Körper höherer Temperatur auf einen Körper niedriger Temperatur fließt.

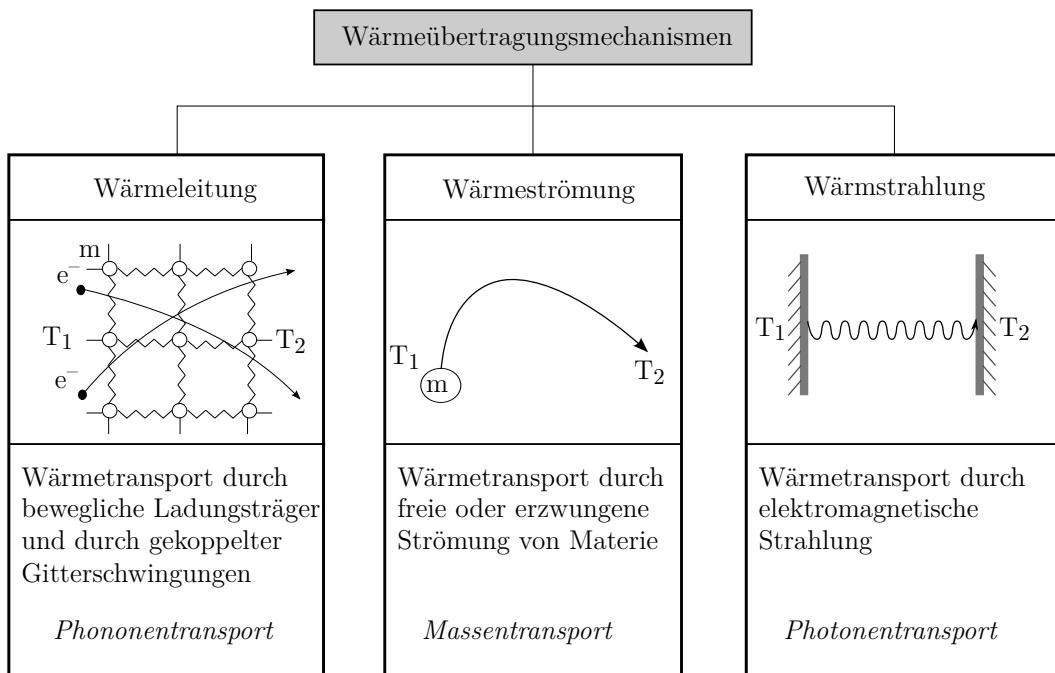


Abbildung 2.1: Wärmeübertragungstmechanismen, nach [2].

Abhängig von dem Energieträger lässt sich der Wärmetransport in drei Übertragungsmechanismen einteilen:

- Wärmeleitung
- Wärmeströmung durch Konvektion
- Wärmestrahlung

In Abbildung. 2.1 sind diese drei Mechanismen schematisch dargestellt.

2.1.1 Wärmeleitung

Die *Wärmeleitung* ist ein Wärmetransportmechanismus, bei dem die thermische Energie entweder durch Stoßprozesse zwischen Molekülen, Atomen und/oder Elektronen (z.B. in Fluiden oder in Metallen) oder durch Phononen in Form von Schwingungsenergie über die Gitterstruktur übertragen wird. Bei dieser Art von Wärmeübertragung findet kein Teilchentransport statt. In Festkörpern erfolgt der Wärmetransport im Wesentlichen mittels Wärmeleitung.

Nach dem *Gesetz von Fourier* gilt für die Wärmestromdichte \dot{q}_L , die bei der Wärmeleitung in einem Körper durch die Temperaturgradienten $\frac{\partial T}{\partial n}$ in einer Raumrichtung n entsteht, folgende Beziehung:

$$\dot{q}_L = \lambda \frac{\partial T}{\partial n}. \quad (2.1)$$

Die Proportionalitätsfaktor λ ist hierbei die Wärmeleitfähigkeit des jeweiligen Materials und stellt eine Materialkonstante dar.

Für den vereinfachten Fall eines homogenen, quaderförmigen Körpers berechnet sich der übertragene Wärmestrom \dot{Q}_L zwischen zwei Stirnflächen der Querschnittsfläche A mit dem Abstand d wie folgt:

$$\dot{Q}_L = \lambda \frac{A}{d} \Delta T, \quad (2.2)$$

mit dem Temperaturgefälle ΔT zwischen den Stirnflächen (vgl. Abb. 2.2).

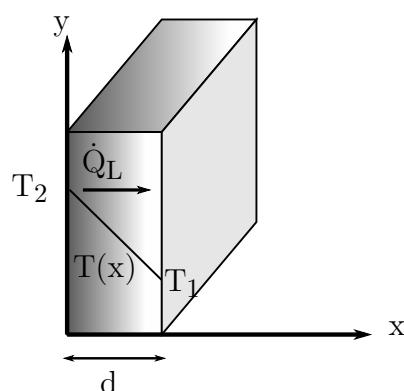


Abbildung 2.2: Wärmeleitung durch einen quaderförmigen Körper mit der Fläche A und der Dicke d , verursacht durch eine Temperaturdifferenz $\Delta T = T_2 - T_1$.

2.1.2 Wärmestrom

In Fluiden ist im Regelfall der dominierende Mechanismus der Wärmeübertragung die *Konvektion* (*Wärmestrom*). Hierbei ist die Übertragung von thermischer Energie mit einem Massentransport verbunden. Man unterscheidet zwischen der freien und der erzwungenen Konvektion.

Bei der freien Konvektion bewegt sich das Fluid ohne äußeren Antrieb nur aufgrund eines durch eine Temperaturdifferenz und der daraus resultierenden Wärmeausdehnung hervorgerufenen Dichteunterschieds. Dies ist z.B. typisch für Ausgleichsbewegungen in der Atmosphäre oder bei einer einseitig beheizten Flüssigkeit, wo dann sog. Konvektionswalzen zu Beobachten sind. Im Gegensatz dazu spricht man von einer erzwungenen Konvektion, wenn die Fluidbewegung durch die Wirkung äußerer mechanischer Kräfte verursacht wird.

Eine erzwungene Konvektion entsteht zum Beispiel, wenn ein Fluid die Oberfläche eines beheizten festen Körpers überströmt (siehe Abb. 2.3).

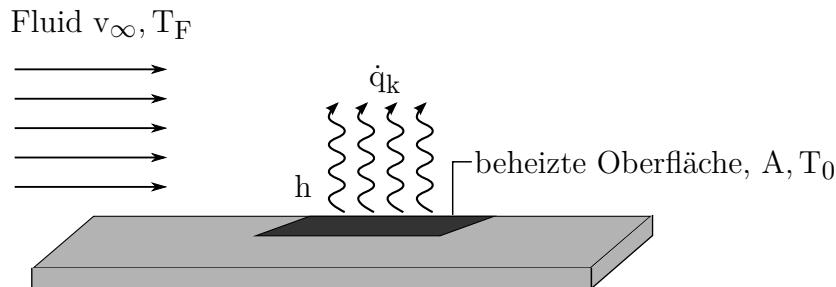


Abbildung 2.3: Wärmeübertragung durch erzwungene Konvektion beim Überströmen der Oberfläche eines beheizten festen Körpers.

Hierbei wird der Wärmestrom durch einen Wärmeübergang zwischen der Oberfläche des Körpers A und dem vorbeiströmenden Fluid nach dem *Newtonischen Abkühlungsgesetz* wie folgt beschrieben:

$$\dot{Q}_K = hA(T_0 - T_F). \quad (2.3)$$

T_0 ist die Oberflächentemperatur des festen Körpers und T_F die Temperatur des umgebenden Fluids; h ist der konvektive Wärmeübergangskoeffizient und ist im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit keine Materialkonstante. Er wird von vielen Größen beeinflusst, wie:

- von der Temperaturverteilung im Fluid,
- von physikalischen Stoffeigenschaften des Fluids (z.B. spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und Viskosität),
- von der Art der Strömung (laminar oder turbulent) und der Strömungsgeschwindigkeit,
- von der Geometrie und Oberflächenbeschaffenheit der wärmeübertragenden Wandfläche [3].

In Wandnähe einer überströmten beheizten Oberfläche entsteht, analog zu der im Abschnitt 2.2.3 vorgestellten Strömungsgrenzschicht, eine Temperaturgrenzschicht mit der Dicke δ_{th} , in der sich die Temperatur von der Wandtemperatur zur Fluidtemperatur ändert. Abbildung 2.4 zeigt die ausgebildete Geschwindigkeits- und Temperaturgrenzschicht an einer überströmten ebenen Platte.

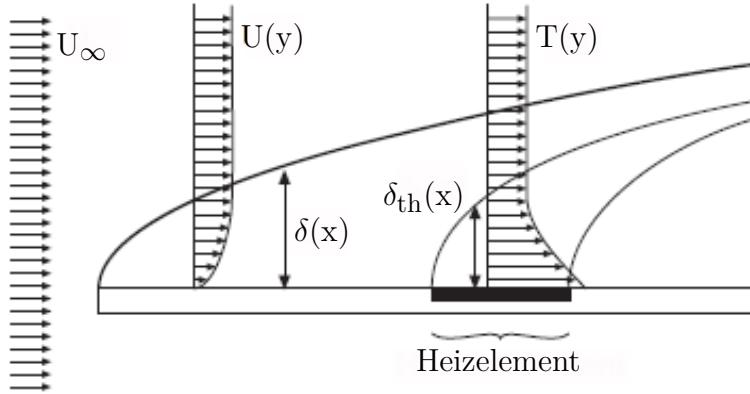


Abbildung 2.4: Typisches mittleres Geschwindigkeits- und Temperatur-Profil in Wandnähe einer überströmten beheizten Oberfläche mit der hydrodynamischen Grenzschichtdicke δ und der thermischen Grenzschichtdicke δ_{th} , aus dem Englischen nach [4].

Die Temperaturverteilung in der thermischen Grenzschicht spielt bei der Bestimmung der konvektiven Wärmeübergangszahl eine wichtige Rolle.

Da die Fluidgeschwindigkeit direkt an der Wand gleich Null ist, wird dort die Wärme durch Wärmeleitung in das Fluid übertragen. Demzufolge kann die Gleichung 2.3 für den konvektiven Wärmetransport wie folgt erweitert werden:

$$\dot{Q}_k = \frac{\dot{Q}_k}{A} = h(T_0 - T_F) = \lambda_F \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0},$$

$$h = \lambda_F \frac{\left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_{y=0}}{T_0 - T_F}. \quad (2.4)$$

Dabei ist λ_F die Wärmeleitfähigkeit des Fluides. Betrachtet man das Temperaturprofil in der Grenzschicht in erster Näherung als linear, so kann für den Zusammenhang zwischen Wärmeübergangskoeffizient h und Dicke der thermischen Grenzschicht δ_{th} folgende Abschätzung abgegeben werden [3]:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) \approx \frac{T_0 - T_F}{\delta_{th}},$$

$$h \approx \frac{\lambda_F}{\delta_{th}}. \quad (2.5)$$

In den meisten für die Praxis relevanten Fällen können die Dicke der Temperaturgrenzschicht und demzufolge der konvektive Wärmeübergangskoeffizient nicht exakt berechnet werden. Es existieren jedoch Näherungslösungen, die auf dimensionslosen Ähnlichkeitskenngrößen basieren und für technische Berechnungen eine ausreichende Genauigkeit liefern. Die dimensionslosen Kenngrößen, die bei der Betrachtung der erzwungenen Konvektion eine wichtige Rolle spielen, sind die Nusselt-Zahl, die Prandtl-Zahl und die Reynoldszahl.

Die charakteristische Kennzahl zur Beschreibung der Wärmeübertragung zwischen einer festen Oberfläche und einem strömenden Fluid durch Konvektion ist die *Nusselt-Zahl Nu*. Sie spiegelt das Verhältnis aus dem konvektiven Wärmeübergang und der diffusiven Wärmeleitung in der Grenzschicht wider und ist definiert als:

$$\text{Nu} = \frac{hL}{\lambda_F}. \quad (2.6)$$

Hierbei ist L eine für die Strömung maßgebende charakteristische Länge im Bezug auf überströmte Oberfläche. Nach Gleichung 2.5 ist die Nusselt-Zahl das Verhältnis dieser charakteristischen Länge und der Dicke der Temperaturgrenzschicht δ_{th} ($\text{Nu} = \frac{L}{\delta_{th}}$).

Die *Prandtl-Zahl Pr* ist eine nach *Ludwig Prandtl* benannte dimensionslose Kennzahl und ist definiert als das Verhältnis der kinematischen Zähigkeit des Fluides ν zu dessen Temperaturleitfähigkeit a:

$$\text{Pr} = \frac{\nu}{a}. \quad (2.7)$$

Die Prandtl-Zahl verknüpft die beiden für den Wärmeübergang maßgebenden Felder, nämlich das Geschwindigkeitsfeld und das Temperaturfeld. Sie kann somit als ein Maß für das Verhältnis der Dicken von Strömungsgrenzschicht zu Temperaturgrenzschicht aufgefasst werden.

Die Reynoldszahl stellt das Verhältnis von Trägheitskraft zur inneren Reibungskraft dar und ist definiert als:

$$\text{Re} = \frac{v \cdot l}{\nu}. \quad (2.8)$$

Bei einer Rohrströmung ist v die mittlere Geschwindigkeit im Rohr und l der Rohrdurchmesser (vgl. Abschnitt 2.2.2).

Bei erzwungener Konvektion hängt die Nusselt-Zahl mit der Reynolds- und Prandtl-Zahl zusammen:

$$\text{Nu} = f(\text{Re}, \text{Pr}). \quad (2.9)$$

Die Lösungen der Nusselt-Zahlen in o.g. Form wurden für verschiedene Wärmeübergangsprozesse mit verschiedensten Geometrien, Stoffen und Strömungen sowohl experimentell als

auch mathematisch bestimmt und von zahlreichen Autoren veröffentlicht [3]. Eine der umfangreichsten Darstellungen von Nusseltfunktionen findet sich im VDI-Wärmeatlas [5].

Als Beispiel für eine in Längsrichtung angeströmte beheizte ebene Platte wird in der Literatur folgende Nusselt-Zahl angegeben [6, 7].

$$\text{Nu} = 0,664 \cdot P_r^{\frac{1}{3}} \cdot R_e^{\frac{1}{2}}. \quad (2.10)$$

Die charakteristische Länge für die Berechnung der Nusselt-Zahl ist in diesem Fall die Länge der Platte.

2.1.3 Wärmestrahlung

Wärmestrahlung transportiert Wärmeenergie in Form von elektromagnetischer Strahlung (Photonen). Da die Übertragung elektromagnetischer Wellen nicht auf die Anwesenheit von Materie angewiesen ist, kann diese Art des Wärmetransports auch im Vakuum stattfinden.

Der Wärmestrom \dot{Q}_S , den ein Körper an die Umgebung abstrahlt, ist gegeben durch:

$$\dot{Q}_S = \sigma \cdot \epsilon \cdot A (T_0^4 - T_\infty^4). \quad (2.11)$$

Dabei sind A die Oberfläche des strahlenden Körpers, T_0 dessen Oberflächentemperatur, T_∞ die Umgebungstemperatur, σ die Stefan-Boltzmann-Konstante und ϵ der Emissionsgrad des Körpers (siehe Abb. 2.5), also dessen Vermögen Strahlen auszusenden. Dieser gibt an, wie viel Strahlung ein Körper bei einer bestimmten Temperatur im Vergleich zu einem idealen Wärmestrahlern (ein schwarzer Körper mit $\epsilon = 1$) abgibt.

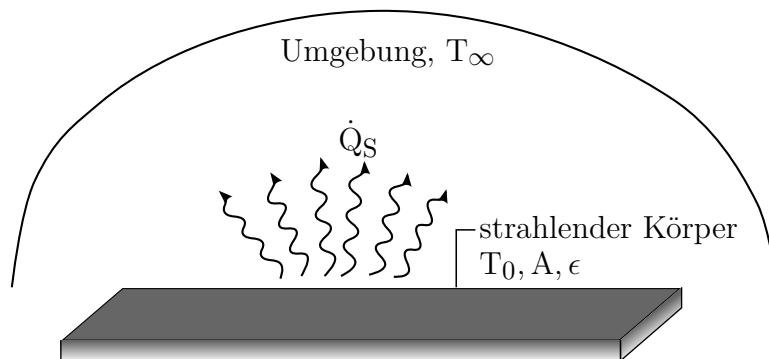


Abbildung 2.5: Wärmeübertragung durch Strahlung.

2.2 Wirbelbildung

Ein wesentlicher Teil des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Durchflusssensors basiert auf dem Vortex-Prinzip. Hierbei spielt die Wirbelbildung in der Strömung eine zentrale Rolle. Dieser Abschnitt beschäftigt sich mit einigen wichtigen physikalischen Begriffen, die zum Verständnis des Phänomens *Wirbelbildung* grundlegend sind.

2.2.1 Physikalischer Hintergrund

Stromlinien

Um eine Strömung anschaulich beschreiben zu können, ist es nützlich das geometrische Hilfsmittel der *Stromlinien* einzuführen. Mit den Bezeichnungen in Abbildung 2.6 lassen sich die Stromlinien definieren als diejenigen Linien, die zu einem bestimmten Zeitpunkt t in jedem Punkt eines Strömungsfeldes tangential zu den örtlichen Geschwindigkeitsvektoren verlaufen.

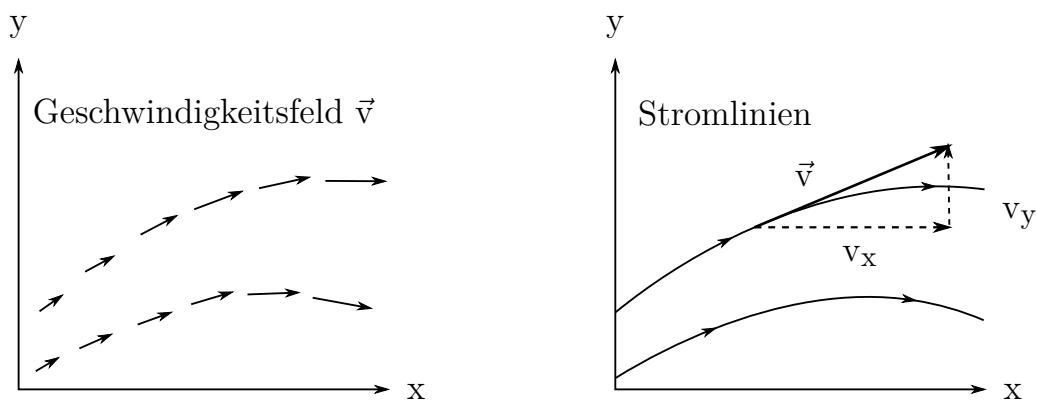


Abbildung 2.6: Zusammenhang zwischen Geschwindigkeitsvektoren (links) und Stromlinien (rechts).

Optisch lassen sich die Stromlinien durch die Beobachtung der Strömung mit beigefügten (farblich markierten) Teilchen vermessen. Da sich mit der Zeit das Strömungsfeld verändern kann, stellen die abgebildeten Stromlinien eine Momentaufnahme der Strömung dar. Für alle Punkte einer Stromlinie gilt das Bernoulli'sche Gesetz. Für inkompressible und reibungsfreie strömende Medien lautet die *Bernoulli-Gleichung*:

$$p + \frac{1}{2}\rho v^2 = \text{konst.}, \quad (2.12)$$

wobei v die Strömungsgeschwindigkeit, ρ die Dichte und p der statische Druck (senkrecht zur Strömung gemessen) sind.

Aus der Bernoulli-Gleichung ergibt sich ein für die Praxis wichtiger Zusammenhang: Je größer die Strömungsgeschwindigkeit und damit der dynamische Druck $p_{\text{dyn}} = \frac{1}{2}\rho v^2$, desto kleiner

wird der statische Druck. Der dynamische Druck ist derjenige, der in Strömungsrichtung aufgrund der bewegten Fluidteilchen wirkt.

Viskosität

Bei der Untersuchung der Strömungen lassen sich zwischen realen und idealen Fluiden unterscheiden. Während ein reales Fluid als reibungsfrei angenommen wird, ist die Fluidreibung das wesentlichste Merkmal realer Fluide. In wirklichen Fluiden treten, in Folge von Viskosität, sowohl zwischen den Schichten im Inneren als auch zwischen Fluid und einer bestromten Wand außer den Normalkräften (Drücke) auch Tangentialkräfte (Schubspannungen) auf. Die Viskosität μ ist neben der Dichte eine wichtige Eigenschaft von Fluiden. Sie beruht auf zwischenmolekularen Anziehungskräfte, die eine Scherbewegung und freie Verschiebung der Teilchen entgegen wirken. Betrachtet man die Strömung zwischen zwei parallelen ebenen Platten, von denen sich eine mit der Geschwindigkeit u bewegt (Couette-Strömung, siehe Abb. 2.7), so benötigt man dafür eine Kraft die als Reibungs- oder Scherkraft bezeichnet wird. Nach den Versuchsergebnissen ist diese Kraft bzw. die Kraft pro Einheit der Plattenfläche, die sogenannte Schubspannung τ , proportional zum Gradienten der Schergeschwindigkeit $\frac{\partial u_y}{\partial y}$:

$$\tau = \mu \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} \right). \quad (2.13)$$

Der Proportionalitätsfaktor μ heißt die dynamische Viskosität und ist eine stoffspezifische Konstante.

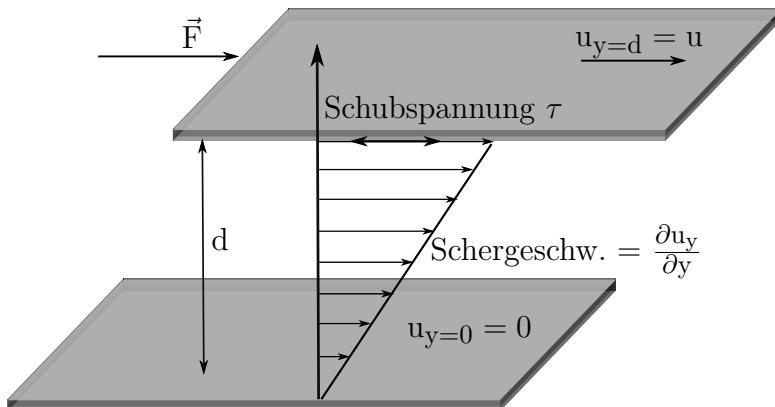


Abbildung 2.7: Couetteströmung: laminare Strömung einer Flüssigkeit zwischen zwei Platten. Die obere Platte bewegt sich mit der Geschwindigkeit u gegenüber der unteren fixierten Platte. Die Haftbedingung an der Wand und die intermolekulare Reibung führt zu einer Scherbewegung zwischen den Flüssigkeitsschichten, die von oben nach unten abgeschwächt wird.

Bei der Herleitung der Gleichung 2.13 ist die Haftbedingung an der Wand die wichtigste Randbedingung. Sie besagt, dass die relative Geschwindigkeit der Fluidteilchen zur Wand direkt an der Wand Null ist. Das Fluid haftet also an festen Wänden. Das durch die Gleichung

2.13 angegebene Gesetze wird als *Newton'sche Reibungsgesetz* bezeichnet und die Fluide, die diesem linearen Zusammenhang zwischen der Schubspannung und dem Geschwindigkeitsgradienten folgen, sind als *Newton'sche Fluide* bekannt. Alle Gase und viele technisch wichtige Flüssigkeiten, wie z.B. Wasser zeigen Newtonsches Verhalten.

2.2.2 Laminare und turbulente Strömung

In technischen Strömungen ist zwischen zwei grundsätzlich verschiedenen Strömungsformen zu unterscheiden:

Bei einer *laminaren* Strömung verlaufen die Stromlinien mehr oder weniger parallel zueinander und parallel zur Wandung. Dabei kommt es zu keiner Vermischung der parallel zueinander strömenden Fluidschichten. Diese Strömungsart führt bei einer Rohrströmung zu einem parabolischen Geschwindigkeitsprofil.

Die *turbulente* Strömung tritt bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten auf, wenn beim Überschreiten einer sog. kritischen Reynoldszahl (siehe unten) die laminare Strömung instabil wird. Dieser Art von Strömung ist durch eine starke unregelmäßige Schwankungsbewegung charakterisiert, die der geordneten Grundströmung in Längs- und Querrichtungen zu der Hauptbewegungsrichtung überlagert ist [8]. Bei den turbulenten Strömungen treten Verwirbelungen auf.

Reynoldszahl

Der britische Mathematiker *O. Reynolds* hat eine dimensionslose Kennzahl eingeführt, die das Verhältnis von Trägheitskraft zur inneren Reibungskraft in einer Strömung darstellt und als *Reynoldszahl* (Re) bezeichnet wird. Diese ist definiert als:

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot l}{\eta}. \quad (2.14)$$

Im Allgemeinen ist v die Strömungsgeschwindigkeit des Fluids, l eine charakteristische Länge im Strömungssystem, η die dynamische Viskosität der strömenden Flüssigkeit und ρ die Dichte des Fluids. Im Falle der Durchströmung von Körpern (z.B. bei einer Rohrströmung) ist v die mittlere Geschwindigkeit im Rohr und l der Rohrdurchmesser.

Nach dem Reynoldschen Ähnlichkeitsgesetz, welches 1883 von ihm aufgestellt wurde, verlaufen die Strömungen um zwei durch einen Skalierungsfaktor auseinander hervorgehenden Körpern identisch, wenn die Reynoldszahlen für beide Strömungen übereinstimmen. Die identische Reynoldszahl bei einem skalierten Modell kann z.B. durch Anpassen der Geschwindigkeit v oder durch eine andere Wahl des Fluids (ρ, η) hergestellt werden.

Theoretische Untersuchungen zur Navier Stokes Gleichung beim Einführen einer infinitesimalen Störung zu einer gefundenen Lösung führen zu der Erkenntnis, dass diese Störungen

ab einer gewissen (kritischen) Reynoldszahl über die Zeit anwachsen. Dies definiert den Umschlagpunkt von einer laminaren zu einer turbulenten Strömung.

Dieser Umschlag kann am Beispiel einer Rohrströmung sehr gut experimentell nachgewiesen werden. Betrachten wir hierzu die dimensionslose Rohrreibungszahl λ , die wie folgt definiert ist:

$$\lambda = -\frac{2d}{\rho v_m^2} \cdot \frac{dp}{dx}. \quad (2.15)$$

Dabei ist d der Rohrdurchmesser, v_m die mittlere Strömungsgeschwindigkeit und dp/dx der Druckgradient mit x als Koordinate in Strömungsrichtung. Die experimentell ermittelte Abhängigkeit der Reibungszahl λ von der Reynoldszahl ist in Abbildung 2.8 dargestellt.

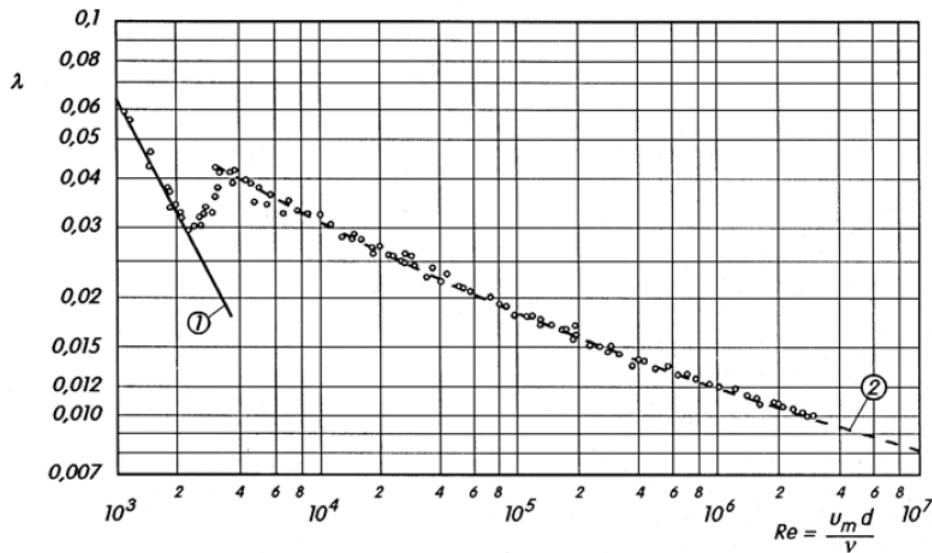


Abbildung 2.8: Rohrreibungszahl in Abhängigkeit von der Reynoldszahl [8].

Bei der Betrachtung des Verlaufes $\lambda(Re)$ lassen sich sehr deutlich drei Bereiche unterscheiden. Bei kleinen Reynoldszahlen erkennt man eine lineare Abnahme von λ mit wachsendem Re (Bereich 1 in Abb. 2.8), bis die sogenannte „kritische Reynoldszahl“ $Re_k = 2300$ erreicht ist. Nach einer schmalen Übergangszone, in der es zu einer steilen Zunahme von λ kommt, nimmt λ wieder mit steigendem Re ab (Bereich 2 in Abb. 2.8), jedoch wesentlich flacher als in Bereich 1. Bereich 1 entspricht der laminaren Strömung, Bereich 2 der turbulenten Strömung, verbunden mit einem Anstieg des Reibungskoeffizienten. Diese zwei Strömungsarten wurden erstmals im Jahr 1883 von *O. Reynolds* in einem Farbfadenversuch nachgewiesen und sichtbar gemacht [8].

Dabei wird in einer Wasserströmung durch ein feines Röhrchen eine farbige Flüssigkeit zugeführt. Es bildet sich ein dünner Farbfaden. Ist die Rohrwand durchsichtig, lässt sich der Farbfaden bei seiner Entwicklung mit der Zeit beobachten und so kann das Verhalten von Strömung unter unterschiedlichen Bedingungen qualitative untersucht werden. Solch einer Versuch ist in Abbildung 2.9 schematisch dargestellt.

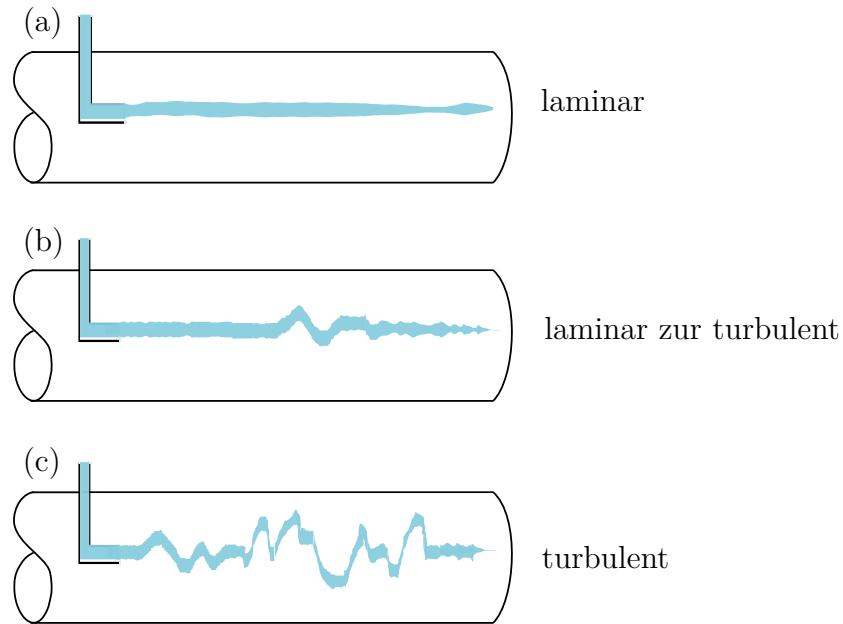


Abbildung 2.9: Strömungsarten nach O. Reynolds [9]. (a) Laminare Strömung: Bei kleiner Strömungsgeschwindigkeit ($Re < Re_k$) bildet sich entlang der Rohrachse ein etwa geradliniger Farbfaden. (b) Übergang von laminar zu turbulent: Bei einer mittelgroßen Geschwindigkeit fluktuiert der Farbfaden nach einer gewissen Zeit und Strecke. (c) Turbulente Strömung: bei genügend großer Geschwindigkeit des Fluids verschwindet der Farbfaden als eine definierte Linie und verteilt sich scheinbar willkürlich über das gesamte Rohr.

2.2.3 Grenzschicht

Bei umströmten Körpern entsteht eine Grenzschicht, die für weitere Betrachtungen eine wichtige Rolle spielt. Die Grenzschichttheorie wurde zuerst am Anfang des 19. Jahrhunderts vom deutschen Physiker *Ludwig Prandtl* entwickelt.

Nach seinem Konzept teilt man die Strömung in zwei Bereiche auf: In einer vergleichsweise schmale wandnahe Strömungsschicht, die als *Grenzschicht* bezeichnet wird. In diesem Bereich treten aufgrund der Wandreibung und nicht zu vernachlässigender Haftbedingung, starke Geschwindigkeitsgradienten auf; und in einen weitgehend ungestörten Außenbereich (die sogenannte *Außenströmung* mit der Geschwindigkeit v_∞), in welchem die Viskosität vernachlässigt werden kann und demzufolge die Gesetze der idealen Fluide mit sehr guter Näherung gelten.

Diese Aufteilung des Strömungsfeldes kann durchaus für die theoretische Behandlung von Newtonschen Fluiden, bei denen die Fluidreibung fast ausschließlich in der Grenzschicht wirksam ist, angewendet werden.

In Abbildung 2.10 ist die Geschwindigkeitsverteilung an einer Oberfläche für ideale und reale Fluide schematisch dargestellt. Während bei einem fiktiven idealen Fluid die Geschwindigkeit an der Wand unverändert gleich v_∞ ist, liegt in der Grenzschicht bei einem realen Fluid eine reibungsbehaftete Strömung vor und die Haftbedingung an der Wand ist in diesem Fall

erfüllt. Sie sorgt für den Übergang der Geschwindigkeit vom endlichen Wert der Außenströmung v_∞ zum Wert Null direkt an der Wand. Bei einem umströmten Körper wird dieser Übergangsbereich zwischen Körperoberfläche mit $v = 0$ und freier Außenströmung mit v_∞ als Grenzschicht oder Reibungsschicht definiert. Die Dicke der Grenzschicht δ wird als der Abstand zu der Körperoberfläche definiert, an der das Fluid 99 % der Außenströmungsgeschwindigkeit erreicht hat.

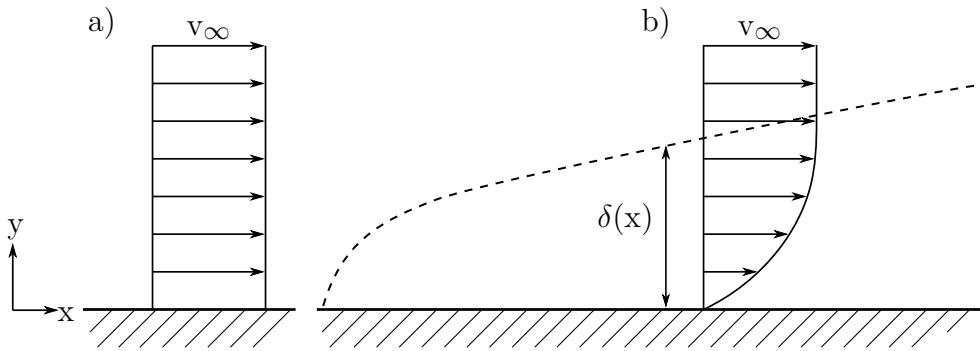


Abbildung 2.10: Das Geschwindigkeitsprofil an einer längsangeströmten ebenen Platte; (a) für ideale Fluide und (b) für reale Fluide und Grenzschichtausbildung, nach [8].

Für die laminare Grenzschicht an einer längsangeströmten Platte gilt nach [8] (vgl. Abb. 2.10):

$$\delta(x) = 5 \sqrt{\frac{\nu x}{v_\infty}}. \quad (2.16)$$

2.2.4 Strömungsablösung und Wirbelbildung

Grenzschichten sind empfindlich gegenüber ansteigendem Druck. Das Auftreten von solchen ungünstigen Druckgradienten lässt sich am besten bei der Umströmung eines stumpfen Körpers beobachten.

Abbildung 2.11 zeigt die Strömung um einen Kreiszylinder und den daraus resultierenden Druckverlauf parallel zur Wand des Körpers.

Diese Druckverteilung lässt sich so erklären: Auf der vordere Hälfte von D nach E rücken die Stromlinien der Außenströmung durch Verdrängung enger zusammen und das umströmende Fluid wird beschleunigt. Dies verursacht einen Druckabfall von D nach E, in Folge von Bernoulli-Gleichung (vgl. Gl. 2.12). Auf der hinteren Hälfte von E nach F wird das Fluid wieder langsamer und der Druck steigt.

Dabei findet für ein Teilchen in der Außenströmung von D nach E eine vollständige Umsetzung von Druck in kinetische Energie statt und auf dem Weg von E nach F die gleiche Umsetzung von kinetischer Energie in Druck. Hier sind keine Energieverluste in Folge von Reibung vorhanden.

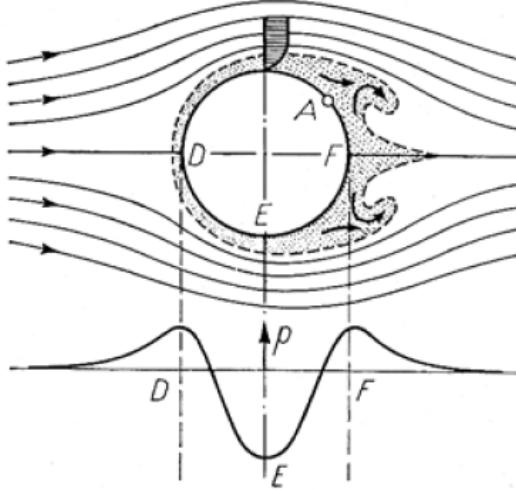


Abbildung 2.11: Ablösung der Grenzschicht und Wirbelbildung am Kreiszylinder (oben) und die dazugehörige Druckverteilung (unten) [10].

Ein Fluidteilchen, das sich in Wandnähe in der Grenzschicht befindet, wird hingegen durch die starken Reibungskräfte in der dünnen Reibungsschicht auf seinem Weg von D nach E abgebremst. Seine kinetische Energie reicht somit nicht mehr aus, um den von der Außenströmung aufgeprägten Druckberg von E nach F bis ans Ende des Körpers hinaufzukommen. Sobald die noch übrige kinetische Energie in Druck umgesetzt ist, kehren die Teilchen durch die Druckverteilung der Außenströmung ihre Strömungsrichtung um. Es kommt zur Rückströmung, welche die Ablösung der Grenzschicht von der Oberfläche des Zylinders zur Folge hat und in seiner weiter entwickelten Form die Bildung von Wirbeln bewirkt. Abbildung 2.12 beschreibt den Vorgang solch einer Strömungsablösung.

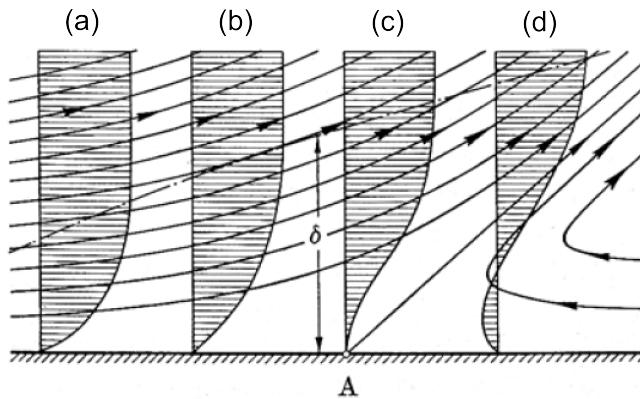


Abbildung 2.12: Vorgang einer Strömungsablösung in der Nähe einer Ablösungsstelle [8].

Vor dem Bereich des Druckanstieges bildet sich eine nahezu undeformierte Grenzschicht aus (Abb. 2.12 a und b). Ab der Stelle, bei der die Grenzschicht entgegen einem Druckgradienten strömt, fängt das Geschwindigkeitsprofil der Grenzschicht zu deformieren, indem dessen Gradient in Oberflächennähe sich dem Wert Null annähert. An der Ablösungsstelle (Punkt A in Abb. 2.12) verschwindet schließlich der Geschwindigkeitsgradient senkrecht zur Wand und

demzufolge verschwindet nach Gleichung 2.17 auch die Wandschubspannung. Mit anderen Worten ist die Lage der Ablösungsstelle durch folgende Bedingung gegeben:

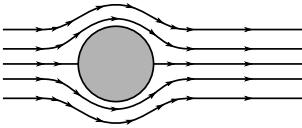
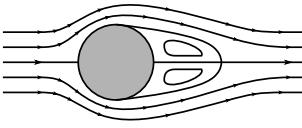
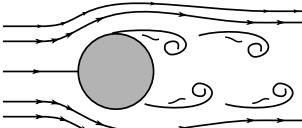
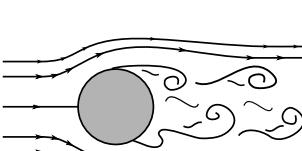
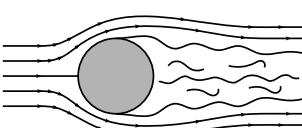
$$\tau_w = \mu \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} \right) = 0. \quad (2.17)$$

Bei weiter steigendem Gegendruck tritt die oben beschriebene Rückströmung und daraus resultierende Wirbelbildung auf (Abb. 2.12-d).

Umströmung eines glatten Kreiszylinders

Wie bereits erwähnt, ist die Grenzschichtablösung und die daraus resultierende Wirbelbildung hinter einem umströmten Körper von dessen Geometrie und von der Reynoldszahl abhängig. Als konkretes Beispiel betrachten wir die Strömung nach einem Kreiszylinder. In Tabelle 2.1 sind charakteristische Strömungsverläufe für folgende unterschiedliche Reynoldsahlbereiche zusammengefasst:

Tabelle 2.1: Strömungsbereiche und Strömungsformen beim Kreiszylinder in Abhängigkeit der Reynoldszahl, nach [8, 11].

Reynoldszahl	Strömungsbereich	Strömungsform
$Re \rightarrow 0$	schleichende Strömung	
$Re < 30 - 40$	Wirbelpaar im Nachlauf	
$30 < Re < 300$	Kármánsche Wirbelstraße, lange stabil	
$300 < Re < 1,3 \cdot 10^5$	Kármánsche Wirbelstraße mit einer bevorzugten Frequenz, nicht lange stabil	
$Re > 1,3 \cdot 10^5$	turbulente Strömung	

- $Re < 3 - 4$ ($Re \rightarrow 0$): Bei sehr kleinen Reynoldszahlen herrscht eine schleichende Strömung um den Körper herum, ohne dass sich die Strömung ablöst. Demzufolge bilden sich auch keine Wirbel aus.
- $3 - 4 < Re < 30 - 40$: Hier findet eine Ablösung der Grenzschicht statt. Es bildet sich eine Ablösungszone hinter dem Zylinder mit einem stationären und symmetrischen Wirbelsystem. Dieses Gebiet wird als „Totwasser“ bezeichnet.
- $30 - 40 < Re < 150 - 300$: In diesem Bereich löst sich die Grenzschicht in der Nähe der Zylinderscheitelpunkte ab. Anstatt eines stationären Wirbelpaars bildet sich im Nachlauf ein gut ausgeprägtes System von alternierenden Wirbeln, die von der Strömung mitgetragen werden und sich mit einer bestimmten Frequenz periodisch vom Körper ablösen. Diese sogenannte „Kármánsche Wirbelstraße“ ist in diesem Bereich von Reynoldszahl in einem ziemlich langen Bereich hinter dem Störkörper stabil, bevor sich die Wirbel in der Strömung verlaufen.
- $150 - 300 < Re < 10^5 - 1,3 \cdot 10^5$: In diesem Bereich bildet sich weiterhin eine Kármánsche Wirbelstraße mit einer bevorzugten Frequenz aus. Im Gegensatz zu vorher sind die Wirbel in der Nachlaufzone nicht lange stabil und zerfallen rasch in der turbulenten Nachlaufströmung.
- $Re > 10^5 - 1,3 \cdot 10^5$: Bei genügend großen Reynoldszahlen bildet sich kein geordnetes System von Wirbeln mehr aus. Es entsteht eine turbulente Nachlaufzone von Wirbeln, die ganz rapide in der Strömung zerfallen.

Die in dieser Arbeit interessierende und für den Sensor genutzte Form der Wirbelbildung nach einem Körper begrenzt sich im Wesentlichen auf die Kármánsche Wirbelstraße, auf die der Abschnitt 2.2.6 ausführlich eingehaut.

2.2.5 Strömungswiderstand

Ein Körper, der sich relative zu einem Fluid bewegt, erfährt einen *Strömungswiderstand* entgegengesetzt zu seiner Bewegung. Das ist der Kraft, die aufgewendet werden muss, um den Körper durch das Fluid zu bewegen. Der Strömungswiderstand F_w berechnet sich mit folgender Formel:

$$F_w = C_w \cdot \rho \frac{v^2}{2} A, \quad (2.18)$$

mit der größten Querschnittsfläche A senkrecht zur Strömungsrichtung. C_w ist ein dimensionsloser Proportionalitätsfaktor, der als *Widerstandsbeiwert* bezeichnet wird. In der Regel ist C_w eine Funktion der Reynoldszahl. Die Widerstandskraft F_w setzt sich aus zwei Anteilen zusammen, dem *Formwiderstand*, gegeben durch die Druckverteilung, und dem *Reibungswiderstand*, hervorgerufen durch die Schubspannungen an der Oberfläche des Körpers [11]. Zu welchem Grad der Gesamtbetrag von F_w durch die jeweilige Komponente beeinflusst wird ist eng mit der Körperform verbunden.

Körperform			Druckkompo-nente	Schubspan-nungskompo-nente
gestreckte Körpertypen	Längsgestellte Platte		0%	100%
	Stromlinien-förmig (gestreckt)		≈10%	≈90%
gedrungene Körpertypen	Kreiszylinder		≈90%	≈10%
	Quergestellte Platte		100%	0%

Abbildung 2.13: Einfluss der Körperform auf die Druck- bzw. Schubspannungskomponente des Strömungswiderstandes [11].

Während bei einem eher gestreckten Körper, der Parallel zur Strömungsrichtung ausgerichtet ist (wie z.B. eine dünne Platte), zum großen Teil der Reibungswiderstand wirksam ist, besteht der Widerstand eines eher stumpfen Körpers (wie z.B. eines Kreiszylinders) hauptsächlich aus dem Formwiderstand (siehe Abb. 2.13). Je größer der Formwiderstand eines Körpers ist, desto stärker treten die Strömungsablösung in der Grenzschicht und die Wirbelbildung nach dem Körper auf.

2.2.6 Kármánsche Wirbelstraße

Das Phänomen der Entstehung der alternierenden Wirbel nach einem Hindernis in einer Strömung wird die *Kármánsche Wirbelstraße* genannt. Diese Wirbel haben entgegengesetzte Drehrichtung und lösen sich paarweise (wegen Drehimpulserhaltung) mit einer bestimmten Frequenz abwechselnd rechts und links vom Körper ab und schwimmen mit der Strömung fort.

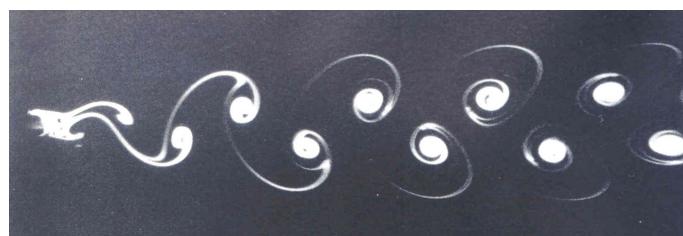


Abbildung 2.14: Kármánsche Wirbelstraße bei $Re = 10^5$ [12].

Als ein klassisches Beispiel zeigt die Abbildung 2.14 die Wirbelstraße nach einem Kreiszylinder.

Auch in der Natur können gelegentlich derartige Formationen von Wirbeln in Wolkenfeldern beobachtet werden. Sie entstehen in der Regel im Windschatten hoch aufragender Berge auf Inseln. Abbildung 2.15 zeigt das Satellitenbild von einer solchen Wirbelstraße, die hinter der Insel Jan Mayan in einem Wolkenfeld entstanden ist.



Abbildung 2.15: (a) Satellitenbild von einer Wirbelstraße hinter der Insel Jan Mayen [13]. (b) Insel Jan Mayen [14].

Historisch betrachtet wurde das Ablösen von Wirbeln an der Rückseite von quer angestromten Körpern seit alten Zeiten beobachtet. Im fünfzehnten Jahrhundert beobachtete *Leonardo da Vinci* Wirbel, die in einem Fluss nach einem Hindernis entstehen und hat seine Beobachtungen mit Skizzen festgehalten (siehe Abb. 2.16).



Abbildung 2.16: Beobachtungen von Leonardo da Vinci von Wirbeln nach einem Hindernis in einem Fluss [15].

Der nächste bedeutsame Schritt zur Charakterisierung dieses Phänomens wurde im Jahre 1878 durch *Strouhal* gemacht. Er beobachtete Drähte, die im Wind durch Wirbelbildung

in Schwingungen geraten und dadurch akustische Töne erzeugen. Dabei könnte er feststellen, dass die Frequenz dieser Töne proportional zur Windgeschwindigkeit geteilt durch den Drahtdurchmesser ist [16].

Ein Jahr später entdeckt *Lord Rayleigh* periodisch schwankenden Auftrieb senkrecht zur Anströmungsrichtung, der durch Wirbelablösung entsteht [17].

Die analytische Beschreibung der periodischen Wirbelbildung nach einem Hindernis wurde aber erst im Jahre 1911 von dem ungarischen Ingenieur und Mathematiker *Théodore von Kármán* durchgeführt [18]. Ihm zu Ehren wird dieses Phänomen *Kármánsche Wirbelstraße* genannt. Er hat sich unter anderem damit befasst, unter welchen Bedingungen derartige Wirbelformationen stabil sein können. Seine Stabilitätsrechnungen haben ergeben, dass es nur eine einzige stabile Anordnung der Wirbel geben kann, bei welcher zwei parallele geradlinige Wirbelreihen, gebildet aus Wirbeln mit entgegengesetztem Drehsinn, versetzt zueinander angeordnet sind [19]. Die Anordnung ist in Abbildung 2.17 dargestellt.

Für die stabile Teilung der Wirbel berechnete v. Kármán das Teilungsverhältnis $\frac{h}{l}$:

$$\frac{h}{l} = 0,28. \quad (2.19)$$

Dabei ist h der Abstand zwischen zwei parallelen Wirbelreihen und l der Wirbelabstand in einer Reihe in Strömungsrichtung (siehe Abb. 2.17).

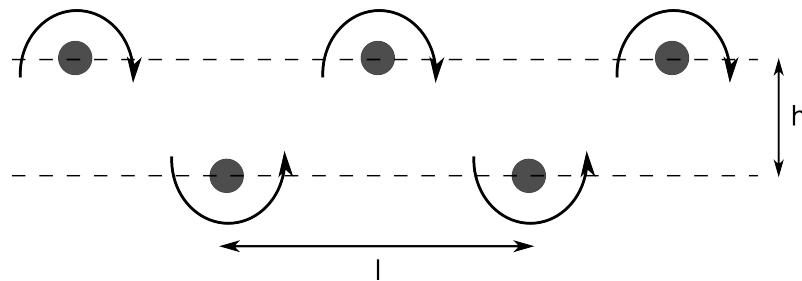


Abbildung 2.17: Konfiguration einer stabilen Wirbelformation hinter einem Störkörper nach von Kármán durchgeführten Stabilitätsrechnungen mit $\frac{h}{l} = 0,28$.

Die Frequenz der Wirbelablösung f ist direkt proportional zur Anströmungsgeschwindigkeit v und ist gegeben durch:

$$f = St \frac{v}{d}, \quad (2.20)$$

d ist die Breite des Störkörpers und St ist eine dimensionslose Größe, die sogenannte *Strouhalzahl*.

Der Wert der Strouhalzahl hängt von der Geometrie des Körpers und von der Reynoldszahl ab. Für eine bestimmte Körperform ist diese Zahl aber in einem weiten Bereich von Reynoldszahl nahezu konstant. Die Abbildung 2.18 zeigt die Abhängigkeit der Strouhalzahl von der Reynoldszahl für Kármánsche Wirbelstraßen nach einem Kreiszylinder.

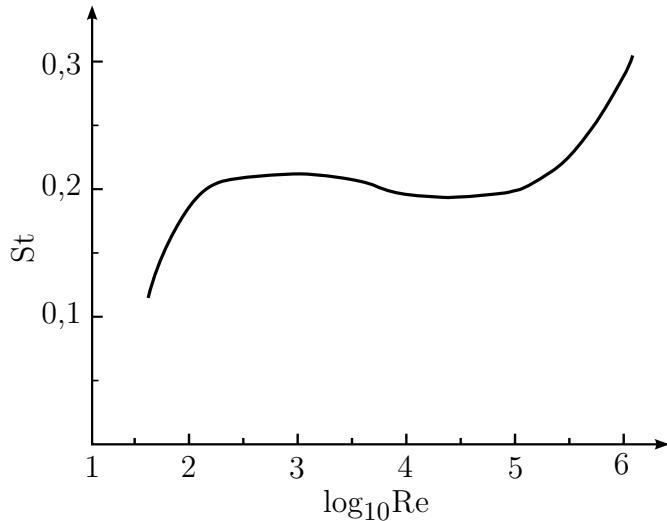


Abbildung 2.18: Strouhalzahl eines Kreiszylinders als Funktion der Reynoldszahl, nach [10, 20].

Die ersten umfangreichen Messungen der Strouhalzahl wurden von *A. Roshko* durchgeführt [21, 22]. Nach seiner Arbeit wurde die Abhängigkeit der Strouhalzahl von der Reynoldszahl für unterschiedliche Störkörper-Geometrien und Reynoldszahl-Bereiche von einer ganzen Reihe von Forschern ermittelt [23, 24, 25, 26, 27].

Die Entstehung von Wirbeln nach einem Hindernis in Form einer Kármánschen Wirbelstraße wurde seit den 50er Jahren für die Durchflussmessung ausgenutzt [20]. Ist die Strouhalzahl bekannt, kann man durch das Bestimmen der Wirbelablösefrequenz auf die Strömungsgeschwindigkeit schließen.

Auf die Durchflussmessung basiert auf dem Prinzip der Kármánschen Wirbelstraße (Vortex-Durchflussmesser) wird im Abschnitt 2.5 näher eingegangen.

2.3 MEMS-basierte thermische Durchflusssensoren

Flusssensoren dienen zur Erfassung des Durchflusses von Gas- und Flüssigkeitsströmungen. In vielen Anwendungsbereichen ist die Bestimmung der Flussrate eine wichtige und unverzichtbare Anforderung. Je nach Bauart kann mit einem Volumen-Durchflusssensor der Volumenstrom (strömendes Volumen pro Zeit) oder mit einem Massen-Durchflusssensoren der Massenstrom (strömende Masse pro Zeit) erfasst werden.

Neben den schon seit längerer Zeit erhältlichen Durchflusssensoren in klassischer makroskopischer Bauart kommen zunehmend MEMS-basierte Mikrodurchflusssensoren auf den Markt.

Diese werden in vielen Anwendungsbereichen, z.B. in der Automobiltechnik, der Klima- und Gebäude-Technik, der Produktionstechnik und der Medizintechnik verwendet [28, 29].

MEMS-basierten Strömungssensoren haben Vorteile auf Grund ihrer kleinen Baugröße sowie der damit verbundenen Kostenersparnis. Auch die Leistungsaufnahme ist im Regelfall geringer als bei klassischen Sensoren. Ferner haben sie das Potenzial zu höheren Empfindlichkeiten und kürzeren Ansprechzeiten [28, 30, 31].

Aufgrund einer Vielzahl an Flusssensoren, die auf thermischen Prinzipien basieren, unterscheidet man zwischen thermischen und nicht-thermischen Flusssensoren. Die in der Literatur am häufigsten vorkommenden nicht-thermischen Flussmesser sind die sogenannten Drag Force Sensoren, Pressure Drop Sensoren bzw. Coriolis Sensoren [30, 32].

Da in der vorliegenden Arbeit ein Sensor basierend auf dem thermischen Prinzip vorgestellt wird, wird im Folgenden den Fokus auf die thermischen Strömungssensoren gelegt.

Der erste mikromechanische thermische Flusssensor, basierend auf Silizium-Technologie, wurde im Jahre 1974 von van Putten und Middelhoek präsentiert [33]. Danach wurde von internationalen akademischen Einrichtungen und der Industrie eine Vielzahl von thermischen Mikro-Flusssensoren mit unterschiedlichen Materialien und Designs und für verschiedene Fluide und Anwendungen entwickelt. Für eine Übersicht über die in der Literatur vorgestellten MEMS-basierten thermischen Durchflusssensoren wird auf [4, 30, 31, 32] verwiesen.

Das thermische Prinzip basiert auf der konvektiven Wärmeübertragung eines elektrisch beheizten Widerstandes in das vorbeiströmende Fluid, welche in Abhängigkeit der Flussrate zum Abkühlen des Heizers führt und somit elektrisch erfasst werden kann. Da der konvektive Wärmetransport direkt proportional zum Massenfluss ist, handelt es sich bei diesen Sensoren um Massenflusssensoren. Es gibt prinzipiell drei verschiedene Arten von thermischen Flusssensoren:

- Hitzdraht- bzw. Heißfilmsensoren (thermische Anemometer)
- Kalorimetrische Sensoren
- Time-of-Flight Sensoren

Ein thermisches Anemometer nutzt als Messeffekt die Abkühlung, die die Oberfläche eines temperaturabhängigen Heizwiderstandes in einem kälteren strömenden Medium erfährt. Die durch Konvektion abgetragene Wärmemenge (\dot{Q}_K) wächst mit steigender Flussrate. In der einfachsten Ausführung besteht ein Anemometer aus einem thermisch isolierten Heizelement, das gleichzeitig auch als Messelement dient (siehe Abb. 2.19). Dieses Element ist im Falle eines Hitzdrahtes ein dünner Draht (typischerweise mit einem Durchmesser von $2,5 - 10 \mu\text{m}$), der zwischen zwei Zinken (Prongs) freischwebend aufgespannt ist. Im Falle eines Heißfilmsensor ist das Heizelement ein Dünnschichtwiderstand (typischerweise mit einer Dicke von ein paar hundert Nanometer), der auf einer dünnen Membran aufgebracht ist. Im Abschnitt 2.4 wird auf die Funktionsweise von thermischen Anemometern näher eingegangen.

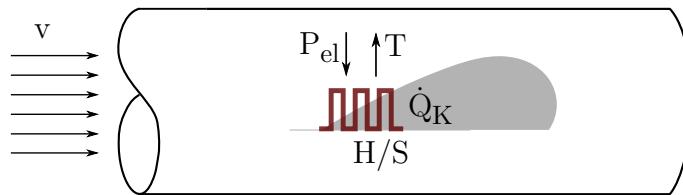


Abbildung 2.19: Messprinzip eines thermischen Anemometers.

Die kalorimetrischen Flusssensoren nutzen als Messeffekt die Erwärmung, die das Fluid beim Vorbeiströmen an einem Heizelement erfährt. In den meisten Realisierungsformen besteht der Sensor aus einem Heizer und zwei Temperatursensoren, die symmetrisch vor und hinter dem Heizer innerhalb der thermischen Grenzschicht des Heizelementes angeordnet sind (siehe Abb. 2.20). Ausgewertet wird die Asymmetrie des Temperaturprofils um das Heizelement, welches aufgrund einer Fluidbewegung verursacht wird.

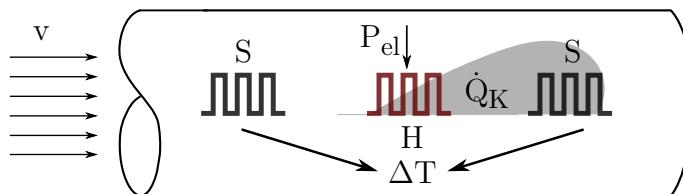


Abbildung 2.20: Messprinzip eines thermischen Kalorimeters.

Die Time-of-Flight Sensoren messen die Zeit, die ein durch einen Wärmepuls geheizter Fluidbereich zum Zurücklegen einer bekannten Laufstrecke benötigt. Dabei wird durch Anlegen eines Spannungs- bzw. Stromimpulses an einem Heizelement ein Hitzepaket erzeugt, welches von dem umströmenden Fluid weitergetragen wird (siehe Abb. 2.21).

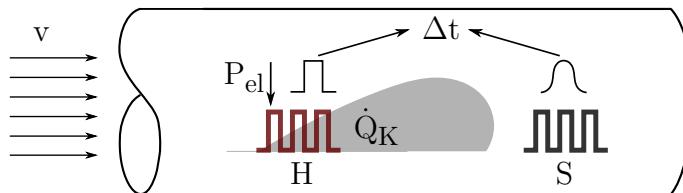


Abbildung 2.21: Messprinzip eines thermischen Time-of-Flight Sensors.

Die Zeit, die dieser Wärmepuls benötigt, um den stromabwärts vom Heizer liegenden Temperatursensor zu erreichen, ist ein Maß für die Strömungsgeschwindigkeit.

Mit einem thermischen Anemometer kann in der Regel ein großer Strömungsbereich mit hoher Genauigkeit gemessen werden. Seine Empfindlichkeit wird allerdings zu höheren Flussraten hin geringer, von Vorteil ist dagegen eine sehr schnelle Reaktionszeit auf Geschwindigkeitsänderungen. Nachteilig ist auch seine Empfindlichkeit gegenüber Temperaturschwankungen des Fluids, so dass diese gesondert miterfasst und kompensiert werden müssen. Die Strömungssensoren, die nach dem kalorimetrischen Prinzip arbeiten, weisen eine sehr gute Empfindlichkeit bei der Messung sehr langsamer Strömungen auf, gehen jedoch bei steigenden Fluidgeschwindigkeiten relativ schnell in die Sättigung. Da hierbei eine Temperaturdifferenz als Messwert ausgewertet wird, ist eine zusätzliche Temperatur erfassung des Fluids nicht erforderlich. Zudem kann mit dieser Anordnung zusätzlich auch die Richtung der Strömung bestimmt werden.

Bei den mikromechanischen thermischen Durchflusssensoren kann die Strömungsgeschwindigkeit, Abhängig von der Heizungsregelungsmethode, nach zwei Schaltungsvarianten ermittelt werden. Entweder bestimmt man den Temperaturabfall des Heizelementes bei konstanter Heizleistung bzw. konstantem Heizstrom oder die Heizleistung zur Aufrechterhaltung einer konstanten Temperatur des Heizwiderstandes. Abhängig von der Art des Sensors und der ausgewählten Heizungsregelung ergeben sich vier Betriebsarten. In Abbildung 2.22 sind die verschiedenen Regelungs- und Auswertungsmöglichkeiten und deren typische Kennlinien zusammengefasst dargestellt. Je nach der Art der Anwendung, des Strömungsmediums und des Messbereiches wird die entsprechende Betriebsart für die Messung ausgewählt.

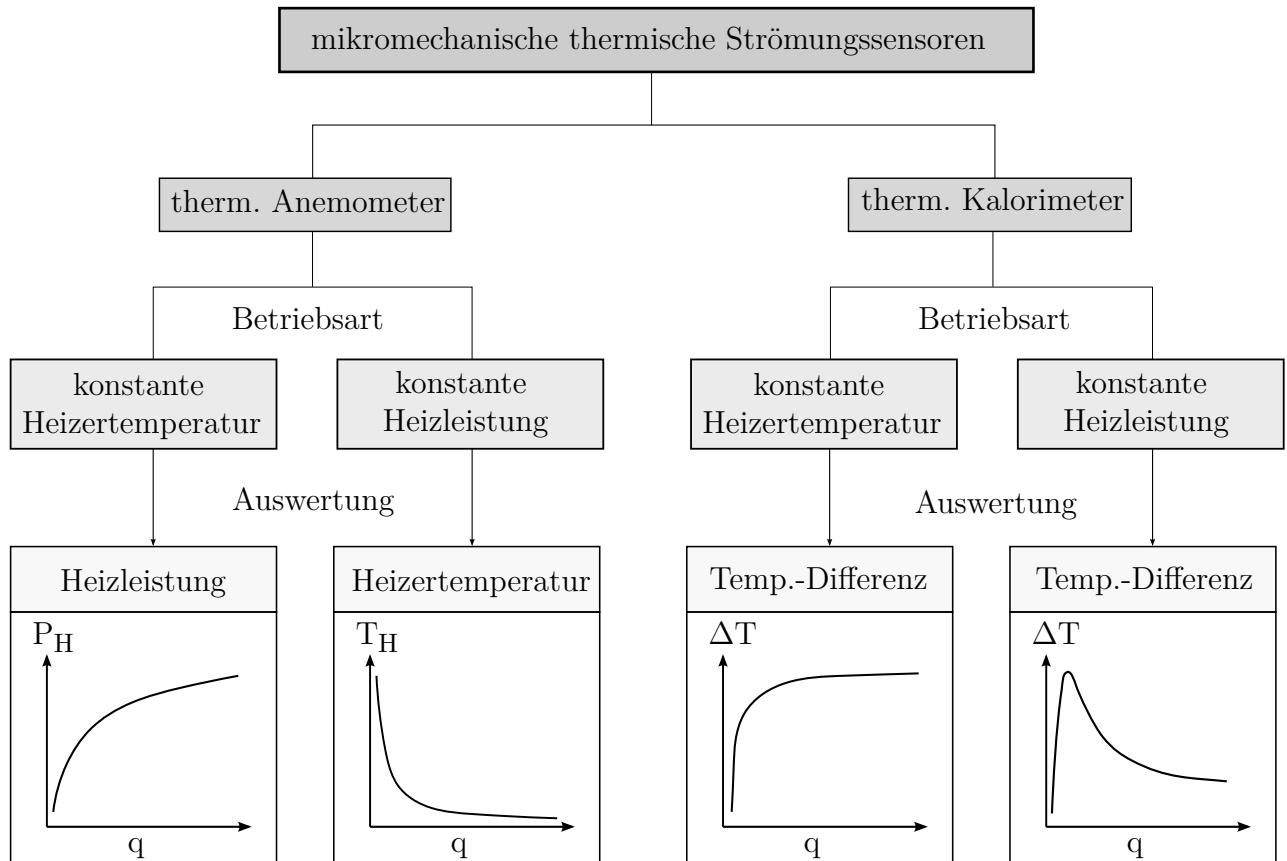


Abbildung 2.22: Unterschiedliche Betriebsarten für thermische Anemometer und Kalorimeter und deren typische Kennlinien im Vergleich, nach [34].

Die thermischen Flusssensoren können weiterhin nach ihrem Messprinzip der Temperatur in verschiedene Typen eingeteilt werden. Dabei werden in der Literatur vier Sensortypen vorgestellt [29, 32]. Thermoresistive Sensoren verwenden als Messelement einen Dünnschichtwiderstand. Thermoelektrische Sensoren erfassen thermische Änderungen mit Thermoelementen, die zu Thermosäulen (thermo piles) zusammengeschaltet werden können. In thermoelektronischen Sensoren werden hingegen Dioden und Transistoren als Messelement eingesetzt während Frequenzanaloge Sensoren auf der Temperaturabhängigkeit des Schwingungsverhaltens mechanischer Funktionselemente, wie Biegebalken oder Membranen, basieren. Beispiele für diese unterschiedlichen Sensortypen sind in [32] zu finden.

Der in der vorliegenden Arbeit vorgestellte Sensor ist ein auf Siliziumbasis hergestellter thermoresistiver Heißfilm-Anemometer mit Dünnschicht-Platinwiderstandsstruktur, deren temperaturabhängige Änderung des elektrischen Widerstands in einem Konstant-Temperatur-Modus als Messeeffekt ausgewertet wird. Der nächste Abschnitt beschäftigt sich mit den Grundlagen der Durchflussmessung mittels thermischer Anemometer.

2.4 Grundlagen der Durchflussmessung mittels thermischer Anemometer

2.4.1 Thermische Anemometrie

Fließt ein elektrischer Strom durch einen Dünnschichtwiderstand, wird in der Schicht Wärme erzeugt (*Joulesche Erwärmung*). Durch die Umströmung dieses elektrisch beheizten Widerstandes findet ein Wärmetransport in das Strömungsmedium statt, welcher in Abhängigkeit von der Flussrate zum Abkühlen des Heizers führt. Die *thermische Anemometrie* beruht auf der elektrischen Detektion von Änderungen im Wärmeübergang dieses Heizelementes, in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit. Mit anderen Worten ist diese Methode ein indirektes Verfahren zur Messung von Strömungsgeschwindigkeiten, mit dem die Geschwindigkeitsabhängige Wärmeabgabe von einem beheizten Körper an das ihn umgebende Strömungsmedium elektrisch erfasst wird.

2.4.2 Das King'sche Gesetz

Schon zu Beginn des 20. Jahrhunderts war bekannt, dass ein elektrisch erwärmter Draht durch eine Luftströmung gekühlt wird und die Stärke der Kühlung mit der Strömungsgeschwindigkeit korreliert [35]. Die ersten systematischen Untersuchungen hierzu sind 1914 von *L. V. King* sowohl theoretisch als auch experimentell durchgeführt worden [36]. In seiner für die thermische Anemometrie grundlegenden Arbeit fand er einen Zusammenhang zwischen

dem Wärmeverlust ($Q_{\text{Wärmeverlust}}$) eines unendlich langen beheizten angeströmten Zylinders (Hitzdraht) und der Luftströmungsgeschwindigkeit v . Das nach ihm benannte *King'sche Gesetz* lautet:

$$I^2 \cdot R_S = (A + Bv^n)(T_S - T_F), \quad (2.21)$$

mit I dem Heizstrom und R_S dem elektrischen Widerstand der Sonde. A , B und n sind Parameter, die sowohl von der Temperatur (T_F) und den physikalischen Eigenschaften des Fluids als auch von der Temperatur (T_S) und Dimension des Drahtes abhängig sind.

Dieses King'sche Gesetz kann aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik, nämlich dem Energieerhaltungssatz, unter Anwendung der Theorie des Wärmetransports wie folgt hergeleitet werden:

Für einen dünnen elektrisch beheizten Draht oder Film, der durch eine Strömung gekühlt wird, erhält man aus der Energiebilanz im thermischen Gleichgewichtzustand:

$$W = \frac{dE}{dt} + H, \quad (2.22)$$

mit

- W der zugeführten Jouleschen Wärmeleistung = P_{el}
- E der im Draht gespeicherten thermischen Energie
- H der an die Umgebung abgeführten Wärme = $Q_{\text{Wärmeabf}}\ddot{\text{u}}\text{hr}$

Im stationären Zustand, wobei $\frac{dE}{dt}$ gleich Null ist, ist die dem Heizelement zugeführte elektrische Leistung in Form der Jouleschen Erwärmung P_{el} gleich der vom Heizelement an die Umgebung abgeführten Wärmeleistung H :

$$P_{\text{el}} = I^2 \cdot R_S = Q_{\text{Wärmeabf}}\ddot{\text{u}}\text{hr}. \quad (2.23)$$

Der Gesamtwärmeverlust in Folge von Wärmetransportmechanismen setzt sich aus Verlusten durch Konvektion Q_K , Wärmeleitung Q_L und Strahlung Q_S zusammen (vgl. Abschnitt 2.1):

$$Q_{\text{Wärmeabf}}\ddot{\text{u}}\text{hr} = Q_K + Q_L + Q_S. \quad (2.24)$$

Für eine freistehende Sonde, die eine Übertemperatur von nur einigen 10 K über der Fluidtemperatur aufweist, können die Wärmeleitung und Wärmestrahlung vernachlässigt werden, sodass die erzwungene Konvektion dominiert [37]. Diese lässt sich nach Gleichung 2.3 wie folgt berechnen:

$$\dot{Q}_K = h \cdot A \cdot (T_S - T_F). \quad (2.25)$$

Ersetzt man, gemäß dem in Gleichung 2.6 dargestellten Verhältnis, die Wärmeübergangszahl h mit der Nusselt-Zahl Nu , ergibt sich für Gleichung 2.25:

$$\dot{Q}_k = Nu \cdot \frac{\lambda_F}{L} \cdot A(T_S - T_F). \quad (2.26)$$

Beim Wärmeverlust einer stromdurchflossenen Sonde in Form einer erzwungenen Konvektion wird für die Nusselt-Zahl folgende allgemeine Beziehung in der Literatur vorgeschlagen [7, 37]:

$$Nu = A_0 Pr^l + B_0 Pr^m \cdot Re^n = A_1 + B_1 Re^n, \quad (2.27)$$

mit Pr und Re der Prandtl-Zahl bzw. Reynoldszahl (vgl. Abschnitt 2.1.2 und 2.2.2). Wird die Nusselt-Zahl in der oben angegebenen Form in Gleichung 2.26 eingesetzt, lässt sich die Wärmeabgabe $\dot{Q}_{\text{Wärmeabf}\ddot{\text{u}}\text{r}}$ wie folgt berechnen:

$$\dot{Q}_{\text{Wärmeabf}\ddot{\text{u}}\text{r}} = (A_1 + B_1 Re^n) \left(\frac{\lambda_F}{L} \right) A (T_S - T_F) = (A + B v^n) (T_S - T_F). \quad (2.28)$$

Wird nun Gleichung 2.28 in Gleichung 2.23 eingesetzt, bekommt man für die vereinfachte Energiebilanz am Heizelement:

$$I^2 R = (A + B v^n) (T_S - T_F). \quad (2.29)$$

Dies bestätigt das in Gleichung 2.21 angegebene King'sche Gesetz.

In seiner modifizierten Form lautet das King'sches Gesetz :

$$U^2 = A + B v^n. \quad (2.30)$$

Dies ist die fundamentale Gleichung, die zur Kalibrierung von Hitzdraht- und Heißfilm-Anemometer verwendet wird. Hierbei ist U die elektrische Spannung am Heizelement und A , B und n sind Kalibrierungskonstanten.

2.4.3 Realisierung von thermischer Isolierung

Bei einem thermischen Anemometer wird die vom Heizelement erzeugte Joulesche Wärme entweder durch Konvektion an das Fluid übertragen (Q_K) oder durch Wärmeleitung in das Substrat abgeleitet (Q_L):

$$R_{\text{Heizer}} \cdot I_{\text{Heizer}}^2 = Q_K + Q_L. \quad (2.31)$$

Ein zentraler Faktor beim Design eines thermischen Anemometers besteht darin, die durch Wärmeleitung verursachten Wärmeverluste in das Substrat zu minimieren. Dies trägt wesentlich zur Erhöhung der Empfindlichkeit und Leistung des Sensors bei. Um das zu erreichen, muss der Heizer vom Rest des Sensorelementes thermisch isoliert werden.

Mikrostrukturierte auf Silizumbasis hergestellte thermische Anemometer reichen bis in die frühen 1970er Jahre zurück [29, 32, 33]. Eines der ersten und einfachsten Ausführungen für ein Heißfilm-Anemometer, beschrieben in [28, 33, 38], besteht aus einem auf einem Siliziumsubstrat abgeschiedenen Dünnschichtwiderstand. Das Anordnen der Heizerstruktur direkt auf dem Siliziumsubstrat hat einen großen Nachteil, was sofort ersichtlich ist: Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Silizium von ca. 150 W/mK sind die Wärmeleitung zum Substrat und der damit verbundene Wärmeverlust groß. Um dieses Problem zu überwinden, muss die Widerstandsschicht auf eine thermisch isolierende Struktur aus einem Material mit relativ geringer Wärmeleitfähigkeit aufgebracht werden. Um dieses Ziel zu erreichen, bietet die Silizium-Bulk-Mikromechanik die Möglichkeit, thermisch isolierte Strukturen wie Mikrocantilever, Mikrobrücken oder Membranen herzustellen. Diese Strukturen dienen als mechanischer Träger für die Heizelemente.

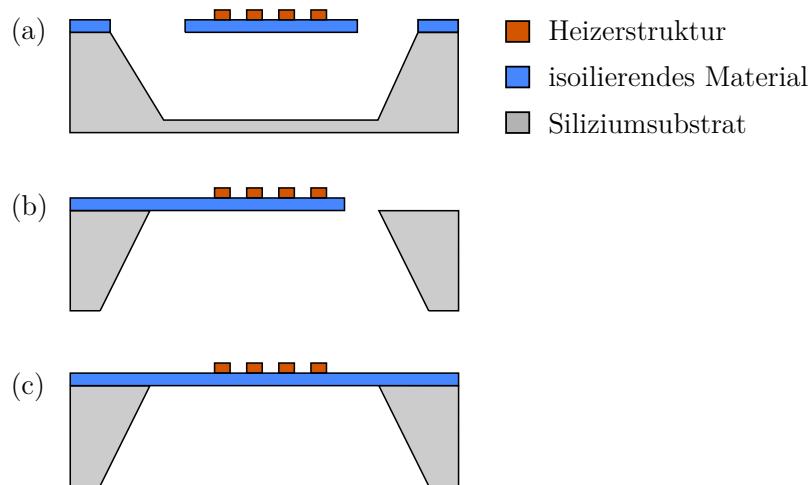


Abbildung 2.23: Die drei häufigsten Realisierungsformen von thermisch isolierten MEMS-Strukturen: (a) Brücke, (b) Cantilever und (c) Membran.

Abbildung 2.23 zeigt den Querschnitt der drei häufigsten Realisierungsformen von thermisch isolierten Strukturen bei mikrobearbeiteten thermischen Durchflusssensoren. Während die in Abb. 2.23-a gezeigte Brücken-Struktur durch anisotropes Ätzen des Siliziumsubstrats von der Vorderseite des Wafers hergestellt wird, entstehen die in Abbildung 2.23-b und 2.23-c dargestellten Cantilever- und Membran-Strukturen durch anisotropes Ätzen von der Waferrückseite (für detaillierte Informationen zum anisotropes Ätzverfahren siehe Abschnitt 4.1.4). Zur besseren Veranschaulichung zeigt Abbildung 2.24 die dreidimensionalen Strukturen mit thermisch isolierenden Bereichen, die durch selektives Ätzen des Siliziumsubstrates erzeugt wurden.

Mehrere thermische Durchflusssensoren unter Verwendung der oben genannten Strukturen wurden in der Literatur beschrieben. Beispiele für Sensoren, die auf einem Membran-Design

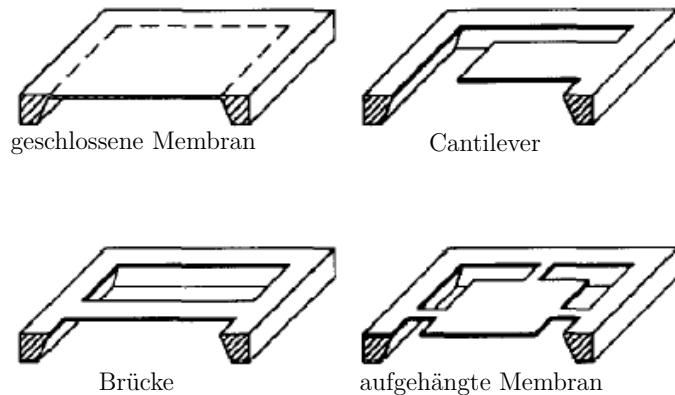


Abbildung 2.24: Dreidimensionale mikrobearbeitete Strukturen mit thermisch isolierenden Bereichen, aus dem Englischen nach [39].

basieren, wurden in [40, 41, 42, 43, 44, 45] vorgestellt. Der Ansatz der Brückenstruktur wurde von [46, 47, 48] angewendet. Beispiele für die Mikrocantilever-basierten thermischen Durchflusssensoren finden sich in [30, 49, 50, 51] und die Technik der aufgehängten Membranen wurde in [52] präsentiert.

Wegen der relativ einfachen Realisierung einer geschlossenen Membran in einem anisotropen Ätzschritt und auch aus Stabilitätsgründen wird diese Struktur in der Praxis am häufigsten verwendet.

2.4.4 Auswahl der Materialien

Membranmaterial

Als thermisch isolierende Schicht in Mikrotechnologie werden am häufigsten Siliziumnitrid und seltener Siliziumdioxid verwendet. Daneben kommen auch Polyimid und poröses Silizium vor. In Tabelle 2.2 ist die Wärmeleitfähigkeit (λ) dieser Materialien aufgeführt. Siliziumnitrid (Si_3N_4) erweist sich besonders geeignet als thermischer und elektrischer Isolator, da es auch in Bezug auf Festigkeit und Spannungszustand (leichte Zugspannung) Vorteile gegenüber den anderen Materialien aufweist [40, 41, 43, 52, 53, 54]. Die Wärmeleitfähigkeit einer dünnen Membran aus Si_3N_4 beträgt $2,1 \text{ W/mK}$ [55] und ist damit um fast zwei Größenordnungen geringer als die Wärmeleitfähigkeit von Silizium (150 W/mK) [56].

Heizermaterial

Fast alle thermischen Anemometer verwenden einen elektrischen Widerstand als Heizelement. An dessen Material müssen einige wichtige Forderungen hinsichtlich seiner physikalischen Eigenschaften gestellt werden. Als erstes spielt der Wert des Temperaturkoeffizienten des Widerstandes (TCR - temperature coefficient of resistance) eine zentrale Rolle. Die Empfindlichkeit des Heizers gegenüber der durch Konvektion verursachten Temperaturänderung

Tabelle 2.2: Thermische Leitfähigkeit möglicher Membranmaterialien für thermische Isolierung eines MEMS-basierten thermischen Anemometers. Zum Vergleich, Silizium hat eine thermische Leitfähigkeit von ca. 150 W/mK.

Material	λ (W/mK)	Referenz
Siliziumnitrid	2,1 - 4,5	[55, 57, 58]
Siliziumdioxid	1,1 - 1,4	[59, 60]
Poröses Silizium	1,2 - 1,8	[61]
Polyimid	0,1 - 0,3	[62]

ist direkt proportional zum TCR des Heizwiderstandes. Demzufolge, zum Erreichen einer hohen Empfindlichkeit des Sensors, muss ein Material mit hohem Temperaturkoeffizient ausgewählt werden.

Eine zweite vom Heizelement zu erfüllende Forderung ist eine möglichst kleine elektrische Leitfähigkeit bzw. ein großer spezifischer elektrischer Widerstand. Da bei einem thermischen Anemometer letztendlich die temperaturbedingte Widerstandsänderung detektiert wird, erhöht ein höherer Nennwiderstand die Empfindlichkeit des Sensors [29]. Zudem ermöglicht ein hoher spezifischer Widerstand das Erwärmen des Heizers mit relativ geringer Stromaufnahme [4].

In Tabelle 2.3 sind Temperaturkoeffizient und spezifischer Widerstand verschiedener Metalle, die als Heizwiderstand in thermischen Durchflusssensoren verwendet werden, aufgelistet.

Tabelle 2.3: Temperaturkoeffizient (α) und spezifischer Widerstand (ρ) verschiedener Metalle, die als Heizwiderstand in thermischen Durchflusssensoren verwendet werden [29].

Material	TCR, α ($10^{-4}/\text{K}$)	ρ ($10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$) bei 20°C
Aluminium	42,0	2,69
Kupfer	43,0	1,67
Gold	39,0	2,30
Platin	39,2	10,6
Nickel	68,1	6,84
Silber	41,0	1,63
Wolfram	46,0	5,50

2.4.5 Betriebsmodi eines thermischen Anemometers

Wie schon oben erwähnt, basiert der Messeffekt bei einem thermischen Anemometer auf die durch Strömung abgeführte Heizleistung. Je mehr Wärmeenergie abgeführt wird, desto kühler wird das Heizelement bei gleichbleibender Heizleistung, bzw. desto mehr Leistung wird benötigt, um die Temperatur des Heizwiderstandes aufrecht zu erhalten. Somit ergeben sich zwei folgende wichtigen Betriebsarten für die Strömungsmessung:

- CCA = Constant Current Anemometry (Konstant-Strom-Betrieb)
- CTA = Constant Temperature Anemometry (Konstant-Temperatur-Betrieb)

Die elektrische Erfassung der durch Änderung der Strömungsgeschwindigkeit bedingten Temperatur- und damit Widerstandsänderungen erfolgt dadurch, dass das Heizelement einen Brückenzweig einer Wheatstone-Brücke bildet. Je nach Verschaltung der Wheatstone-Brücke kann eine Messung in Konstant-Strom- oder Konstant-Temperatur-Modus durchgeführt werden.

CCA-Modus

Bei der Konstant-Strom-Anemometrie wird die Wheatstone-Brücke mit konstantem elektrischen Strom gespeist. Die durch die Strömung bewirkte Widerstandsänderung des Heißfilmes bringt die Brücke aus dem Gleichgewicht und führt zu einer messbaren Ausgangsspannung, die verstärkt und angezeigt als Maß für die Strömungsgeschwindigkeit verwendet wird.

Ein großer Nachteil des CCA Modus ist die geringere Frequenzbandbreite, d.h. langsamere Ansprechzeit, die auf die Wärmekapazität des Heizwiderstandes zurückzuführen ist.

Zudem können bei der Messung relativ hoher Geschwindigkeiten in diesem Modus betriebs-technische Schwierigkeiten auftreten. Aufgrund der verstärkten Wärmeabfuhr an das strömende Fluid bei hohen Geschwindigkeiten muss der Speisestrom erhöht werden. Dies führt zwar zu einer erhöhten Empfindlichkeit des Drahtes, beinhaltet aber die Gefahr, dass bei plötzlicher Abnahme der Strömungsgeschwindigkeit der Heizwiderstand durchbrennt [63].

CTA-Modus

Bei der Konstant-Temperatur-Anemometrie wird das Heizelement mit Hilfe der Wheatstone'schen Brückenschaltung auf eine Übertemperatur von einigen 10K über die Fluidtemperatur aufgeheizt und mit Hilfe eines rückgekoppelten Operationsverstärkers auf dieser Temperatur konstant gehalten. Geschwindigkeitsänderungen in der Strömung haben Temperatur- bzw. Widerstandsänderungen des Heizers zu Folge, die zu einer Verstimmung der Messbrücke führen. Der Operationsverstärker liefert so viel Spannung nach, bis die Brücke wieder abgeglichen ist und damit die Übertemperatur konstant gehalten wird. Mit anderen Worten, wird so viel elektrische Leistung zugeführt, wie das strömende Medium dem Heizelement an Wärme

entzieht. Die dazu benötigte Heizleistung, bzw. die Ausgangsspannung des Rückkopplungsverstärkers wird als Maß für die Strömungsgeschwindigkeit verwendet.

Ein großer Vorteil dieser Betriebsart gegenüber dem CCA-Betrieb ist, dass hier die Wärmeträgheit des Heizwiderstandes durch schnelle elektronische Signalrückführung kompensiert wird, wodurch große Bandbreiten bzw. schnelle Ansprechzeiten realisiert werden können [63].

2.5 Vortex-Durchflussmesser

2.5.1 Messprinzip

Das Messprinzip eines Vortex-Strömungssensors (auch Wirbelzähler genannt) basiert auf dem im Abschnitt 2.2.6 beschriebenen Prinzip der Kármánschen Wirbelstraße. Es ist die Ablösung von Wirbeln nach einem Hindernis, platziert in einer Strömung (siehe Abb. 2.25).



Abbildung 2.25: Simulation einer Kármánschen Wirbelstraße, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics.

Die Ausbildung von Wirbeln findet ihre Ursache in der Viskosität von realen Fluiden. Wegen der Anwesenheit von Viskosität wächst die Grenzschicht an der Oberfläche des Hindernisses und löst sich dann vom Körper ab. Die Wirbelpaare mit gegenläufigen Drehsinn entstehen mit einer bestimmten Frequenz abwechselnd rechts und links vom Störkörper (engl. bluffbody), das normalerweise ein Zylinder ist, der senkrecht zur Strömungsrichtung angeordnet wird.

Sie entstehen an der Oberfläche des Störkörpers und wachsen schnell. Der Durchmesser der Wirbel nimmt zu, während sie sich stromabwärts vom Hindernis mit der Strömung bewegen und schließlich in einer gewissen Entfernung von ihrem Ursprung zerfallen.

Die Frequenz der vorbeilaufenden Wirbel ist bei gegebener Größe des Störkörpers direkt proportional zur Strömungsgeschwindigkeit v :

$$f = St \frac{v}{d} \quad (2.32)$$

Dabei ist d die Breite des Störkörpers und St die dimensionslose Strouhalzahl.

Der Wert der Strouhalzahl hängt im Allgemeinen von der Reynoldszahl ab. Der Verlauf der Strouhalzahl als Funktion der Reynoldszahl, der von vielen Forschern experimentell ermittelt wurde, ist in Abbildung 2.18 dargestellt. Daraus ist ersichtlich, dass die Strouhalzahl in

einem weiten Bereich der Reynoldszahl von $3 \cdot 10^2$ bis $1,5 \cdot 10^5$ nahezu konstant ist [20]. In diesem Bereich kann demzufolge die Strömungsgeschwindigkeit direkt durch Messung der Wirbelfrequenz bestimmt werden.

Da der Messrohrquerschnitt eines Wirbelzählers konstant ist, ergibt sich aus der ermittelten Wirbelablösfrequenz nach geeigneter Kalibrierung auch direkt der Volumenstrom Q_v .

Schon im Jahre 1954 hat *Roshko* auf die Machbarkeit der Verwendung von Wirbelstraßen als ein Prinzip zur Durchflussmessung hingewiesen [21]. Er war der erste, der die Entwicklung eines Durchflussmessers auf der Grundlage der dimensionslosen Strouhalzahl vorgeschlagen hat [22]. Der erste moderne Vortex-Strömungssensor zur Messung des Durchflusses in Rohrleitungen wurde im Jahre 1967 entworfen [20]. Anfang der neunziger Jahre kamen entwickelten viele kommerzielle Hersteller Vortex-Durchflussmesser und der Markt für diese Strömungssensoren begann schnell zu wachsen, vor allem aufgrund der hohen Genauigkeit, der großen Messspanne und der sehr guten Reproduzierbarkeit.

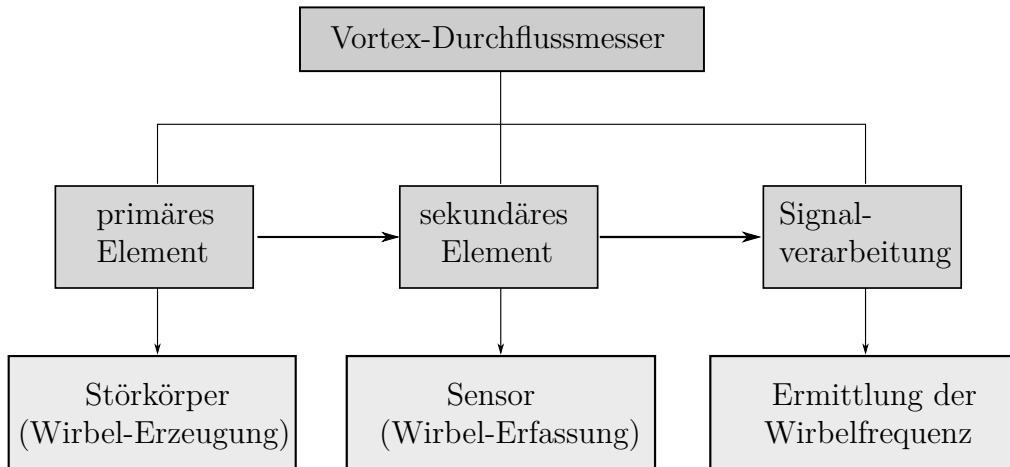


Abbildung 2.26: Das Funktionsdiagramm eines Vortex-Durchflussmessers.

Aus Sicht der Anwendung einer Kármánschen Wirbelstraße zur Durchflussmessung, ist das Konstantbleiben der Strouhalzahl in einem weiten Bereich der Reynoldszahl, verbunden mit einer Messspanne von bis zu 1:100, von größter Bedeutung. Ein weiterer grundlegender Aspekt in diesem Zusammenhang ist die Tatsache, dass das Phänomen der Wirbelablösung von den physikalischen Eigenschaften des Fluides wie Viskosität und Dichte unabhängig ist. Ein Vortex-Durchflussmessgerät ist auch gegenüber Temperatur und der chemischen Zusammensetzung des Fluids weitgehend unempfindlich [20].

Das Funktionsdiagramm eines Vortex-Durchflusssensors ist in Abbildung 2.26 dargestellt. Er besteht aus einem Störkörper zum Erzeugen der Wirbelstraße und einem Sensor-Element zum Erfassen der erzeugten Wirbel. Der Störkörper in einem gewissen Abstand stromaufwärts vom Sensor eingebracht (siehe Abb. 2.27). Ein Signalverarbeitungssystem wird benötigt, um aus den gewonnenen Sensorsignalen die Frequenz der Wirbelablösung zu ermitteln. Ist die Strouhalzahl bekannt, lässt sich nach Gleichung 2.32 anhand der gemessenen Frequenz der vorbeilaufenden Wirbel auf die Strömungsgeschwindigkeit bzw. auf den Volumenstrom schließen.

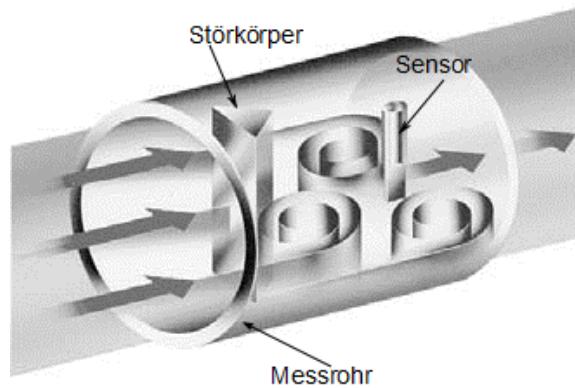


Abbildung 2.27: Bestandteile eines Vortex-Durchflussmessers [64].

Im Folgenden werden die Elemente eines Vortex-Durchflussmessers näher betrachtet.

2.5.2 Primäres Element - Der Störkörper

Die Kármánsche Wirbelstraße entsteht nach einem Hindernis, dem sogenannten Störkörper (auch Staukörper genannt). Der Störkörper ist das Herz jedes Vortex-Durchflussmessers. Er wird quer zur Strömung in der Mitte des Messrohrs angeordnet und erstreckt sich durch das Rohr. Die Wirbel, die am Störkörper erzeugt werden, sind die physikalische Basis beim Design eines Messgerätes. Dabei spielt die Hauptanforderung an den Störkörper, nämlich die Erzeugung von starken und regelmäßigen Wirbeln, eine zentrale Rolle.

Die Stärke und die Stabilität der Wirbel sowie der Reynoldszahl-Bereich, über den die Strouhalzahl konstant bleibt, sind durch die geometrischen Parameter des Störkörpers und seine Formgebung, definiert. Mit anderen Worten hängt die Qualität des Wirbelsignals sehr stark von der richtigen Gestaltung des Hindernisses ab.

Die Vortex-Durchflusssensoren zeichnen sich durch eine weitgehend lineare Kennlinie im gesamten Messbereich aus. Es ist eine Folge der Konstanz der Strouhalzahl über der Reynoldszahl, die eine lineare Umrechnung zwischen Wirbelablösefrequenz und Durchfluss (Linearität) gewährleistet (siehe Abb. 2.28).

Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, dass Probleme bei der Stabilisierung des Ablösepunktes der Grenzschicht zur Veränderungen in der Strouhalzahl führen, was eine Nichtlinearität des Messgerätes zu Folge hat (für detaillierte Information Über Grenzschichtablösung siehe Abschnitt 2.2.4).

Der erste moderne Wirbel-Durchflussmesser benutzte einen Kreiszylinder als Störkörper [20]. Auch danach wurden Kreiszylinder sehr häufig als Hindernis eingesetzt. Es hat sich aber für viele Anwendungen und Fälle im Laufe der Zeit herausgestellt, dass solch eine runde Geometrie vom Gesichtspunkt der stabilen Wirbelablösung nicht optimal ist.

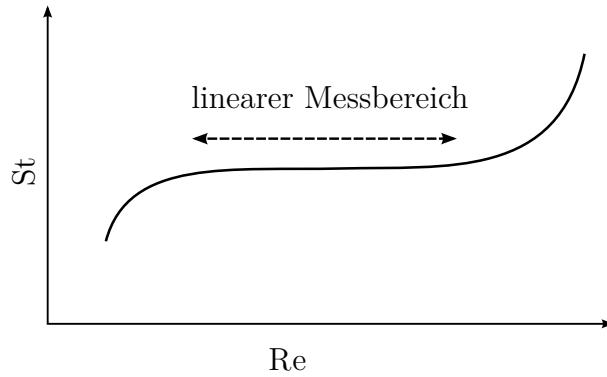


Abbildung 2.28: Darstellung des linearen Messbereichs eines Vortex-Durchflusssensors anhand der Abhängigkeit der Strouhalzahl von der Reynoldszahl.

Die Konstanz der Strouhalzahl und die Linearität des Vortex-Sensors erfordert, dass der Wirbelabl osepunkt an der Oberf ache des Störkörpers unabhängig von der Reynoldszahl fix ist. Um das zu realisieren soll das Hindernis scharfe Kanten haben. Durch die Schärfe der Abrisskante ist die Stelle des Wirbelabriess klar definiert [65]. Deswegen sind eckige Störkörper vorteilhaft im Vergleich zu runden.

Diese Erkenntnis beschränkt den Einsatz von Kreiszylindern als Wirbelabl oser beim Design von Vortex-Durchflusssensoren. Die späteren Ausführungen verwendeten überwiegend Störkörper mit scharfen Kanten. Es wurden in den wissenschaftlichen Arbeiten zahlreiche Formen von Störkörpern getestet mit dem Ziel, die oben genannten Anforderungen optimal zu erfüllen [23, 24, 25, 26, 66, 67, 68, 69]. Es wurden neben Einzelkörper auch andere Anordnungen wie Doppelk rper und Körper mit Spalt verwendet. In Abbildung 2.29 sind die Querschnitte herkömmlich verwendeter Formen dargestellt.

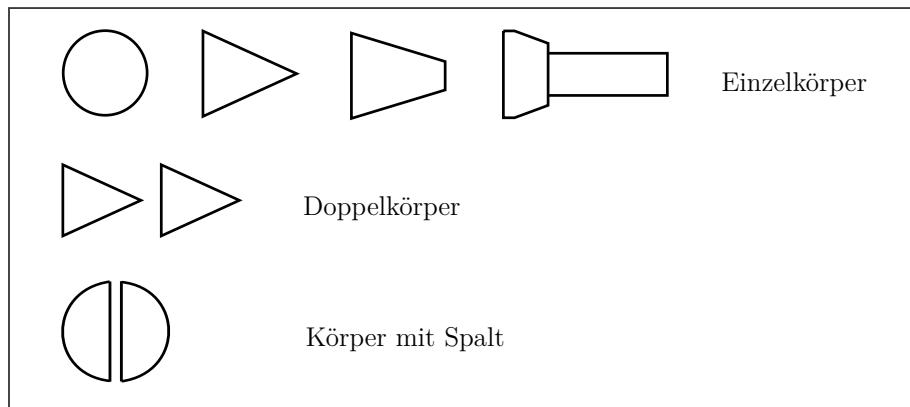


Abbildung 2.29: Querschnittflächen herkömmlich verwendeter Störkörpergeometrien.

Neben der Geometrie des Störkörpers ist das Verhältnis der Störkörperbreite d zum Messrohrdurchmesser D (auch Blockage-Verhältnis genannt) ein wesentlicher Einflussparameter, der die Stärke und Stabilität des Wirbelsignals bestimmt.

Ein hohes $\frac{d}{D}$ -Verhältnis führt zur Wechselwirkung von Wirbeln mit den Rohrwänden, was den Mechanismus der stabilen Wirbelablösung behindert. Auf der anderen Seite hat ein zu niedriges $\frac{d}{D}$ -Verhältnis eine negative Auswirkung auf die Wirbelamplitude und erschwert daher die

Detektion der Wirbelsignale. Das optimale Verhältnis der Störkörperbreite zum Rohrdurchmesser variiert mit der Geometrie des Körpers um den Wert 0,3, beträgt für herkömmliche Hindernis-Formen typischerweise im Bereich zwischen 0,24 und 0,38 [20].

2.5.3 Sekundäres Element - Der Sensor

Eine weitere Komponente des Vortex-Flusssensors ist eine Vorrichtung, welche die erzeugten Wirbel detektiert und in ein elektrisches Signal wandelt. Die vom Störkörper generierten Wirbel erzeugen in der ausgebildeten Wirbelstraße und auch in der Umgebung des Wirbelkörpers lokale Druck- und Geschwindigkeitsschwankungen. Grundsätzlich kann jeder Sensor, der kleine und schnelle Drucks- bzw. Geschwindigkeitsänderungen erfassen kann, verwendet werden, um die Wirbelablösefrequenz zu bestimmen.

Die Sensorelemente werden entweder am Störkörper (auf der Vorderseite, an den Seitenflächen oder im Inneren des Körpers), in einem gesonderten Strömungskörper in der ausgebildeten Wirbelstraße hinter dem Hindernis oder an der Rohrwand platziert.

Die Platzierung des Wirbelaufnehmers am Störkörper hat den Vorteil einer einfachen Fertigung. Da aber in diesem Bereich nicht direkt die Wirbel, sondern ihre Rückwirkungen detektiert werden, ist die Amplitude des Messsignals zwar schwach, jedoch vergleichsweise rauscharm und weitgehend störungsfrei. Die Erfassung des Wirbelsignals im Bereich der ausgebildeten Wirbelstraße hinter dem Störkörper hat den Vorteil, dass die Amplitude des Signals ausgeprägter ist, aber den Nachteil, dass die Signale wegen der turbulenten Fluktuationen in der Nachlaufströmung einen höheren Rauschanteil aufweisen.

Es gibt eine Reihe von Messmethoden unter Verwendung von

- Thermistoren,
- Drucksensoren,
- mechanischen Sensoren,
- Dehnungsmessstreifen,
- und Ultraschallsensoren,

um die Wirbel zu registrieren und die Wirbelablösefrequenz zu bestimmen.

Thermistoren: Die thermische Methode verwendet elektrisch beheizte Thermistoren, die üblicherweise an der Anströmseite des Störkörpers angebracht werden. Die durch Wirbel erzeugten lokalen Geschwindigkeitsänderungen führen zum periodischen Abkühlen der Thermistoren, deren elektrischer Widerstand von der Temperatur abhängt. Dieser Widerstand ändert sich periodisch und erzeugt durch Einbau in eine Brückenschaltung ein periodisches Spannungssignal im Rhythmus der sich ablösenden Wirbel [70]. Da die durch Wirbel erzeugten Temperaturänderungen gering sind, werden als Thermistoren Halbleitermaterialien mit großen Temperaturkoeffizienten eingesetzt [71].

Drucksensoren: Bei den Drucksensoren wird die Wirbelablösefrequenz durch direkte Messung der Druckschwankungen am Störkörper oder im Fluid erfasst. Hierzu wird ein Membrandrucksensor verwendet. Die Abtastung der Membranauslenkung erfolgt induktiv, kapazitiv oder durch Piezoelemente.

Mechanische Sensoren: Die Druckschwankungen am Staukörper können auch indirekt durch die Pendelbewegung einer Kugel, die in einer Querbohrung am Störkörper eingebaut wird und mit gleicher Frequenz wie Wirbelablösung oszilliert, induktiv detektiert werden [20].

Dehnungsmessstreifen (DMS): Die Wirbelablösefrequenz kann mit Hilfe von Dehnmessstreifen, die an einem schwingungsfähigen Steg hinter dem Störkörper angebracht werden, gemessen werden. Durch die Druckschwankungen wird der Steg mit derselben Frequenz der Wirbelablösung in Schwingung gesetzt, wodurch die Dehnmessstreifen ihren Widerstand periodisch verändern. Statt eines Stegs kann der Störkörper selbst elastisch aufgehängt und mit derselben Frequenz der Wirbelablösung in Schwingung versetzt werden. Bei dieser Bauart werden die DMS auf einem im inneren des Staukörpers platzierten Stab aufgeklebt. Diese erfassen die Verbiegung des Stabes beim Hin- und Herschwingen des Störkörper.

Ultraschallsensoren: Hierbei wird mit Hilfe eines Ultraschallsenders eine akustische Welle, deren Ausbreitungsrichtung senkrecht zur Strömungsrichtung verläuft, erzeugt. Dieses gesendete Signal wird dann durch die auftretenden Druckschwankungen in der Wirbelstraße moduliert. Durch Demodulation der empfangenen Ultraschallwelle kann die Wirbelablösefrequenz gewonnen werden.

Die verschiedensten Wirblaufnahmemethoden mit unterschiedlichen Ausführungen sind in den letzten Jahren in vielen wissenschaftlichen und industriellen Arbeiten entwickelt, untersucht und eingesetzt worden. Die industriellen Strömungsmessgeräte, die nach dem Vortex-Prinzip arbeiten, sind heute jedoch bevorzugt mit Piezosensoren ausgerüstet. Dabei werden die piezoelektrischen Elemente entweder im Inneren des Wirbelkörpers oder in einem vom Hindernis getrennten stromabwärts platzierten Abtaster eingebracht [18].

2.5.4 Signalverarbeitung

Um die Vortex-Frequenzen zu ermitteln, wird eine weitere Verarbeitung der gewonnenen sinusförmigen elektrischen Signale benötigt.

Eine ideale Messung würde im definierten Messbereich nur die Wirbelablösefrequenz detektieren. Das Frequenzspektrum enthält jedoch immer andere Anteile, die mit unterschiedlichen Amplituden und Frequenzlagen in die Messung eingehen. Fluktuationen in der Anströmung, mechanische Vibratoren der Leitungen oder Turbulenzen können das eigentliche Durchflussignal stören und ein Fehlsignal verursachen, das durch das Messgerät korrekt interpretiert werden muss. In der Praxis wird versucht durch geeignete Signalverarbeitung die korrekte Wirbelablösefrequenz aus einem verrauschten Hintergrund herauszufiltern.

Die Auswerteelektroniken der industriellen Wirbelzähler benutzen daher aufwendige Filtermethoden und Frequenzschätzer, um unter allen Betriebsbedingungen einen gültigen Durchflussmesswert zu liefern [72].

2.5.5 Einschränkung des Betriebsbereiches

Die Wirbelablösfrequenzen, die bei einem Wirbelzähler ermittelt werden können, sind in der Regel in Bereichen von einigen Herz bis einigen wenigen Kiloherz. Demzufolge bieten diese Flusssensoren eine hohe Messdynamik an. Die niedrigeren Frequenzen werden gewöhnlich in Flüssigkeiten wie Wasser in Rohrleitungen mit größerem Durchmesser gemessen. Die hohen Frequenzen treten in Hochgeschwindigkeitsfluiden wie Luft in Rohrleitungen mit kleinem Durchmesser auf.

Es gibt allerdings sowohl physikalische als auch praktische Einschränkungen bei der Realisierung eines solch großen Messbereiches.

Die nach unten existierende Begrenzung resultiert aus der Tatsache, dass zur Ausbildung einer stabilen Wirbelstraße eine Mindest-Strömungsgeschwindigkeit erforderlich ist. Auch die Stärke der Wirbel sind für die Messuntergrenze entscheidend. Die Grenze wird erreicht, wo die Wirbelintensitäten so schwach sind, dass der Druck- bzw. Geschwindigkeitsaufnehmer die Schwankungen nicht mehr detektieren kann [71]. Damit liefert ein Wirbelzähler erst ab einer bestimmten Reynoldszahl (Strömungsgeschwindigkeit). Daher sind diese Sensoren Zur Erfassung sehr kleiner Flussraten nicht geeignet.

Nach oben wird der Messbereich durch das dynamische Verhalten und die Ansprechzeit des Wirbelaufnehmers sowie dessen mechanische Resonanzfrequenzen begrenzt. Auch mechanische Vibratoren der Leitung sowie störende Turbulenzen und Verwirbelungen, die die Wirblerzeugung und -erkennung negativ beeinflussen, werden mit steigender Strömungsgeschwindigkeit immer stärker auftreten.

Bei dem in der vorliegenden Arbeit vorgestellten neuartigen Konzept der Durchflussmessung wird die Wirbelablösfrequenz mit Hilfe eines Heissfilm-Anemometers ermittelt. Durch eine sehr kurze Reaktionszeit der hergestellten Sensoren von deutlich weniger als 1 ms konnten Wirbelfrequenzen von bis zu 8 kHz gemessen werden.

3 Auslegung des Durchflusssensors

3.1 Sensorkonzept

Wie bereits in der Einleitung dargelegt, wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Entwicklung eines Durchflusssensors angestrebt. Die Hauptanforderung an den Sensor ist eine genaue Durchflussmessung in einem möglichst weiten Messbereich. Es gibt unterschiedliche Messmethoden, mit denen sich der Fluss in einem Rohr bestimmen lässt. Allerdings gibt es Einschränkungen bei der genauen Flussmessung mit dem gleichen Sensor sowohl bei den niedrigeren als auch bei den höheren Flussraten. Diese Einschränkungen sind vor allem auf das Messprinzip der Sensoren zurückzuführen.

Zwei häufig verwendete Methoden zur Durchflussmessung, die in den Abschnitten 2.4 und 2.5 ausführlich beschrieben wurden, sind das thermische Prinzip und das Prinzip eines Vortex-Durchflusssensors unter Verwendung einer Kármánschen Wirbelstraße.

Während bei einem thermischen Strömungssensor die Signalkurve bei steigender Flussrate langsam in eine Sättigung geht, kann man bei einem Vortex-Durchflusssensor erst ab einer bestimmten Flussrate ein Signal messen. D.h., ein auf dem thermischen Prinzip basierender Flusssensor hat eine hohe Empfindlichkeit bei der Messung von relativ kleinen Flussraten, während ein Wirbelzähler bei relativ hohen Flussgeschwindigkeiten vorteilhaft eingesetzt werden kann. Zum Vergleich sind die typischen Signalverläufe dieser Sensoren in Abbildung 3.1 schematisch dargestellt.

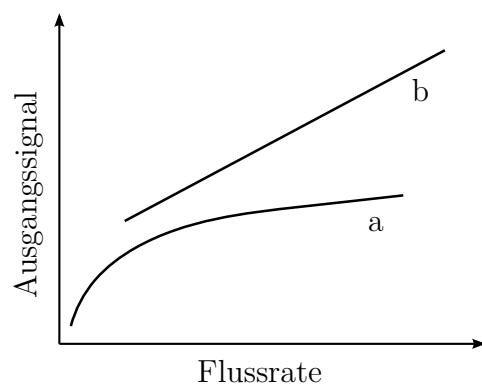


Abbildung 3.1: Charakteristische Kennlinie bei (a) einem thermischen Flusssensor und (b) einem Vortex-Durchflusssensor.

Die wesentliche Neuerung des erarbeiteten Konzeptes besteht in der Kombination dieser bei der Messprinzipien in einem einzigen Sensorelement. Dafür wird ein miniaturisiertes Heißfilm-Anemometer mit einem Störkörper kombiniert, der stromaufwärts vor dem Heizer platziert

ist (siehe Abb. 3.2). Bei geringen Flussraten wird der Sensor als rein thermisches Anemometer betrieben, bei den höheren Flussraten hingegen wird der Vortex-Modus genutzt. In einem weiten Übergangsbereich können beide Messsignale verwendet werden. Somit kann eine Durchflussmessung mit hoher Messdynamik und hoher Genauigkeit realisiert werden.

Bei dem hier vorgestellten Konzept ist es besonders innovativ, dass derselbe Sensor und das selbe thermische Prinzip eines Heißfilm-Anemometers zur Bestimmung der Wirbelfrequenz eingesetzt werden.

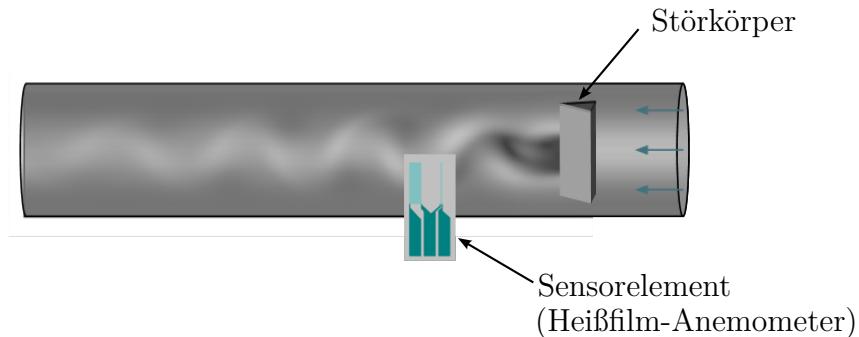


Abbildung 3.2: Messanordnung zur Realisierung des Sensorkonzeptes, wobei die Messprinzipien eines thermischen Anemometers und eines Vortex-Durchflussmessers miteinander kombiniert wird.

3.2 Designfaktoren und Materialauswahl

Heizwiderstand

Das Hauptelement jedes thermischen Anemometers ist der Heizer. Wie bereits im Abschnitt 2.4.4 kurz erwähnt, soll das Material der Heizerstruktur einige wichtige Anforderungen erfüllen.

Im Folgenden wird auf diese detailliert eingegangen.

Die entscheidende Eigenschaft des Heizermaterials ist die Abhängigkeit des elektrischen Widerstandes von der Temperatur, die wie folgt angegeben wird:

$$R = R_0 [1 + \alpha_1(T - T_0) + \alpha_2(T - T_0)^2 + \dots]. \quad (3.1)$$

Hierbei stellt R den elektrischen Widerstand des Heizers bei der Temperatur T und R_0 den entsprechenden Wert bei der Referenztemperatur T_0 dar, α_1 und α_2 sind die linearen bzw. quadratischen Temperaturkoeffizienten des Widerstandes (TCR). Bevorzugt werden Materialien mit einer dominierend linearen Temperaturabhängigkeit des Widerstandes und einem

hohen Wert des TCR, d.h. Materialien mit möglichst hohen α_1 -Werten und möglichst vernachlässigbaren α_2 -Werten. In diesem Fall lässt sich die Gleichung 3.1 wie folgt vereinfachen:

$$R = R_0[1 + \alpha(T - T_0)]. \quad (3.2)$$

Befindet sich der Heizer in einer Strömung, gilt nach Gleichung 3.2 für die temperaturbedingte Widerstandsänderung ΔR , verursacht durch eine Geschwindigkeitsänderung des Fluids, folgender Zusammenhang:

$$\Delta R = \alpha R_0 \Delta T. \quad (3.3)$$

Der Temperaturkoeffizient α ist somit direkt proportional zur durch Konvektion verursachten Widerstandsänderung. Dies begründet die Forderung nach einem möglichst hohen TCR-Wert des Heizermaterials im Hinblick auf die Erhöhung der Empfindlichkeit des Anemometers.

Neben dem TCR spielt der Wert des spezifischen elektrischen Widerstands ρ eine wichtige Rolle. Der elektrische Widerstand eines Leiterstücks der Länge l , der Breite b und der Höhe h , lässt sich folgendermaßen berechnen:

$$R = \rho \frac{l}{b \cdot h}. \quad (3.4)$$

Wird der Widerstand R in der oben angegebenen Form in Gleichung 3.3 eingesetzt, bekommt man für die Widerstandsänderung ΔR folgenden Zusammenhang:

$$\Delta R = \alpha \frac{\rho \cdot l}{b \cdot h} \Delta T, \quad (3.5)$$

die besagt, dass bei gegebener Temperaturänderung die Widerstandsänderung ΔR und das damit verbundene Ausgangssignal umso stärker sind, je größer der spezifische Widerstand der Leiterbahn ρ ist.

Die Auswahl eines Heizermaterials mit einem möglichst hohen spezifischen Widerstand hat einen weiteren Vorteil, was aus der Gleichung 3.4 ersichtlich ist: bei konstant bleibenden Widerstand R kann bei doppeltem Wert von ρ die Leiterbahnlänge l auf die Hälfte reduziert werden. Dies ermöglicht einen geringeren Platzbedarf und demzufolge eine Verkleinerung der Sensorfläche.

Ein weiterer wichtiger Parameter für die Empfindlichkeit des Anemometers ist der Nennwiderstand des Heizers. Je höher der Nennwiderstand, umso empfindlicher reagiert der Heizwiderstand auf Temperaturänderungen. Auf der anderen Seite ist eine bestimmte Mindestleistung erforderlich, um einen Heizwiderstand auf eine bestimmte Temperatur über der Fluidtemperatur aufzuheizen. Bei beschränkter elektrischer Versorgungsspannung darf deshalb der Nennwiderstand nicht zu hoch gewählt werden.

Unter Berücksichtigung der oben genannten Anforderungen wurde für die Herstellung des Mikroheizers Platin verwendet. Es besitzt einen hohen TCR-Wert von $3,9 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ für Bulk-Material und zeigt in einem weiten Temperaturbereich ein lineares Verhalten. In Abbildung 3.3 ist die Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes von Platin im Vergleich zu anderen für Mikroheizer in Frage kommenden Materialien dargestellt. Auch der spezifische Widerstand vom Platin ist mit einem Wert von $10,6 \cdot 10^{-8} \Omega \text{m}$ sehr hoch (vgl. Tab. 2.3). Weiterhin können langzeitstabile Platin-Dünnfilme relativ einfach mittels herkömmlicher Verfahren in der Mikrotechnik strukturiert werden.

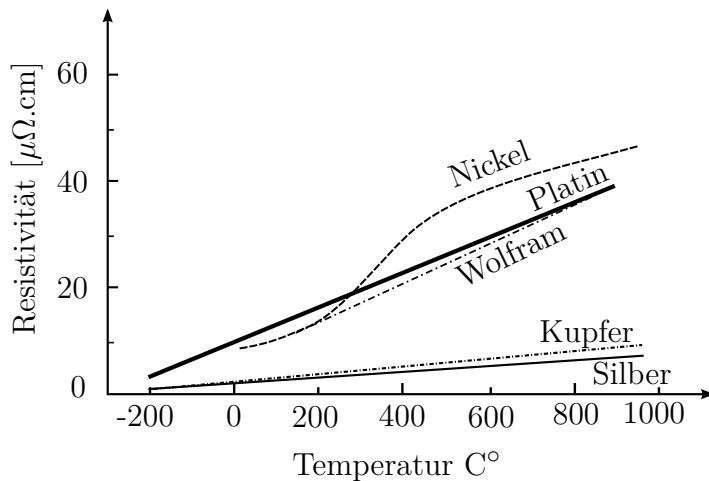


Abbildung 3.3: Das temperaturabhängige Widerstandsverhalten von Platin im Vergleich zu weiteren gängigen Heizermaterialien. Mit Werten von $\alpha_1 = 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ und $\alpha_2 = 5,5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-2}$ für die Widerstandskoeffizienten aus Gleichung 3.1 ändert sich der Widerstand des Platins weitestgehend linear mit der Temperatur [63].

Membran

Der Transport der vom Heizelement erzeugten Jouleschen Wärme findet in einem idealen thermischen Anemometer nur durch Konvektion statt. In Realität wird jedoch ein Teil der Wärme auch durch Wärmeleitung an das Substrat abgeführt. Ein wichtiger Gesichtspunkt beim Design der Sensoren besteht deshalb darin, die Wärmeverluste zum Substrat zu minimieren.

Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit von Silizium von ca. 150 W/mK verliert ein thermisches Anemometer bei Platzierung vom Heizer direkt auf dem Siliziumsubstrat erheblich an Empfindlichkeit. Um dies zu vermeiden und die Heizerstruktur vom Rest des Sensorelementes thermisch zu entkoppeln, ist es sinnvoll den Heizwiderstand auf eine isolierende Struktur aus einem Material mit relativ geringer Wärmeleitfähigkeit aufzubringen.

Die Abschnitte 2.4.3 und 2.4.4 beschäftigen sich ausführlich mit der Vorstellung der häufigsten Realisierungsformen von thermisch isolierten MEMS-Strukturen sowie mit geeigneten Materialien zur thermischen Isolierung eines MEMS-basierten Heißfilm-Anemometers.

Aus Stabilitätsgründen und wegen der relativ einfachen Herstellung in einem anisotropen Ätzschritt fiel die Entscheidung auf eine geschlossene Membran als isolierende Trägerschicht für den Heizer. Als Membranmaterial wurde Siliziumnitrid verwendet. Dieses weist eine geringe Wärmeleitung auf, lässt sich einfach durch nasschemisches Ätzen strukturieren und ist auch mit geringer Materialstärke (im Bereich von 100 nm bis zu wenige Mikrometer) mechanisch und thermisch stabil.

3.3 Sensorlayout und Maskendesign

Nach erfolgter Materialwahl wird in diesem Abschnitt der Aufbau des thermischen Durchflusssensors und das dazugehörige Maskendesign vorgestellt. Abbildung 3.4 zeigt schematisch eine 2D-Ansicht des Heißfilm-Anemometers auf Siliziumbasis.

Der Sensor besteht aus einem Platin-Heizwiderstand, der auf einer dünnen Si_3N_4 -Membran aufgebracht ist und einem zusätzlichen Platin-Messwiderstand, der direkt auf das Substrat platziert ist und zum Erfassen der Fluidtemperatur dient.

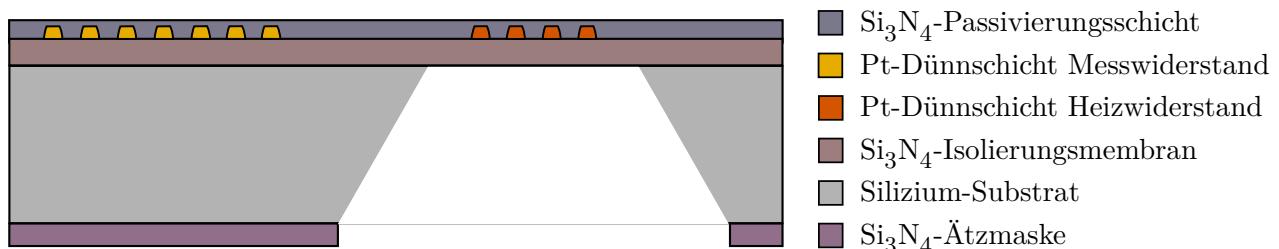


Abbildung 3.4: Schematischer Querschnitt des zu realisierenden Heißfilm-Anemometers auf Siliziumbasis.

Die Ausgangstemperatur des Fluids geht in die Messung ein und muss deshalb durch einen zusätzlichen Messwiderstand erfasst werden. Dessen Signal dient zur Kompensation des Ausgangssignals des Anemometers im Konstant-Temperatur-Modus.

Der Herstellungsprozess des Durchflusssensors, der in Kapitel 4 beschrieben ist, erfolgt in zwei Fotolithografieschritten. Die dafür benötigten Masken sind in Abbildung 3.5 gezeigt. Eine Maske wird für die Realisierung der Heiz- und Temperaturwiderstand und der Kontaktflächen eingesetzt (Maske *Metallisierung*). Die zweite Maske wird für die Herstellung der Membran verwendet (Maske *Kavität*).

Der gewünschte Wert des elektrischen Widerstandes bei Raumtemperatur spielt bei Entwurf und Dimensionierung der Widerstandsstrukturen eine zentrale Rolle. Im Sinne einer platzsparenden Lösung werden die Mikroheizer in der Regel in Form eines Mäanders ausgelegt (siehe Abb. 3.6).

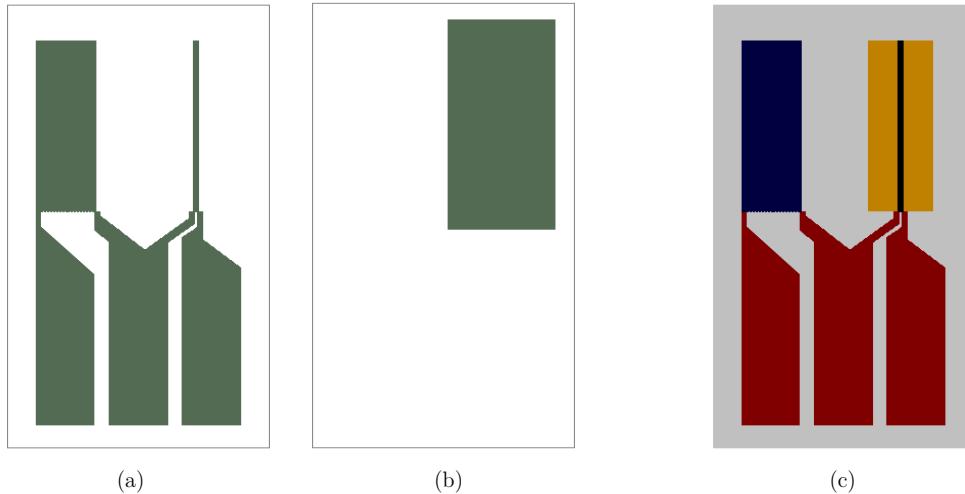


Abbildung 3.5: Layout der Lithografie-Masken eines einzelnen Sensors: (a) zur Strukturierung der Leiterbahnen und Kontaktflächen (Maske *Metallisierung*) und (b) zur Herstellung der geschlossenen Membran (Maske *Kavität*). (c) Überlagerung beider Masken mit den Platinwiderständen in blau, den Kontaktpads in rot und der Si_3N_4 -Membran in gelb.

Der Ohmsche Widerstand einer Mäanderstruktur mit A parallelen Leiterbahnen lässt sich wie folgt berechnen [73]:

$$R = 0,65(n-1)R_s + \left(\frac{n-1}{2}\right)R_s + 2R_s\left(\frac{l-b}{b}\right) + \left(\frac{n+1}{2} - 2\right)\left(\frac{l-2b}{b}\right)R_s. \quad (3.6)$$

Dabei ist b die Leitungsbreite und l die Länge der parallelen Leiterbahnen (siehe Abb. 3.6). n ist definiert als $2A-1$ und R_s ist das Verhältnis des spezifischen Widerstands ρ zur Dicke des Leiters h, der sogenannte Flächenwiderstand.

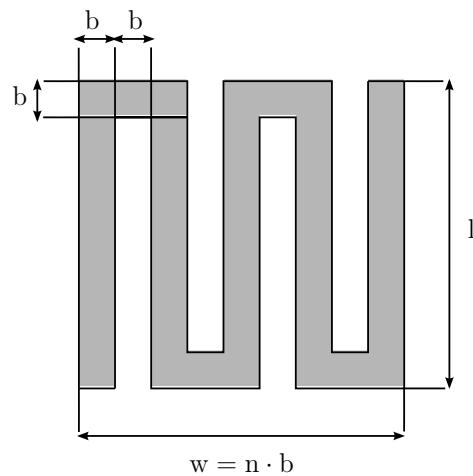


Abbildung 3.6: Mäanderstruktur.

Das Maskendesign und die Dimensionierung der Platin-Mäanderstrukturen erfolgt mit Hilfe der Gleichung 3.6 unter Berücksichtigung folgender Designregeln:

Vom Gesichtspunkt des Auswerteschaltkreises soll ein Widerstand von 350Ω für den Heizer und ein Widerstand von 3500Ω für den Temperatursensor erreicht werden. Dabei ist auf die fertigungstechnisch bedingten minimalen Strukturbreiten von ca. $10\mu\text{m}$ zu achten.

Zur Realisierung einer möglichst schnellen Reaktionszeit, muss die Fläche des Heizwiderstandes möglichst klein ausgelegt werden. So kann die Wärmekapazität minimiert und eine kleine thermische Masse realisiert werden. Die Schnelligkeit des Sensorelements spielt besonders beim Betrieb im Vortex-Modus eine entscheidende Rolle. Dabei sollen Frequenzen im Bereich von bis zu einigen kHz erfasst werden können.

Die Geometrie und die Dimensionen, die für die Gestaltung der Widerstandsstruktur des Heizelements und der des Temperatursensors verwendet wurden, sind in Abbildung 3.7 zu sehen. Mit dieser platzsparenden Anordnung konnte eine Leiterbahnlänge von mehr als 13 cm auf einer Fläche von ca. $3,33\text{ mm}^2$ untergebracht werden.

Neben Silizium wurden geometrisch identische Widerstandsstrukturen auch auf Dünnglas hergestellt¹. Aufgrund der Tatsache, dass die Strukturierung von Glas sehr aufwändig ist, wurde der Heizwiderstand direkt auf dem Substrat platziert, ohne eine abgedünnte Membran darunter zu realisieren. Somit ist die Herstellung dieser Sensorvariante technologisch einfacher. Dies erkauft man sich jedoch mit einem schlechteren thermischen Ansprechverhalten des Glassensors im Vergleich zur Siliziumvariante, obwohl die thermische Leitfähigkeit von Glas wesentlich geringer ist als die von Silizium.

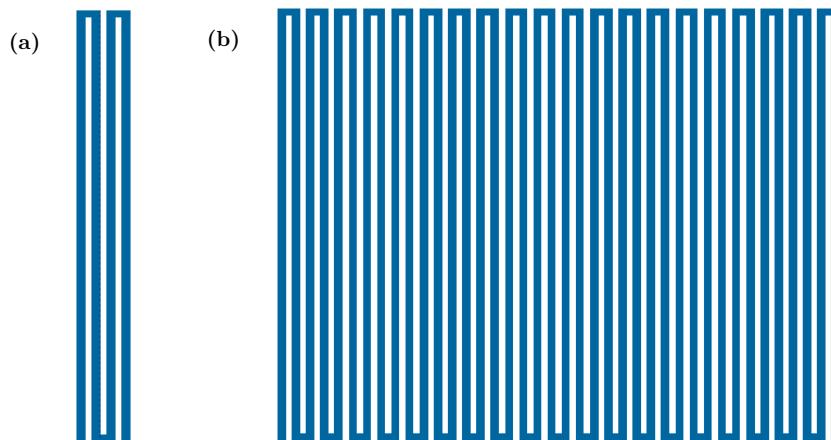


Abbildung 3.7: Designlayout der mäanderförmigen Platin-Widerstandsstrukturen. Es handelt sich dabei um $12\mu\text{m}$ breite Leiterbahnen mit 4 parallelen Bahnen beim Heizer (a) und 40 parallelen Bahnen beim Temperatursensor (b). Der Abstand zwischen den Bahnen beträgt ebenfalls $12\mu\text{m}$.

¹Wenn im Weiteren nicht anders erwähnt, handelt es sich um den Sensor auf Siliziumbasis.

4 Herstellung

4.1 Herstellungstechnologien

Die Mikrosystemtechnik stellt eine Vielzahl von Technologien zur Fertigung von MEMS-Bauteilen zur Verfügung. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Verfahren für die Realisierung der Durchflusssensoren werden im folgenden Abschnitt vorgestellt.

4.1.1 Lithografie

In der Mikrotechnik bezeichnet die *Lithografie* ein Verfahren, bei dem Strukturen auf Substraten oder in darauf befindliche Funktionsschichten übertragen werden. Das Prinzip der Lithografie ist in Abbildung 4.1 dargestellt.

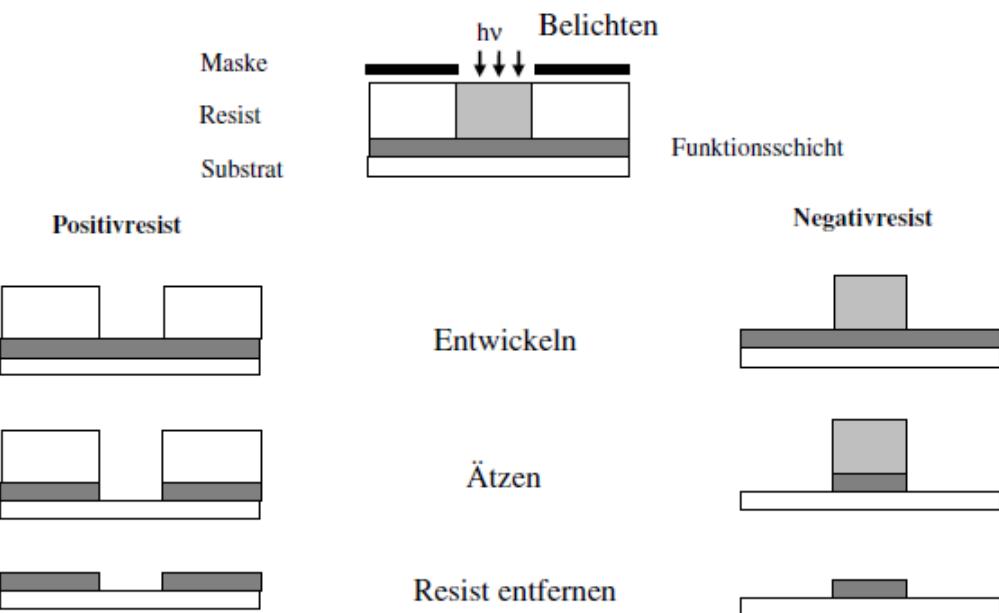


Abbildung 4.1: Der prinzipielle Ablauf der Lithografie mit Positiv- bzw. Negativ-Fotolack [1].

Die erwünschte Struktur wird zunächst in einer dünnen, lichtempfindlichen Resistenschicht erzeugt. Die Lackschicht wird üblicherweise durch Aufschleudern in einem Spin Coater auf die gesamte Oberfläche des Substrates (z.B. Siliziumwafer) aufgetragen, wobei deren Dicke von der Drehzahl und der Viskosität des Lackes bestimmt wird. Im Schritt Belichten wird die Strukturvorgabe entweder durch Bestrahlung mit UV-Licht durch eine Maskierung oder

über direktschreibende Verfahren auf den aufgetragenen Fotolack übertragen. An den belichteten Stellen ändert sich dessen Löslichkeit in speziellen Lösungsmitteln (Entwicklern). Werden beim Entwickeln des Lackes die belichteten Bereiche gelöst, so spricht man von *Positivlack*. Im Gegensatz dazu sind bei einem *Negativlack* die belichteten Bereiche unlöslich, so dass sie unbelichteten Bereiche durch das Entwickeln entfernt werden. In einem nachfolgenden Prozessschritt erfolgt die Strukturierung des Substrates oder der Funktionsschicht durch chemische oder physikalische Verfahren. Hierbei werden die freigelegten Strukturbereiche abgetragen (Ätzen), modifiziert (Oxidation, Dotierung) oder mit neuen Materialien beschichtet [74]. Als letzter Schritt erfolgt das Entfernen des Resists (Strippen) über Nasschemie oder über einen Plasmaprozess.

4.1.2 Schichtabscheidung

Die in der Mikrosystemtechnik verwendeten Abscheideverfahren von dünnen Schichten können in zwei Kategorien eingeteilt werden: die chemische Gasphasenabscheidung (*CVD – chemical vapour deposition*), die durch eine chemische Reaktion der beteiligten Gase an der Substratoberfläche erfolgt, sowie physikalische Abscheideverfahren (*PVD - Physical Vapor Deposition*), bei denen das Ausgangsmaterial verdampft oder zerstäubt wird und sich auf der Substratoberfläche absetzt.

Nachfolgend werden die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Verfahren, die zur Abscheidung dünner Schichten eingesetzt werden, näher erläutert.

Plasmaunterstützte chemische Gasphasenabscheidung

Bei CVD-Prozessen handelt es sich um eine chemische Reaktion gasförmiger Ausgangsverbindungen zu Reaktionsprodukten, von denen sich die nichtflüchtigen als dünne Schicht auf der Oberfläche von Substraten abscheiden [1] und die gasförmigen unerwünschten Restprodukte über das Pumpsystem der Anlage wieder abgeführt werden. Hierzu werden die passenden Reaktionsgase in die Prozesskammer eingeleitet und zur Reaktion gebracht.

Als Beispiel findet bei einem CVD-Prozess zur Erzeugung von dünnen Si₃N₄-Schichten folgende Reaktion zwischen Monosilan (SiH₄) und Ammoniak (NH₃) statt [75]:



Die Anregungsenergie für den Reaktionsprozess kann unterschiedlich erzeugt werden, z.B. in Form von thermischer Energie oder durch Plasmaaktivierung.

Bei thermisch aktivierter CVD erfolgt die Zufuhr der zur Anregung der chemischen Reaktion notwendigen Energie durch eine Heizung z.B. des Substrathalters oder der gesamten Reaktionskammer, je nach CVD-Verfahren bis zu 1200 °C [1].

Solch hohe Temperaturen, die bei vielen Materialien eine Veränderung des Substrates sowie unerwünschte mechanische Spannungen verursachen, sind in der Mikrosystemtechnik meistens unerwünscht. In solchen Fällen wird gerne die auch in der vorliegenden Arbeit verwendete plasmaunterstützte Variante des CVD-Verfahrens (PECVD – plasma enhanced CVD) genutzt. Das Plasma wird durch Anlegen einer hochfrequenten Wechselspannung innerhalb der evakuierten Prozesskammer erzeugt. Die sich dabei bildenden Ionen und hochreaktiven freien Radikale unterstützen die Reaktion derart, dass die Prozesstemperatur wesentlich reduziert werden kann.

Typische Beschichtungstemperaturen liegen bei einem PECVD-Verfahren bei 300-400 °C, so dass (gegenüber den thermischen CVD-Verfahren) das Spektrum der beschichtbaren Substrate sehr stark erweitert werden kann [1].

Sputtern

Das Sputtern, oder auch Kathodenerstäuben genannt, zählt zu den physikalischen Abscheideverfahren. Hierbei liegt das Ausgangsmaterial für die Dünnschichten als Festkörper in Form eines Targets vor. Das Target und das Substrat befinden sich in wenigen Zentimetern Abstand gegenüber in einer Prozesskammer.

Für die Schichtherstellung wird zuerst die Abscheidekammer auf einen Unterdruck im Bereich von 10^{-6} mbar abgepumpt. Anschließend wird ein Prozessgas eingelassen, welches durch eine Hochspannung ionisiert wird. Diese Ionen bilden zusammen mit den frei gewordenen Elektronen das sog. Plasma, das durch eine Gleichspannung mehrerer hundert Volt (DC-Sputtern) oder durch eine hochfrequente Wechselspannung (HF-Sputtern) erzeugt wird [76]. Die im Plasma erzeugten positiv geladenen Gasionen (z.B. Ar+, Xe+) werden durch ein elektrisches Feld auf die als Kathode gepolte Festkörperoberfläche, das Target, beschleunigt. Beim Zusammenstoß der beschleunigten Ionen werden durch Impulsübertragung Atome aus dem Targetmaterial herausgeschlagen. Diese Atome gelangen nach Stößen mit den Gas-Atomen in der Prozesskammer zum Substrat und bilden dort eine dünne Schicht [1].

4.1.3 Nasschemische Ätzverfahren

Um in der Mikrosystemtechnik definierte Strukturen zu erzeugen, müssen die lithografisch erzeugten Lackstrukturen mittels geeigneter Abtragsverfahren in die darunterliegenden Schichten übertragen werden. Hierzu bedient man sich häufig eines nasschemischen Ätzprozesses, um Strukturen im μm -Bereich zu erzeugen.

Bei Nassätzprozessen sind Ätzlösungen (wässrige Lösungen auf der Basis von Säuren oder Laugen) für chemische Reaktionen mit dem abzutragenden Schicht- oder Substratmaterial verantwortlich. Dabei kommt es durch Lösungsvorgänge von Reaktionsprodukten zum Materialabtrag [75, 76]. Wichtig ist jedoch nicht nur das geeignete Ätzmedium, sondern auch eine gegen die Ätzlösung resistente Maskierschicht, um den Ätzangriff auf die gewünschten Bereiche zu begrenzen.

Abhängig von dem zu ätzenden Material und dessen atomarem Aufbau sowie den Eigenschaften des Ätzprozesses wird grundsätzlich zwischen zwei unterschiedlichen Ätzprofilen unterschieden (siehe Abb. 4.2).

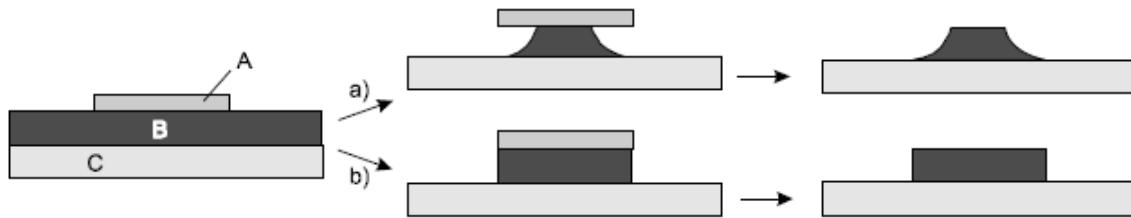


Abbildung 4.2: Vergleich isotropes (a) und anisotropes (b). A: Maskierungsschicht, B: Zuätzende Schicht, C: Substrat [1].

Breitet sich die Ätzfront unabhängig von der Raumrichtung überall mit gleicher Geschwindigkeit aus, so spricht man von einem isotropen Ätzprozess. Isotropes Ätzverhalten führt zu einer lateraleren Unterätzung der Ätzmaske, welche näherungsweise der zu ätzenden Schichtdicke entspricht [72].

Bei einem anisotropen Ätzvorgang hingegen existiert eine ausgeprägte Richtungsabhängigkeit der Ätzrate, wobei keine oder nur eine geringe Unterätzung der Ätzmaske auftritt. Die Gründe für solch einen richtungsabhängigen Materialabtrag liegen meist in der Kristallstruktur des geätzten Stoffes.

In der vorliegenden Arbeit werden beide oben genannten Arten von nasschemischen Ätzverfahren für die Herstellung der Flusssensoren eingesetzt.

Ein isotroper Ätzvorgang wird verwendet, um dünne Schichten aus Siliziumnitrid zur strukturieren.

Die Erzeugung von Kavitäten und die Realisierung von thermisch isolierenden Membranen erfolgt durch das anisotrope Ätzen des Silizium-Substrats. Im nächsten Abschnitt wird auf die Besonderheit der Si-Kristallstruktur und das darauf basierende richtungsabhängige Ätzverhalten eingegangen.

4.1.4 Anisotropes Siliziumätzen

Silizium wird in Form von einkristallinen Scheiben, den sog. Wafern, für die Mikroelektronik und Mikrosystemtechnik angeboten. Das Kristallgitter von Silizium entspricht dem Aufbau des Diamantgitters, in dem jedes Atom durch vier tetraedrisch angeordnete kovalente Bindungen mit seinen Nachbaratomen gebunden ist [72] (siehe Abb. 4.3).

Ein besonderes Merkmal solcher monokristalliner Siliziumsubstrate ist die Abhängigkeit mancher mechanischer sowie chemischer Eigenschaften von der Kristallrichtung.

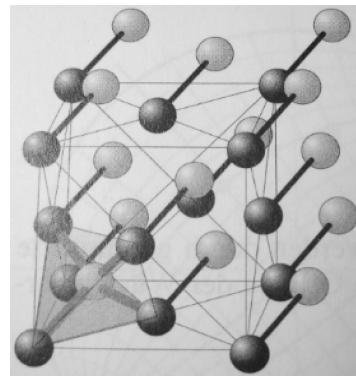


Abbildung 4.3: Elementarzelle des monokristallinen Silizium: die Diamantgitterstruktur [74].

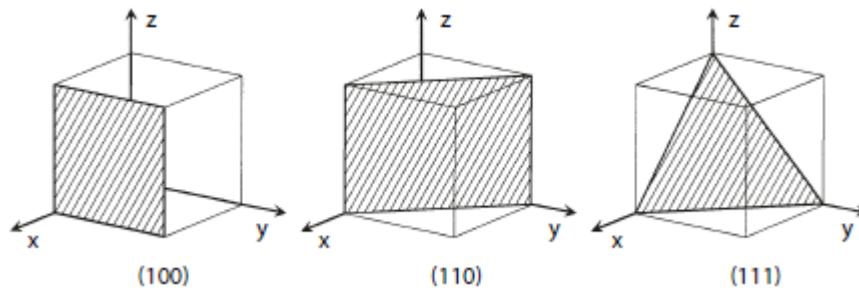


Abbildung 4.4: Die drei wichtigen Gitterebenen beim anisotropen nasschemischen Siliziumätzen [72].

Die drei wichtigsten Gitterebenen für die Strukturierung des Siliziums mittels anisotroper Ätzverfahren sind die $\{100\}$ -, $\{110\}$ - und $\{111\}$ -Ebenen, welche in Abbildung 4.4 dargestellt sind.

Beim Ätzen von Silizium werden dabei die unterschiedlichen Ätzgeschwindigkeiten in diesen Kristallebenen in speziellen Ätzlösungen ausgenutzt. Diese ätzen die $\{100\}$ -Ebene schneller als die $\{110\}$ -Ebene und viel schneller als die $\{111\}$ -Ebene. Ursache für dieses anisotrope Ätzverhalten ist die höhere atomare Dichte bzw. größere Bindungszahl in den $\{111\}$ -Ebene des Diamantgitters [77].

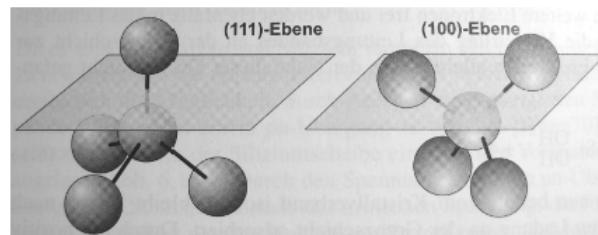


Abbildung 4.5: Bindungszustände der obersten Atomlage an der $\{111\}$ -Oberfläche und an der $\{100\}$ -Oberfläche von Silizium [74].

Eine Betrachtung der Bindungsdichte auf den unterschiedlichen Kristalloberflächen ergibt eine Erklärung zu diesem Effekt. Wie aus Abbildung 4.5 zu sehen ist, besitzen die Siliziumatome in einer $\{100\}$ -Oberfläche zwei Bindungen zum Kristallinneren, während die Atome an

der Oberfläche von {111}-Ebenen drei Bindungen haben [74]. Daraus resultiert eine höhere effektive Bindungsdichte für die {111}-Oberfläche. Folglich liegt hierbei die erforderliche Aktivierungsenergie zum Herauslösen eines Atoms deutlich oberhalb derer anderer Kristallebenen, was dazu führt, dass die {111}-Ebene wesentlich geringere Ätzraten (z.B. im Vergleich zu den oben genannten {100}- und {110}-Ebenen) aufweist [78]. Sie werden deshalb als Ätzstopp-Ebenen bezeichnet.

In Abbildung 4.6 ist das Prinzip des anisotropen Ätzangriffes am Beispiel des verwendeten (100)-Siliziumwafers dargestellt. Die einwirkende Ätzlösung trägt die Atome aus den {100}-Ebenen mit einer bestimmten Ätzrate ab, während {111}-Ebenen wie ätzbegrenzende, den Ätzprozess stoppende Flächen wirken. Findet das Ätzbad keine {100}-Ebenen mehr, kommt der Ätzprozess zum Stillstand [72].

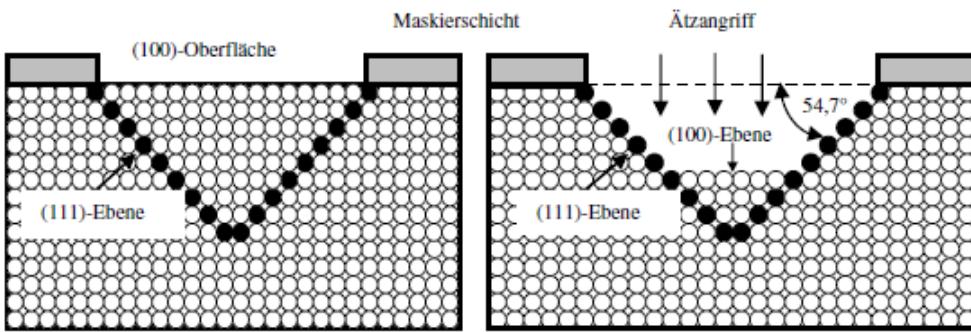


Abbildung 4.6: Prinzip des anisotropen Ätzangriffes auf einem (100)-Siliziumwafer [72].

Aufgrund des Neigungswinkels der {111}-Ebenen zu den {100}-Ebenen ($\alpha = 54,74^\circ$) können beim verwendeten (100)-Wafer, je nach Maskenöffnung und Ätztiefe, V-förmige Gruben, Pyramiden, Pyramidenstümpfe oder Tröge mit Kanten in <110>-Richtung entstehen. Abbildung 4.7 zeigt die Grundformen von Ätzstrukturen in einem anisotrop geätzten (100)-Siliziumwafer.

Durch die definierte Breite der Maskierschichtöffnung a und die Ätztiefe d können folgende Gleichungen für die Tiefe beim V-Graben und für die Breite der Bodenfläche bei Trögen abgeleitet werden:

$$d = \frac{a}{2} \cdot \tan \alpha = \frac{a}{\sqrt{2}} \quad \text{Tiefe der Pyramide} \quad (4.2)$$

$$b = a - \frac{2d}{\tan \alpha} = a - \sqrt{2}d \quad \text{Breite des Bodens Beim Trog} \quad (4.3)$$

In der Mikrosystemtechnik kommen für das nasschemische anisotrope Ätzen von Silizium ausschließlich alkalische Lösungen zur Anwendung. Das am meisten verwendete Ätzmittel ist Kaliumhydroxid (KOH), auch Kalilauge genannt. Bei der chemischen Reaktion während des Ätzvorgangs mit alkalischen Lösungen ist die Rolle der OH^- -Ionen und der Wassermoleküle von zentraler Bedeutung.

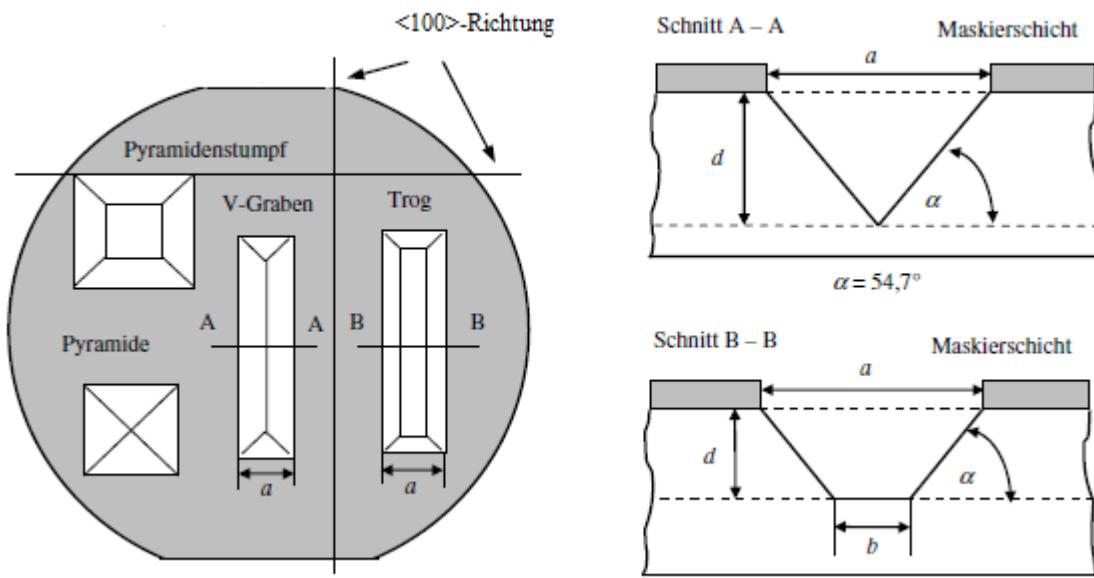
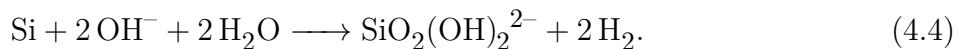


Abbildung 4.7: Grundformen von Ätzstrukturen nach anisotropem Ätzen eines (100)-Wafers. Links: Zur Si-Orientierung in $<110>$ -Richtung ausgerichtete, rechteckige Maskenöffnungen und die resultierenden Strukturen; Rechts: Querschnitte durch den geätzten Wafer [72].

Der Ätzprozess, beschrieben in [72, 77, 78], erfolgt in drei Schritten: Oxidation, Reduktion und Diffusion, welche nacheinander ablaufen. Dabei reagieren die Atome der Siliziumoberfläche in einem ersten Schritt mit OH^- -Ionen (Oxidation). Bei dieser Reaktion werden neben der Entstehung eines positiven Siliziumkomplexes vier Elektronen freigesetzt und in das Leitungsband des Siliziumkristalls injiziert. Diese Elektronen reagieren dann in einem weiteren Schritt (Reduktion) mit Wassermolekülen auf der Siliziumoberfläche unter Bildung von zusätzlichen OH^- -Ionen sowie gasförmigem Wasserstoff, der unter Blasenbildung freigesetzt wird. Der anfänglich entstehende positive Siliziumkomplex reagiert weiter mit OH^- -Ionen. Die dabei gebildeten im alkalischen Ätzmedium löslichen, negativ geladenen Siliziumkomplexe diffundieren von der Siliziumoberfläche in das Lösungsmittel (Diffusion).

Die Gesamtreaktion lässt sich somit wie folgt darstellen [72]:



In der vorliegenden Arbeit wird das anisotrope Ätzverfahren verwendet, um Membranen aus Siliziumnitrid herzustellen. Um solche Membranen zu realisieren, wird das Silizium-Substrat von der Rückseite in einem KOH-Ätzbad komplett durchgeätzt bis die Si_3N_4 -Schicht, abgeschieden auf der Wafer-Vorderseite erreicht ist.

4.1.5 Liftoff-Technik

Zur Strukturierung der Platinschicht für die Herstellung der mäanderförmigen Widerstandstrukturen wurde ein Verfahren angewendet, das als Liftoff bezeichnet wird.

Die Liftoff-Technik wird vor allem dann eingesetzt, wenn ein schwer zu ätzendes Material wie manche Edelmetalle strukturiert werden muss [6] oder wenn ein direktes Ätzverfahren wegen einer zu geringen Selektivität des Ätzmediums zu bereits vorhandenen Strukturen und Schichten eher ungeeignet ist [1].

In Abbildung 4.8 ist der Strukturierungsprozess durch das Liftoff-Verfahren schematisch dargestellt. Der Prozess beginnt mit der ganzflächigen Auftragung eines Fotoresists auf dem Substrat und der fotolithografischen Strukturierung dieser Schicht mit dem inversen Muster der gewünschten Struktur des Zielmaterials. Als nächster Schritt erfolgt die Beschichtung des zu strukturierenden Materials durch Aufdampfen oder Sputtern. Anschließend wird die Lackschicht und das darauf abgeschiedene Zielmaterial durch ein Lösungsmittel (z.B. Aceton), gegebenenfalls unter Ultraschalleinwirkung entfernt.

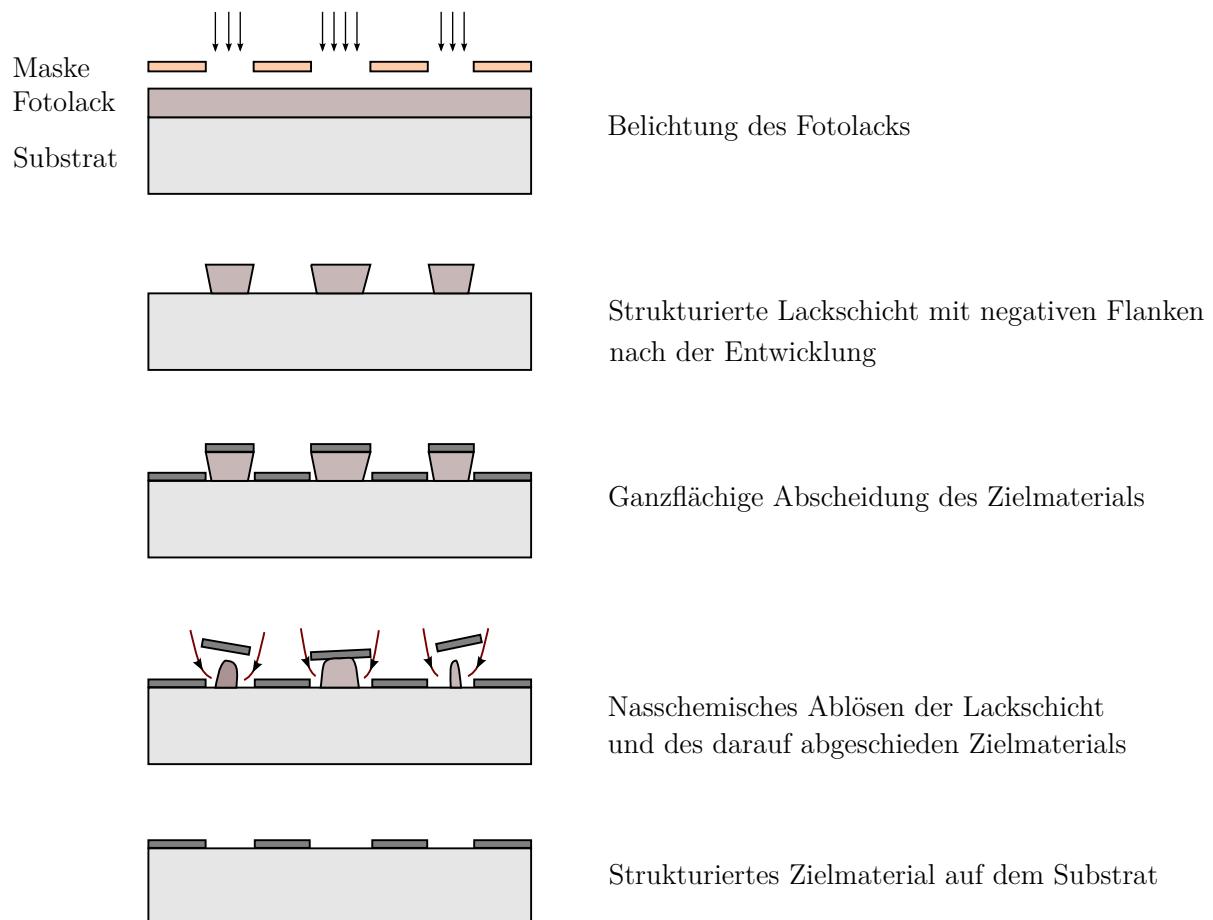


Abbildung 4.8: Prozessschritte beim Liftoff-Verfahren.

Entscheidend für ein problemloses Ablösen der Lackstrukturen ist, dass das Resistprofil möglichst unterschnittene (negative) Flanken besitzt [1] (vgl. Abb. 4.8). Durch das Ausbilden von

negativen Flanken an den Lackseitenwänden entstehen dort Bereiche, die bei einem gerichteten Abscheideverfahren (wie thermisches Aufdampfen oder Sputtern) nicht bedeckt werden. So kann der Resist an diesen Stellen vom Lösungsmittel angegriffen werden und lässt sich leicht ablösen.

Um dies zu erreichen, wird in der Regel ein Bildumkehr-Fotolack (Image Reversal Resist¹) verwendet, der dieses Profil durch seine besondere Belichtungs- und Entwicklungscharakteristik liefert.

4.2 Fertigung der Sensoren

Für die Fertigung der thermischen Durchflusssensoren werden die Methoden der Silizium-Bulk-Mikromechanik eingesetzt (vgl. Abschnitt 4.1). Die Herstellung erfolgte in einem Prozess mit zwei Maskenschritten, die in Abbildung 3.5 gezeigt sind. Das Maskendesign wurde mit dem Layout Editor *CleWin* erstellt und mit einem Laserlithografen (DWL66, *Heidelberg Instruments Mikrotechnik GmbH*) auf eine Chrommaske übertragen. Der komplette Herstellungsprozess besteht aus den unten beschriebenen Teilschritten und ist schematisch in Abbildung 4.9 dargestellt.

- (a) Als Ausgangsmaterial wurde ein doppelseitig polierter, monokristalliner Siliziumwafer mit (100) Kristallorientierung, einem Durchmesser von 10 mm und einer Dicke von $500 \mu\text{m} \pm 25 \mu\text{m}$ verwendet. Ein beidseitiges Prozessieren des Wafers setzt ein doppelseitig poliertes Substrat voraus. Die Kristallorientierung ist bedingt durch die Wahl der Orientierung der Maskenöffnungen für das nasschemische anisotrope Silizium-Ätzverfahren mit KOH (vgl. Abschnitt 4.1.4).
- (b) Als erster Schritt wird in einem PECVD-Verfahren (*Plasmalab System 133, Oxford Instruments*) eine etwa 450 nm Siliziumnitrid-Schicht (Si_3N_4) beidseitig abgeschieden. Die Substrattemperatur während der Abscheidung lag bei 380°C und eine Abscheiderate von 16 nm/min wurde ermittelt. Diese Schicht dient auf der Rückseite des Wafers als Hartmaske für den Ätzprozess im KOH, während sie auf der Wafer-Vorderseite als thermisch isolierende Membran unter der Heizerstruktur und auch als elektrische Isolation zur Trennung des Substrats von der Metallisierung dienen soll. Die abgeschiedene Siliziumnitrid-Schicht lässt sich in der vorliegenden Form problemlos mit Flussäure (HF) strukturieren.
- (c) Es folgt der erste fotolithografische Prozess auf der Vorderseite des Substrats zur Übertragung der Widerstandsstrukturen mit dem Maskendesign *Metallisierung* (siehe Abb. 3.5) auf einer für den nachfolgenden Lift-off-Prozess geeigneten Fotolackschicht. Zur Anwendung kommt der Umkehrlack *AZ 5214E* (*MicroChemicals*), der mit einem Spin Coater von *Süss*

¹Diese Resists ergeben je nach Prozessführung ein Positiv- oder Negativ-Bild der Maskenstruktur. Diese Möglichkeit der Bildumkehr (image reversal) sowie die damit verbundene gezielte Einstellung der Flankenwinkel ist ihr besonderer Vorteil [1].

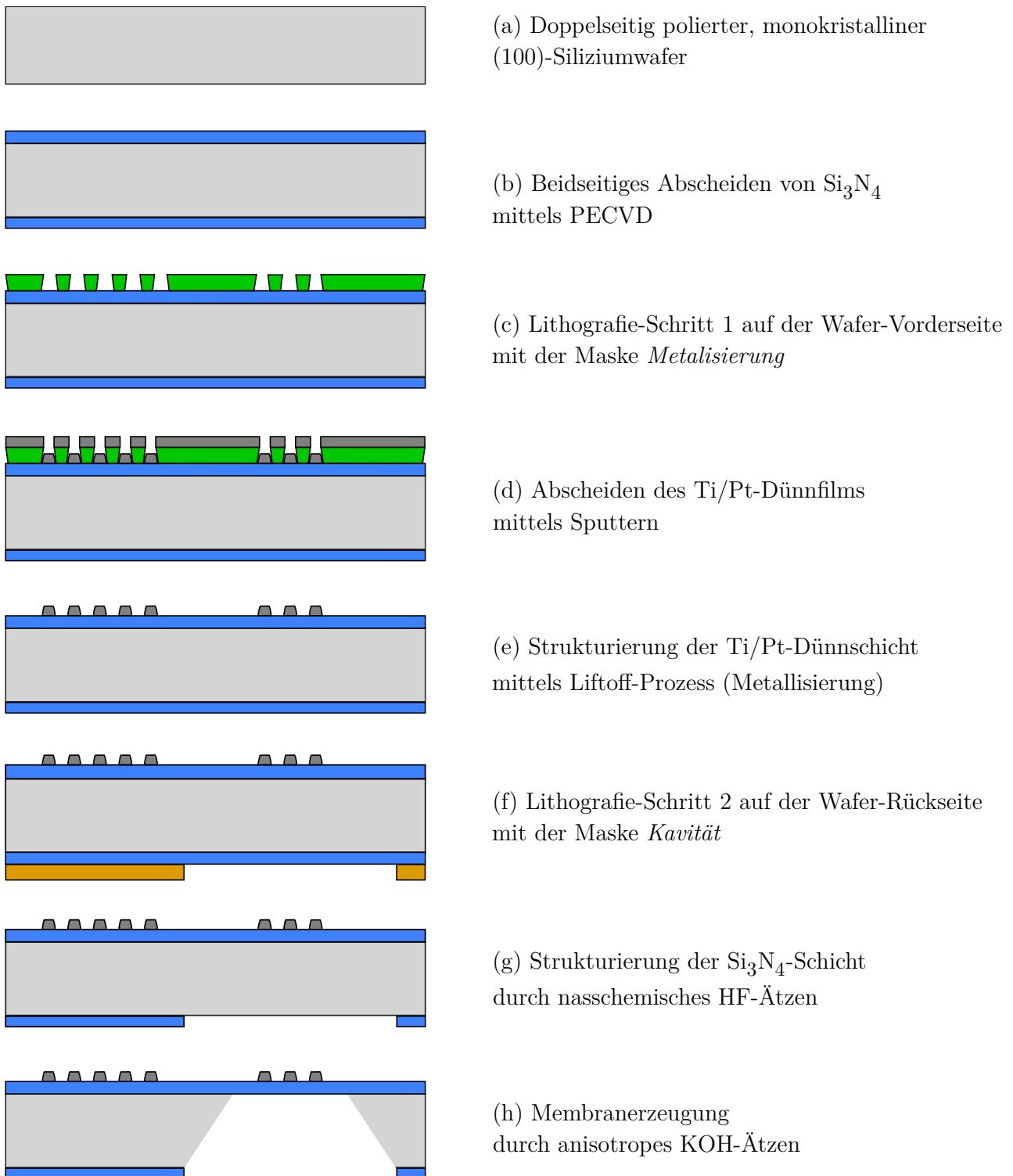


Abbildung 4.9: Prozessfolge zur Herstellung der thermischen Heißfilm-Anemometer auf Siliziumbasis.

Microtec auf das Substrat aufgetragen wird. Zur besseren Haftung des Lacks wird der Haftvermittler *Ti-Prime* (*MicroChemicals*) verwendet. Um das für den Liftoff-Prozess notwendige unterschnittene Flankenprofil der Maskenstruktur zu erzeugen, wird der *AZ 5214E*-Positivlack als Umkehrlack (image reversal resist) verwendet. Dabei werden die Löslichkeits-

verhältnisse durch einen zusätzlichen Umkehrprozess (image reversal prozess) umgekehrt. Dieser Prozess besteht aus zwei Teilschritten. Als erstes folgt nach der Belichtung durch die Maske das Ausheizen des Lacks (image reversal bake). Danach folgt der zweite Zusatzschritt, nämlich eine Flutbelichtung des gesamten Wafers. Als letzter Schritt wird der belichtete Wafer in dem Entwickler *AZ 351B (MicroChemicals)*, der im Verhältnis 1 : 4 mit H₂O verdünnt wurde, entwickelt. Nach der Entwicklung entsteht ein Negativbild der Maskenstruktur mit einem negativen Kantenprofil. Abbildung 4.10 zeigt Mikroskopbilder von den auf dem Fotolack gebildeten Widerstandsstrukturen des Heizers und des Temperatursensors nach dem Lithografie-Prozess

(d) Nach der Strukturierung des Fotolacks wird mittels DC-Magnetron-Sputtern eine metallische Dünnschicht aus Titan und Platin ganzflächig auf die Vorderseite des vorprozessierten Wafers abgeschieden. Dabei wird zuerst eine 15 nm dicke Ti-Schicht als Haftvermittler ge-sputtert. Im nächsten Schritt wird 300 nm dickes Platin aufgesputtert (siehe Abb. 4.11). Während des Sputter-Prozesses steigt die Temperatur im Substrat und im Fotoresist. Dies kann die Löslichkeit des Lackes in Aceton stark beeinflussen und dadurch den darauf folgenden Lift-off-Prozess beeinträchtigen. Um das zu verhindern, wird die gesamte Sputterzeit in drei Schritten mit 10 minütigen Pausen dazwischen durchgeführt.

(e) Um die erwünschten Heizer- und Fühler-Mäanderstrukturen sowie die Kontaktflächen zu erzeugen, wird nun die gesputterte Ti/Pt-Schicht in einem Lift-off-Schritt strukturiert. Dabei wird die Lackschicht und der darauf abgeschiedene Ti/Pt-Dünnfilm durch das Lösungsmittel Aceton in einem Ultraschallbad entfernt (zur detaillierten Beschreibung eines Lift-off-Prozesses wird auf Abschnitt 4.1.5 verwiesen). Abbildung 4.12 zeigt die strukturierte Platin-Schicht nach dem Lift-off-Schritt. Das Maskenlayout, das für die Realisierung der Widerstandsstrukturen verwendet wurde, ist in Abbildung 3.7 zu sehen. Die gewählten Dimensionen in der 2D-Ebene zusammen mit 300 nm Platin in der Höhe ergeben nach Gleichung 3.6 einen theoretischen Widerstandswert von 350 Ω für den Heizer und einen Wert von 3500 Ω für den Temperatursensor. Auf Grund von Prozesstoleranzen schwankt die Dicke der Metallisierung über den Wafer. Das spiegelt sich wider in einer etwa 10%igen Streuung der Widerstandswerte um den theoretisch ermittelten Wert.

(f)-(g) Nach der Prozessierung der Wafer-Vorderseite sollen nun auf der Rückseite des Wafers die Ätzfenster im Siliziumnitrid fürs Ätzen der Kavitäten erzeugt werden. Die Strukturierung der Si₃N₄-Schicht erfolgt in einem Lithografie- und einem anschließenden nasschemischen Ätz-Schritt. Die Belackung des Wafers erfolgt unter Anwendung vom Haftvermittler *Ti-Prime* und dem Standard-Positiv-Fotolack *AZ 1518* von *MicroChemicals*, die mit dem SpinCoater auf der Vorderseite aufgetragen werden. Die aufgetragene Lack-Schicht wird dann unter Verwendung der Maske *Kavität* (siehe Abb. 3.5) belichtet und anschließend mit dem Entwickler *AZ 351B* entwickelt. Um die Strukturen vom Lack in die Si₃N₄-Schicht zu übertragen, werden nun in einem nasschemischen Ätzschritt die vom Lack freigelegten Stellen weggeätzt, während vom Lack geschützten Stellen nicht angegriffen werden. Für das Ätzen des Siliziumnitrids wird eine 6%ige HF-Lösung benutzt. Die Ätzraten liegen zwischen 60 nm/min und 75 nm/min, abhängig von der Qualität der Nitridschicht. Der Ätzvorgang kann sehr leicht optisch durch die dickenabhängige Farbänderung verfolgt werden und stoppt selbst-

ständig, wenn die Oberfläche des Siliziumwafers erreicht wird. Bei diesem Ätzschritt muss die Wafer-Vorderseite ganzflächig mit Fotolack geschützt werden². Nach dem HF-Ätzen wird der Restlack auf dem Si-Wafer mit Aceton entfernt (Strippen).

(h) Im letzten Fertigungsschritt wird die unter dem Heizer liegende Membran hergestellt. Hierbei wird das Silizium-Substrat von der Rückseite in einem anisotropen Ätzschritt durchgeätzt, bis die Si_3N_4 -Schicht auf der Vorderseite des Wafers erreicht wird. Als Ätzmedium wird eine 85 °C heiße Kaliumhydroxid-Lösung (KOH) verwendet. Es wird ein KOH-Halter verwendet, in welchen der Wafer eingespannt und nur von einer Seite angegriffen wird. Mit einer Konzentration von 38 % und einer Ätzrate von etwa 65 $\mu\text{m}/\text{h}$ dauert es etwa 8 Stunden bis die gesamte Dicke des Wafers von 500 μm geätzt ist, und die 450 nm dünne Si_3N_4 -Membran auf der anderen Seite der Kavität frei steht (siehe Abb. 4.13). Die als Hartmaske verwendete 450 nm dicke PECVD-Siliziumnitridschicht weist mit einer Ätzrate von (< 20 nm/h) eine hohe Ätzstabilität gegenüber KOH auf. Die viereckige Maskenöffnung mit der Kantenlängen von 3990 μm und 1840 μm führt aufgrund des bereits angesprochenen anisotropischen Ätzverhaltens nach Gleichung 4.3 zu einer Membranfläche von 1100 $\mu\text{m} \times 3250 \mu\text{m}$.

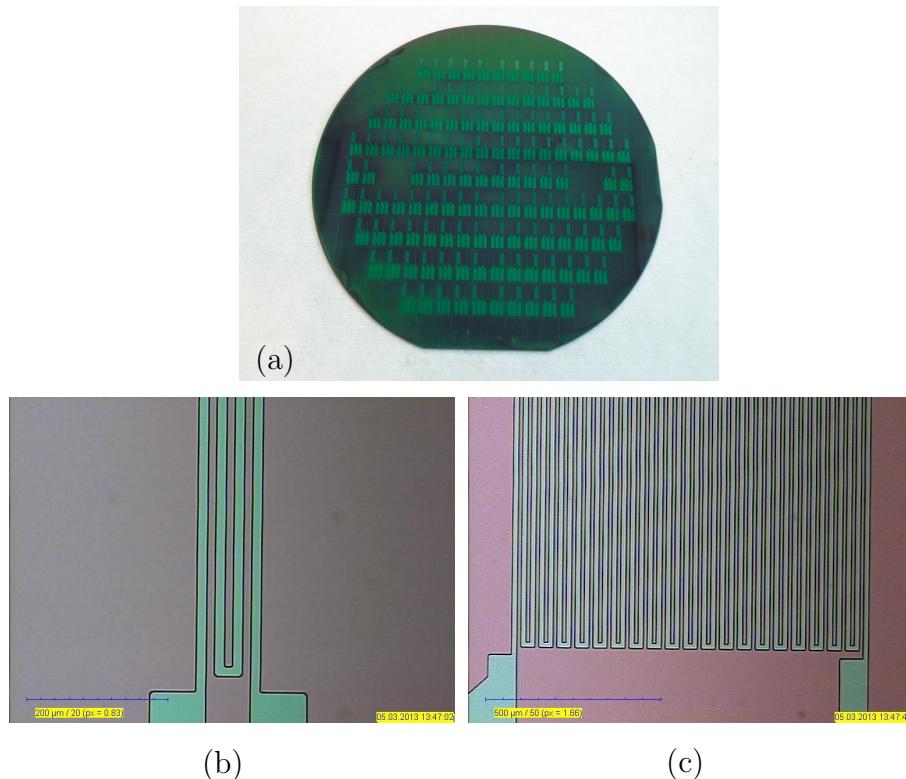


Abbildung 4.10: Aufnahmen von (a) dem gesamten Wafer, (b) dem Heizwiderstand und (c) dem Sensorwiderstand nach dem Herstellungsschritt-c (Lithografie- Metallisierung) aus Abbildung 4.9.

Neben Silizium wurden geometrisch identische Widerstandsstrukturen auch auf dünnen Glassubstraten hergestellt.

²Als interessanter Ersatz für den Lack hat sich die Verwendung von Bluetape als Schutz gegen HF bewährt. Ursprünglich als klebende Trägerfolie für das Wafersägen bestimmt, lässt es sich aus von der Waferoberfläche rückstandsfrei wieder entfernen und ist zudem säureresistent

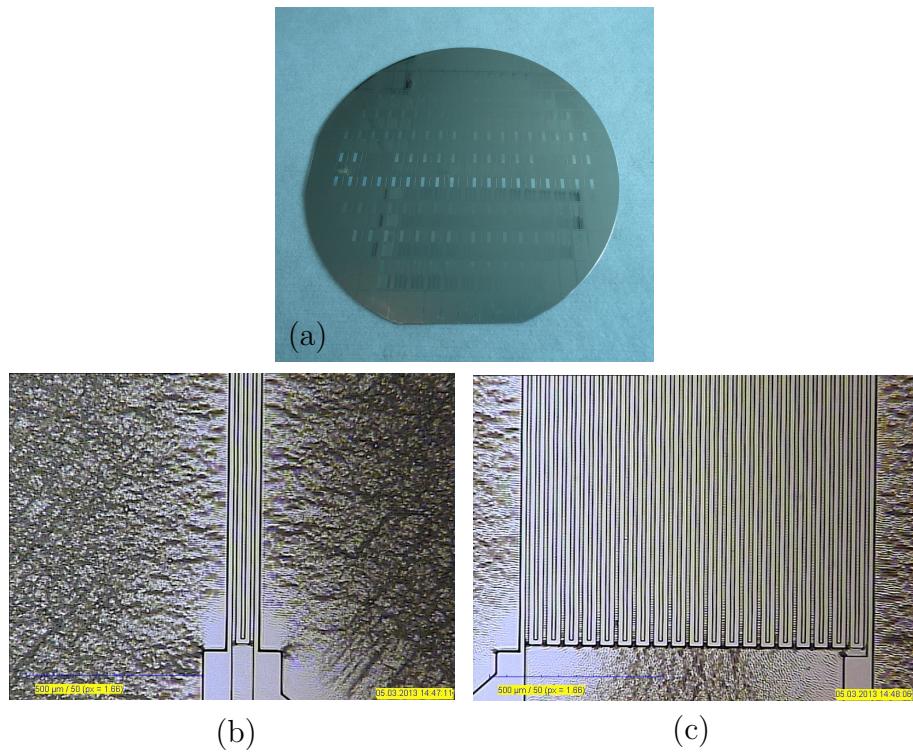


Abbildung 4.11: Aufnahmen von (a) dem gesamten Wafer, (b) dem Heizwiderstand und (c) dem Sensorwiderstand nach dem Herstellungsschritt-d (Metallisierung) aus Abbildung 4.9.

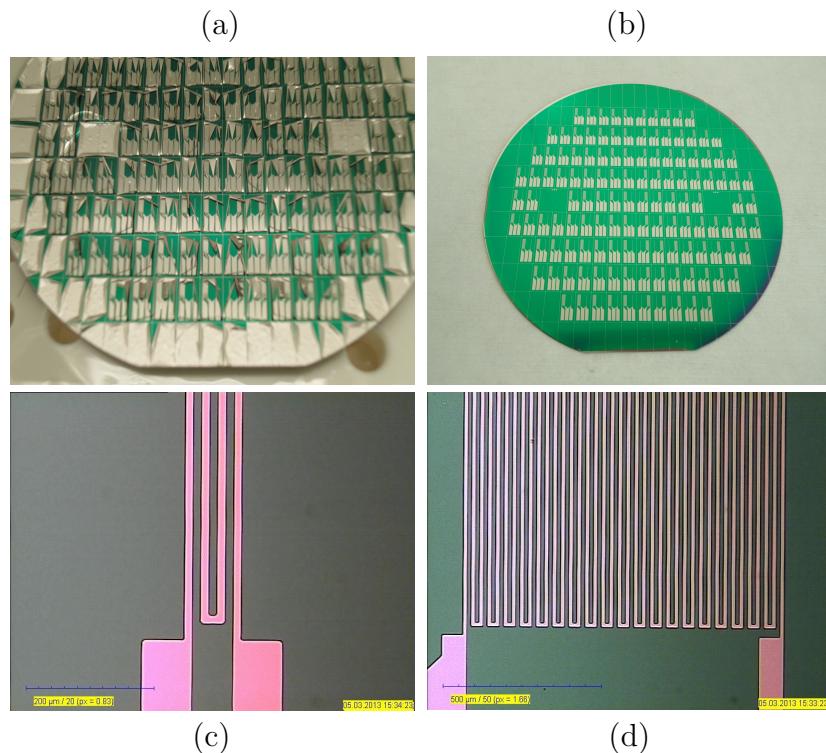


Abbildung 4.12: (a) der gesamte Wafer während des Lift-off-Prozesses in einem Ultraschallbad. (b) Wafer-Vorderseite, (c) Heizwiderstand und (d) Sensorwiderstand nach dem Lift-off-Schritt (Schritt-e aus Abbildung 4.9).

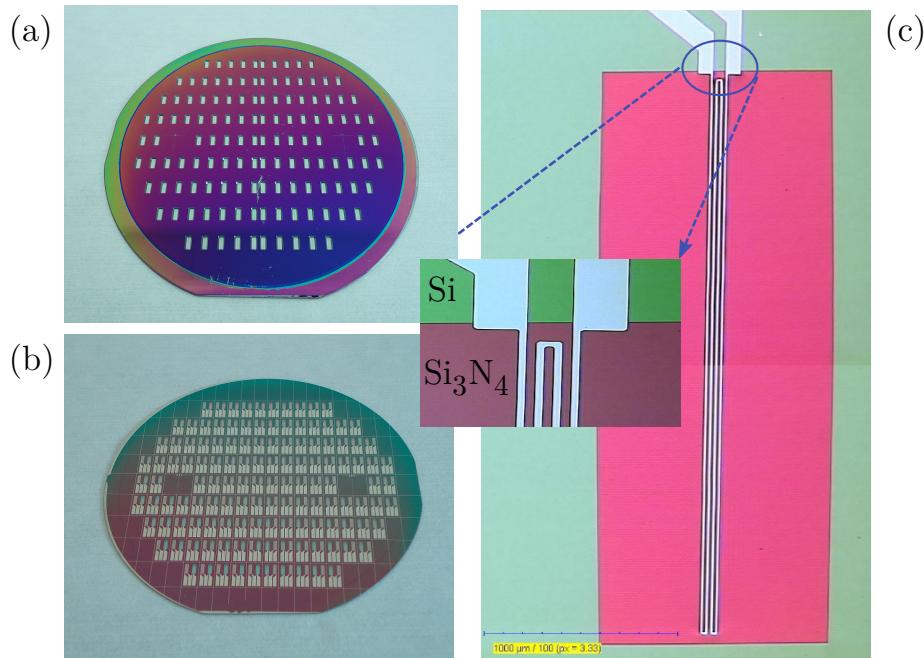


Abbildung 4.13: Die Waferrückseite (a) und die Wafer-Vorderseite (b) nach dem KOH-Ätzschritt. (c) Die Si_3N_4 -Membran, erzeugt nach dem KOH-Ätzschritt und der darauf platzierte Pt-Heizwiderstand.

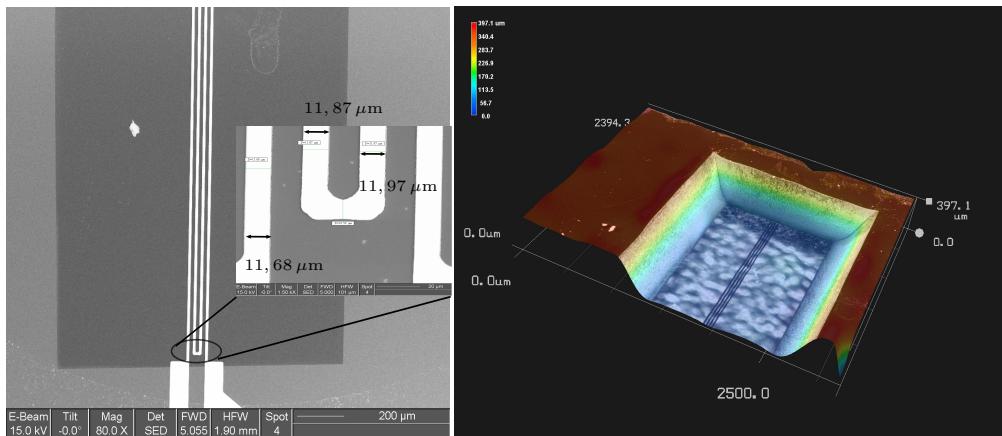


Abbildung 4.14: Links: REM-Aufnahme der Heizerstruktur auf der Si_3N_4 -Membran. Rechts: eine 3D-Ansicht der anisotrop geätzten Kavität. Am Boden der Kavität sind die Si_3N_4 -Membran und der darüber liegende Heizer zu erkennen.

Im Fall der Herstellung der Sensoren auf $100 \mu\text{m}$ flexilem Glas-Substrat, wurde nach dem ersten Lithografie-Schritt (der oben beschriebene Schritt (c)) die Ti/Pt-Metallschicht direkt auf die obere Seite des Substrats gesputtert und anschließend durch ein Lift-off-Verfahren strukturiert (die oben beschriebenen Schritte (d) und (e)). Die schematische Prozessabfolge zur Herstellung der Durchflusssensoren auf Dünnglas ist in Abb. 4.15 gezeigt.

Da das Glas-Substrat sich nicht durch Bulk-Mikromechanik einfach strukturieren lässt und wegen seiner geringen thermischen Leitfähigkeit, wurde hierbei auf die Realisierung einer isolierenden Membran unter dem Heizer verzichtet.

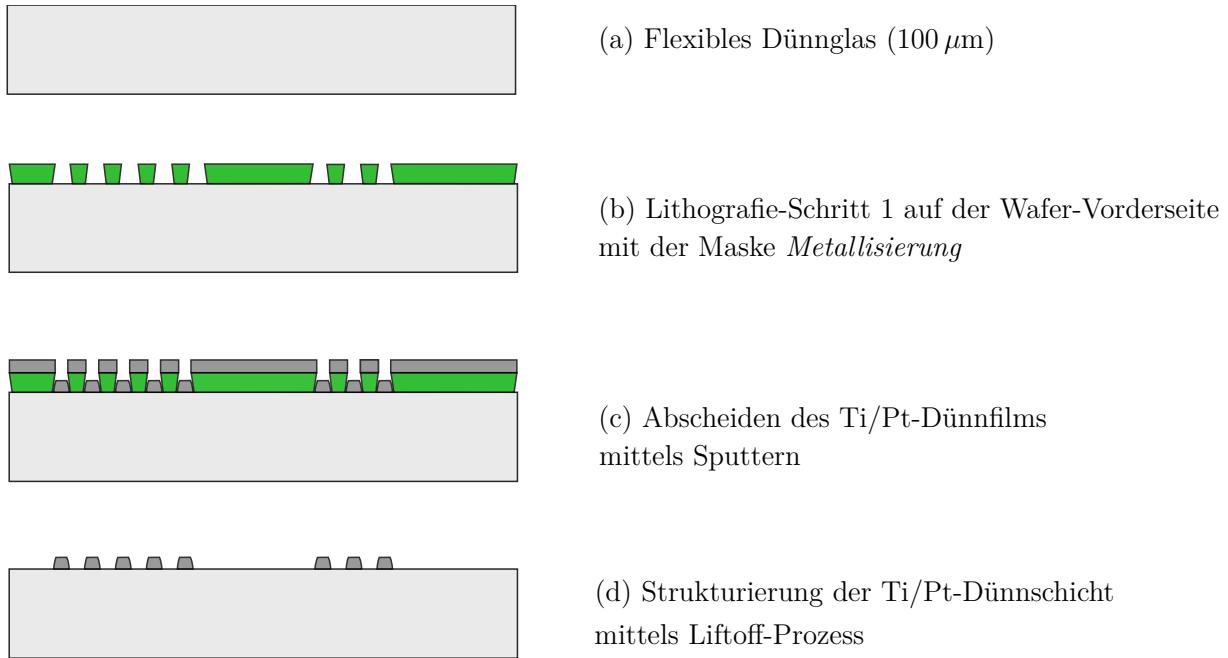


Abbildung 4.15: Prozessfolge zur Herstellung der thermischen Heißfilm-Anemometer auf Dünnglas.

Abbildung 4.16 zeigt die fertigen Sensoren hergestellt auf Silizium ($500\ \mu\text{m}$) und auf Dünnglas ($100\ \mu\text{m}$). Mit einer Fläche von ($4\ \text{mm} \times 8\ \text{mm}$) konnten 130 Sensoren, wie in Abbildung 4.13 zu sehen, pro 4“ Silizium- oder Glaswafer hergestellt werden.

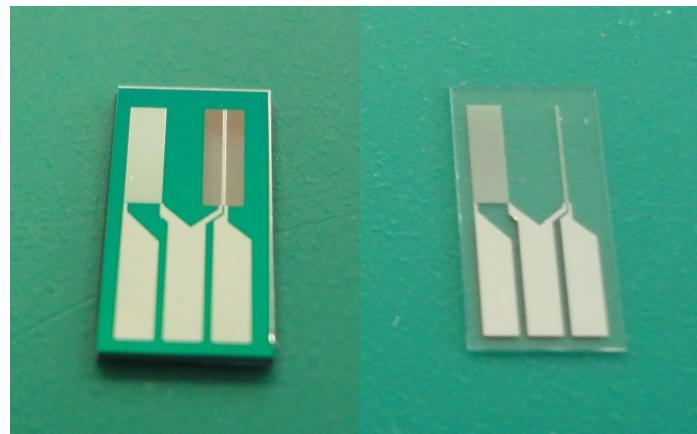


Abbildung 4.16: Fertig hergestellte thermische Durchflusssensoren mit einer Fläche von ($4\ \text{mm} \times 8\ \text{mm}$); links: auf Silizium-Substrat, rechts: auf flexilem Dünnglas.

5 Messelektronik und Versuchsaufbau

5.1 Konstant-Temperatur-Regelung

Das thermische Prinzip der Flussmessung beruht auf der Einkopplung von Wärme in das strömende Medium. Die Wärme wird von einem elektrisch beheizten Körper an das ihn umgebende Fluid abgeführt. Als Heizer dient ein Dünnschichtwiderstand aus Platin, der auf einer dünnen Si_3N_4 -Membran platziert ist. Abhängig von der Flussrate kühlt sich der Heizer ab. Durch elektrische Detektion und Auswertung dieser abfallenden Heizertemperatur kann auf die Strömungsgeschwindigkeit geschlossen werden.

Grundsätzlich kann das Heizelement auf unterschiedliche Art und Weise betrieben werden (vgl. Abschnitt 2.3 und 2.4.5). Die in der vorliegenden Arbeit verwendete Betriebsart ist der Konstant-Temperatur-Modus (CTA), wobei der Heizer mit Hilfe einer Brückenschaltung auf einer konstanten Temperatur von einigen 10K über der Fluidtemperatur geregelt wird. Die für die Konstant-Temperatur-Regelung entscheidende Eigenschaft des Heizermaterials ist die ausgeprägte Abhängigkeit des elektrischen Widerstandes von der Temperatur.

Abbildung 5.1 zeigt die elektronische Schaltung, die für die CTA-Messungen verwendet wurde. Sie besteht im Wesentlichen aus einer Wheatstoneschen Brücke mit einem rückgekoppelten Operationsverstärker. Der Heizer, der durch den Widerstand R_h dargestellt ist, ist in die Brücke integriert. Die Übertemperatur des Heizers wird über den verstellbaren Widerstand R_{hv} eingestellt. Die Widerstände R_1 und R_2 sind konstant. Die Funktion dieser CTA-Schaltung kann wie folgt beschrieben werden:

Zuerst wird der Heizer bei Nulldurchfluss am Sensor durch das Verstellen von R_{hv} auf die erwünschte Betriebstemperatur (T_h) erhitzt. Die Wheatstone-Brücke ist so ausgelegt, dass sie erst abgleicht, sobald sich der Platin-Widerstand R_h auf seinen Betriebswert erhöht, damit die Abgleichbedingung nach folgender Gleichung erfüllt ist:

$$A = \frac{R_h}{R_1} = \frac{R_{hv}}{R_2}. \quad (5.1)$$

Dabei ist A das Brückenverhältnis. Ist die Brücke abgeglichen, so ist die elektrische Spannung zwischen den Eingängen des Servoverstärkers null. Durch das vorbeiströmende Medium über die Membran wird dem Heizer Wärme entzogen, was zu einer Temperaturänderung und folglich eine Widerstandsänderung des Heizelementes führt. Demzufolge erkennt die Brücke eine Abweichung vom Gleichgewichtszustand. Der Operationsverstärker erhält am Eingang ein entsprechendes Spannungssignal. Durch den Verstärkungsfaktor des Operationsverstärkers

(bestimmt durch das Verhältnis $\frac{R_4}{R_3}$) kann jegliche Abweichung der Brücke vom Gleichgewichtszustand erfasst werden. Es wird über den Ausgang des Servoverstärkers, der an die Brücke zurückgekoppelt ist, so viel Spannung nachgeliefert, bis sich die Übertemperatur wieder einstellt und die Brücke wieder abgeglichen ist. Die Brückenspeisespannung U_{out} bzw. der Speisestrom I ist ein Maß für die Strömungsgeschwindigkeit.

Damit der vom Operationsverstärker rückgeführte Speisestrom, der für die Erwärmung des Heizelements verantwortlich ist, hauptsächlich über den Heizer fließt, soll der Zweig mit dem Heizer deutlich niederohmiger ausgelegt werden. Dafür werden für das Brückenverhältnis in der Regel Werte zwischen 5 und 20 gewählt [1, 79].

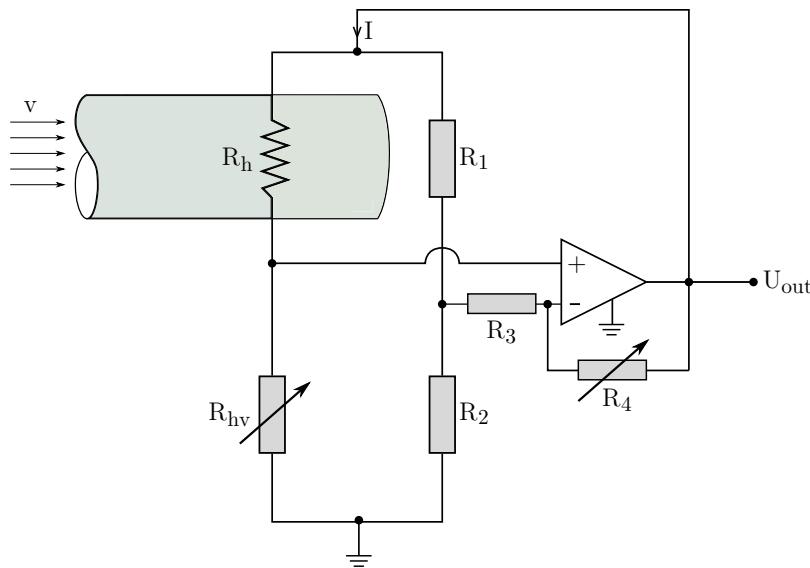


Abbildung 5.1: Elektrische Schaltung zur Regelung des Heizers auf eine konstante Übertemperatur. Die Übertemperatur wird über den verstellbaren Widerstand R_{hv} eingestellt und der Heizer wird auf einen bestimmten Betriebswiderstand eingeregelt.

Ein wichtiger Parameter für die Funktion eines Anemometers ist das Überhitzungsverhältnis (Overheat Ratio). Es ist definiert als:

$$a = \frac{R_h - R_{ha}}{R_{ha}}, \quad (5.2)$$

wobei R_h der Widerstand des Heizelements bei der Betriebstemperatur T_h und R_{ha} dessen Widerstand bei der Referenztemperatur T_0 (hier als Umgebungstemperatur (T_a) angenommen) sind. Für gasförmige Fluide wird in der Praxis für das Overheat Verhältnis ein Wert im Bereich von 0,05 – 1,0 gewählt [79].

Betrachtet man nun die folgende Temperaturabhängigkeit des Heizwiderstandes (vlg. Abschnitt 3.2):

$$R_h = R_{ha}[1 + \alpha(T_h - T_a)], \quad (5.3)$$

so lässt sich die oben erwähnte Übertemperatur $T_{Ü}$ einer CTA-Schaltung über das Overheat Ratio a und anhand der Gleichung 5.3 wie folgt darstellen:

$$T_{Ü} = T_h - T_a = \frac{a}{\alpha}. \quad (5.4)$$

In der Praxis wählt man die Übertemperatur möglichst hoch, um eine große Empfindlichkeit gegenüber Geschwindigkeitsänderungen und eine Reduzierung des Einflusses der Fluidtemperatur zu erreichen [63].

5.2 Kompensation der Fluidtemperatur

Wie bereits im Abschnitt 2.4 erläutert, basiert das Messprinzip eines thermischen Anemometers auf der konvektiven Wärmeabgabe des Heizers an das vorbeiströmende Fluid, die nach Gleichung 2.3 direkt proportional zu der Temperaturdifferenz zwischen Heizer und Strömungsmedium ist. Da das Ausgangssignal eines CTA mit dieser abgegebenen Wärmeleistung korreliert, hat die Fluidtemperatur eine direkte Auswirkung auf dieses Signal, sodass deren Änderung ohne Kompensation zu einem relativ großen Fehler in der Kennlinie des Sensors führt. Erhöht sich die Fluidtemperatur, so sinkt die zuvor eingestellte Übertemperatur und die Ausgangskennlinie des Sensors fällt [35].

Um diesen Messfehler zu vermeiden, soll die Fluidtemperatur erfasst und kompensiert werden. Diese wird durch einen zusätzlichen resistiven Messwiderstand, ebenso aus Platin, der direkt auf dem Substrat platziert ist, erreicht.

Für die Kompensation der Änderung der Fluidtemperatur wird die in Abbildung 5.1 gezeigte Schaltung erweitert, indem der Widerstand in dem zum Heizwiderstand gegenüberliegenden Brückenzweig (R_1 in Abb. 5.2) durch den auf dem Siliziumsubstrat befindlichen thermoresistiven Temperatursensor (R_t) ersetzt wird. Diese erweiterte CTA-Schaltung ist in Abbildung 5.2 dargestellt.

Bei Änderung der Fluidtemperatur ändert sich der Widerstand des Temperatursensors, was zu einer Verstimmung der Brücke führt. Die Brückenversorgungsspannung wird entsprechend angepasst, um die Messbrücke wieder ins Gleichgewicht zu bringen. Dadurch findet eine Anpassung der Temperatur des Heizelements an die gestiegene oder gefallene Fluidtemperatur statt und die ursprünglich eingestellte Übertemperatur bleibt konstant. Somit hat die Temperatur des Strömungsmediums im Idealfall keinen Einfluss auf das Messsignal.

Für eine möglichst vollständige Kompensation soll jedoch folgendes berücksichtigt werden:

Zum einen soll der TCR-Wert des Heizelements gleich der des Temperaturführelementes sein. Nur so kann die Übertemperatur, unabhängig von der Umgebungstemperatur, auf einem konstanten Wert gehalten werden.

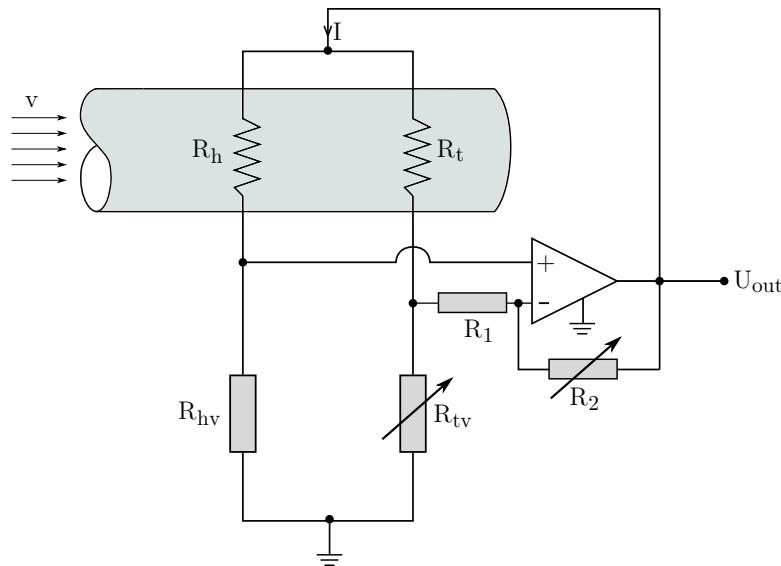


Abbildung 5.2: CTA-Schaltung zur Kompensation der Fluidtemperatur. Die Kompensation erfolgt durch den auf das Substrat platzierten Messwiderstand (R_t), der in den gegenüberliegenden Brückenzweig des Heizers eingefügt ist.

Zum anderen soll die Eigenerwärmung des Temperatursensors (verursacht durch die Joule'sche Erwärmung) minimiert werden. Um dies zu erreichen, muss der Stromfluss durch den Temperatursensor durch einen entsprechend hohen Widerstand möglichst gering gehalten werden. Die hergestellten Platin-Dünnschichtstrukturen haben einen Wert von 350Ω und 3500Ω für R_h und R_t .

Das Vermeiden der Joule'schen Erwärmung des Temperaturmesswiderstands gewährleistet, dass sich seine Temperatur nur durch die Annahme der Fluidtemperatur ändert. Somit verschwindet, aufgrund der fehlende Temperaturdifferenz zwischen Sensor und Fluid, der durch Konvektion entzogene Wärmeanteil. Das führt dazu, dass die Temperatur des Messwiderstands unabhängig von der erzwungenen Konvektion ist und dass die Kompensation der Fluidtemperatur unabhängig von der Strömungsgeschwindigkeit realisiert werden kann.

5.3 Fluidischer Messplatz

Um die Funktionsweise des erarbeiteten Konzeptes für die Durchflussmessung zu untersuchen und die hergestellten Sensoren zu charakterisieren, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein fluidischer Messplatz aufgebaut (siehe Abb. 5.3). Dieser besteht aus zwei Massendurchflussreglern (Mass Flow Controller, MFC) zur Erzeugung und Regelung verschiedener Massenströme, einem Strömungskanal, welcher das Sensorelement und den Störkörper beinhaltet, einer CTA-Elektronikschaltung, mit der der Sensor in Betrieb genommen wird, einigen elektronischen Einheiten zur Versorgung der Schaltung und zur Vermessung der Messsignale sowie einem Computer mit der Software LabView zur Steuerung und Auswertung des gesamten Systems.

Als Fluid für die Messungen wurde Luft genutzt, die über das Hausdruckluftnetz zur Verfügung steht. Der Druckluft wird über einen Massendurchflussregler über den Sensor geleitet. Der Durchfluss wird anhand zweier handelsüblicher Massenflusskontroller von *Bürkert Fluid Control Systems* mit zwei unterschiedlichen Messbereichen geregelt, um den Luftstrom zwischen 1 l/min und 25 l/min (MFC Typ 8711) bzw. zwischen 25 l/min und 700 l/min (MFC Typ 8626) zu erzeugen. Die Steuerung der MFCs erfolgt durch das LabView-Programm. Der Durchflusssensor wird in der Mitte eines Messrohrs aus Kunststoff mit einem Radius von 6,5 mm platziert und mit der in Abschnitt 5.1 vorgestellten CTA-Elektronikeinheit betrieben. Für die Durchführung von dynamischen Messungen im Vortex-Modus ist im Strömungskanal neben dem Sensor auch ein Störkörper montiert. Die Versorgung der CTA-Schaltung erfolgt über einen Netzteil mit steuerbarer Spannungserzeugung. Mittels eines Multimeters werden die Messdaten erfasst. Auf dem PC werden die Daten mittels LabView aufgenommen und zur weiteren Bearbeitung und Auswertung gespeichert. Für die grafische Darstellung der erhaltenen Messwerte steht ein Oszilloskop zur Verfügung.

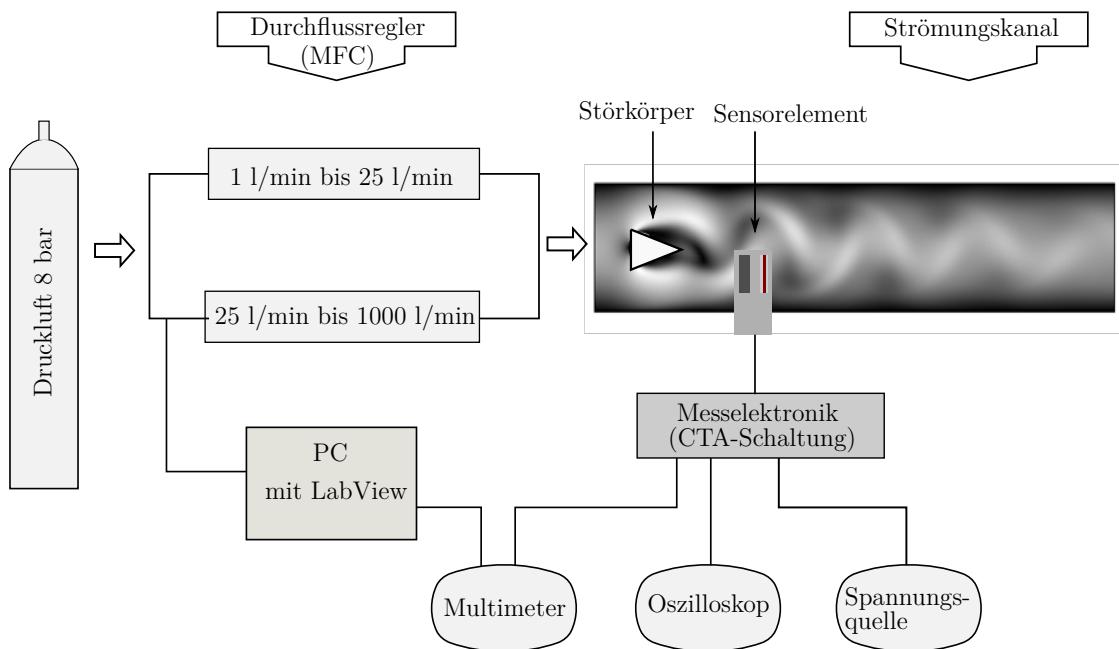


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung des fluidischen Messaufbaus.

6 Messung und Charakterisierung

6.1 Charakterisierung der CTA-Schaltung

6.1.1 Übertemperatur

Wie schon in den vorangehenden Kapiteln erwähnt, wird das hergestellte thermische Anemometer im Konstant-Temperatur-Modus betrieben. Dabei wird der Heizwiderstand mit Hilfe der in Abbildung 5.2 gezeigten Regelschaltung auf einer konstanten Übertemperatur oberhalb der Fluidtemperatur gehalten¹. Die Übertemperatur wird vor jeder Messung über den verstellbaren Vorwiderstand R_{tv} beim Durchfluss Null eingestellt. Abhängig vom gewählten Wert für R_{tv} misst man eine entsprechende Spannung am Ausgang des Operationsverstärkers ($U_{out}^{V=0}$). Allerdings wird durch die Elektronik der Betriebswiderstand (und nicht die Temperatur), auf den der Heizer geregelt werden soll, vorgegeben. Ist der Temperaturkoefizient des elektrischen Widerstandes (TCR) des Heizelementes bekannt, kann nun auf die Betriebstemperatur zurückgerechnet werden.

Der TCR-Wert der hergestellten Pt-Heizerstrukturen wurde mit Hilfe eines Klimaschranks bestimmt. Dabei wurden unterschiedliche Temperaturen im Bereich von 10 °C bis 100 °C angefahren und die entsprechenden Widerstandswerte des im Schrank platzierten Heizers gemessen. Abbildung 6.1 zeigt das Verhältnis zwischen Temperatur und Widerstand eines hergestellten Platin-Heizwiderstandes. Aus dieser Messkurve, die in dem verwendeten Temperaturbereich sehr linear verläuft, lässt sich ein TCR-Wert von $2,50 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ für den gesputterten Ti/Pt-Dünnfilm bestimmen.

In Tabelle 6.1 sind für verschiedene Ausgangsspannungen bzw. Vorwiderstände R_{tv} , die entsprechenden Betriebswiderstände des Heizers R_h , gemessen über eine Strom- und Spannungsmessung (U/I-Messung), zu finden. Bei Raumtemperatur besitzt der Heizer einen elektrischen Widerstand von $R_{ha} = 330 \Omega$. Für jeden R_h lassen sich nun das Overheat Verhältnis (aus Gleichung 5.2) und mit einem bekannten TCR auch die entsprechende Übertemperatur (aus Gleichung 5.4) bestimmen. Diese Werte sind ebenfalls in Tabelle 6.1 aufgelistet.

¹Wenn im Weiteren nicht anders erwähnt, ist mit der Schaltung die Regelschaltung aus der Abbildung 5.2 gemeint.

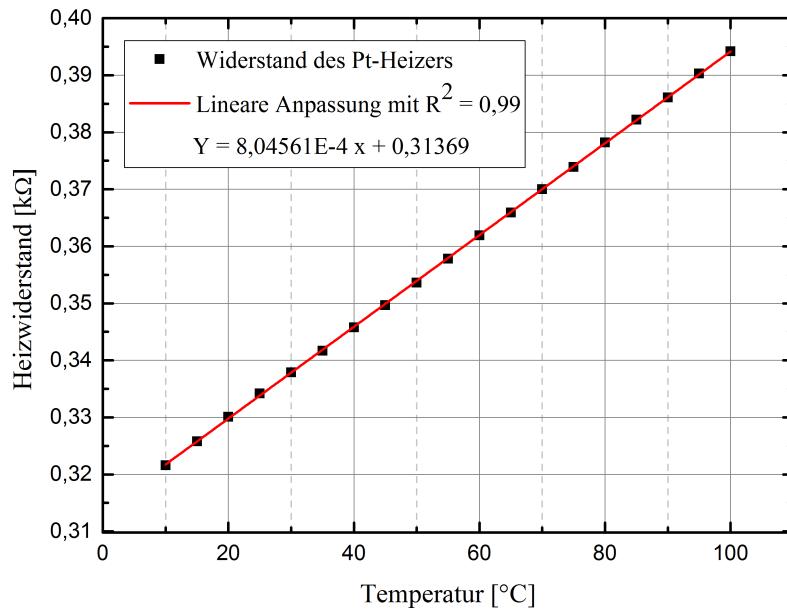


Abbildung 6.1: Messung des temperaturabhängigen Widerstandes der Pt-Heizerstruktur in einem Klimaschrank zur Bestimmung des TCR-Wertes.

Tabelle 6.1: Overheat Verhältnis und Übertemperatur des Heizers (in Bezug zu einer Referenztemperatur von 22 °C) für verschiedene Ausgangsspannungen der CTA-Schaltung. Bei Raumtemperatur von 22 °C besitzt der Heizer einen elektrischen Widerstand von 330 Ω.

R _{tv}	U _{out}	R _h	Overheat Verhältnis	Übertemperatur
Ω	V	Ω	-	°C
4343	2,5	346,90	0,05	19,84
4055	3,5	364,72	0,10	40,75
4017	4,5	378,27	0,14	56,69
3835	5,5	398,17	0,20	80,06

6.1.2 Regelung der Heizertemperatur

Um die korrekte Funktionsweise der CTA-Schaltung zur Regelung der eingestellten Betriebstemperatur in Anwesenheit von Strömung zu zeigen, wurde die Heizertemperatur bei unterschiedlichen Flussraten bestimmt. Dabei wurde der Heizer beim Durchfluss Null auf eine Temperatur, die einer Ausgangsspannung von $U_{\text{out}}^{\text{V}=0} = 6 \text{ V}$ entspricht, geheizt. Dann wurde das Sensorelement mit einer Luftströmung beaufschlagt und bei jeder Strömungsgeschwindigkeit der Widerstand des Heizers mittels U/I-Messung bestimmt. Nach Widerstandsbestimmung konnte nun die Temperatur des Heizers mit Hilfe der TCR-Messkurve aus der Abbildung 6.1 gewonnen werden.

In Tabelle 6.2 ist die Heizertemperatur T_h , betrieben im Konstant-Temperatur-Modus der CTA-Schaltung, für verschiedene Flussraten aufgelistet. Diese Messungen verifizieren die einwandfreie Funktion der Schaltung zur Regelung der Übertemperatur. Über einen weiten Mess-

Tabelle 6.2: Heizertemperatur des thermischen Anemometers betrieben im Konstant-Temperatur-Modus bei verschiedenen Flussraten. Ein Vergleich der Temperaturwerte zeigt die einwandfreie Funktion der Regelung der eingestellten Übertemperatur. Für einen besseren Vergleich wurde die Flussrate des MFCs mit Hilfe des Kanalquerschnitts in die Strömungsgeschwindigkeit umgerechnet.

Flussrate l/min	Strömungsgeschwindigkeit m/s	T _{Heizer} °C
0	0	112,33
150	37,6	112,73
300	75,3	113,06
450	113,0	112,80
600	150,6	112,66

bereich bis zu 600 l/min, was einer Strömungsgeschwindigkeit von 150 m/s bei dem verwendeten Messrohr mit einem Radius von 6,5 mm entspricht, ist die Heizertemperatur nahezu konstant. Die sehr geringen Temperaturunterschiede können auf Messungenauigkeiten bei der Strom- und Spannungswertaufnahme zurückgeführt werden.

6.2 Ansprechverhalten des thermischen Anemometers

6.2.1 Die Methode des Square-Wave-Tests

Da das dynamische Ansprechverhalten des verwendeten CTA-Systems bei dem vorgestellten Konzept der Durchflussmessung eine wichtige Rolle spielt, wird dieses im Folgenden etwas detaillierter betrachtet.

Das Konzept beinhaltet das Einsetzen des Vortex-Modus bei relativ hohen Flussraten. Dabei soll die Wirbelablösefrequenz durch das thermische Anemometer, betrieben im Konstant-Temperatur-Modus, erfasst werden. Damit das Anemometer schnell genug den durch die Wirbel verursachten lokalen Geschwindigkeitsschwankungen folgen und Frequenzen im Bereich von einigen kHz auflösen kann, muss der Sensor sehr geringe thermische Ansprechzeiten aufweisen.

Die Zeitkonstante eines Hitzdrahts bzw. eines Heißfilms lässt sich aus der Differentialgleichung, die die Energiebilanz am Messelement beschreibt, ableiten [80]. Daraus ergibt sich nach [81] für die Zeitkonstante eines Heizelementes, integriert in die Brücke einer Konstant-Temperatur-Regelschaltung nach Abbildung 5.1, folgender Zusammenhang:

$$\tau = \frac{(n+1)^2}{2n} \cdot \frac{R_h}{R_h - R_{ha}} \cdot \frac{c}{H(v)}. \quad (6.1)$$

Dabei ist c die Wärmekapazität des Heizelements und $H(v)$ ist dessen Wärmetransportfunktion, die in erster Linie abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit ist. Weiterhin ist $n = \frac{R_1}{R_2}$ das Widerstandsverhältnis im rechten Brückenzweig. Damit reduziert sich die Zeitkonstante mit einer Erhöhung des Overheat-Verhältnisses $\frac{R_h - R_{ha}}{R_h}$ oder mit einer Steigerung der Strömungsgeschwindigkeit.

Ein weit verbreitetes auch in dieser Arbeit verwendetes Verfahren zur experimentellen Untersuchung von Dynamik und Bestimmung der Grenzfrequenz eines CTA-Systems ist der sogenannte *Square-Wave-Test* [80]. Dazu speist man mit einem Funktionsgenerator ein Spannungssignal (normalerweise ein Rechtecksignal) in den Brückenregelkreis ein (siehe Abb. 6.2). Dieser Impuls wirkt auf das System wie eine Geschwindigkeitsänderung. Ein optimales Antwortsignal eines Konstant-Temperatur-Anemometers auf solch einen Spannungsimpuls ist in Abbildung 6.3 dargestellt. Mit der Gleichung

$$F_c = \frac{1}{1.3\tau_w}, \quad (6.2)$$

lässt sich aus dem Ausgangssignal der Brücke die Grenzfrequenz des verwendeten CTA-System (cut-off frequency) bestimmen [37]. Dabei ist τ_w die Zeit, in der das Signal auf 3% vom Wert seiner maximalen Amplitude reguliert wurde. Sie wird auch als Maß für die Reaktionszeit des Heizelements verwendet.

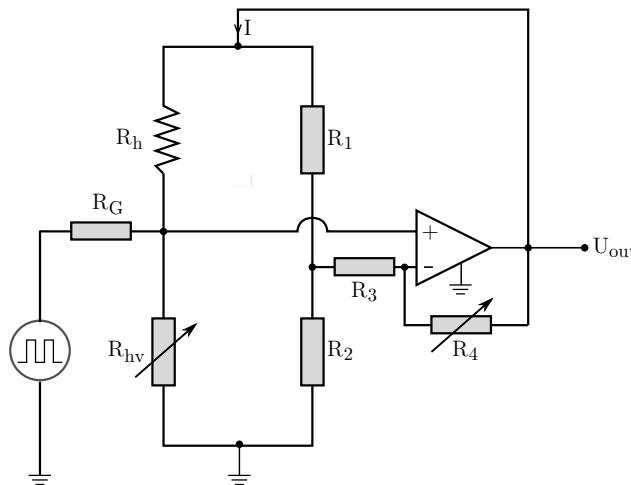


Abbildung 6.2: CTA-Schaltung mit integriertem Funktionsgenerator zur Durchführung des Square-Wave-Tests.

Bei einer gegebenen Strömungsgeschwindigkeit wird das dynamische Verhalten eines CTAs und dessen maximale Grenzfrequenz hauptsächlich durch die Dynamik des Sensors selbst (aufgrund seiner thermischen Kapazität) bestimmt. Aus den experimentellen Untersuchungen ist jedoch bekannt, dass auch die elektronischen Komponenten der Regelschaltung hierbei eine Rolle spielen. Dabei haben das Verstärkungs-Bandbreite-Produkt (Gain Bandwidth Product) des rückgekoppelten Operationsverstärkers und dessen Verstärkungsfaktor (Gain) direkten Einfluss auf die Grenzfrequenz [81, 82]. Auch einen Einfluss der in der Wheatstone-Brücke integrierten Widerstände wurde festgestellt [82].

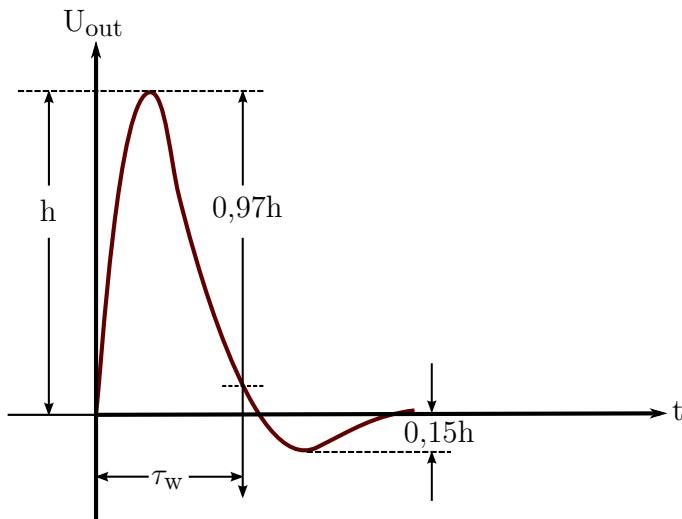


Abbildung 6.3: Die optimale Antwort eines Hitzdraht-Anemometers auf eine Anregung mit Rechteckimpulsen, nach [37]. Es wird eine Unterschreitung des Sollwertes um 15% der maximalen Spannung vorgegeben. τ_w ist das Maß für die Reaktionszeit des Heizelements und $F_c = \frac{1}{1,3\tau_w}$ ist die Grenzfrequenz.

6.2.2 Messergebnisse

Abbildung 6.5 zeigt das Antwortsignal eines hergestellten Silizium-Heißfilm-Anemometers beim beschriebenen Square-Wave-Test (SWT). Für die Messung wurde der Heizwiderstand des Sensors R_h nach Abbildung 6.2 in die für diesen Test modifizierte CTA-Schaltung integriert und auf eine Übertemperatur, die einer Ausgangsspannung von $U_{out}^{V=0} = 2,5 \text{ V}$ entspricht, geheizt. Als Anregung wurde mit dem Funktionsgenerator ein Rechteckimpuls mit einer Breite von 20 ms und einer Amplitude von 0,5 V in der Schaltung eingespeist. Dieses Rechtecksignal ist in Abbildung 6.4 dargestellt.

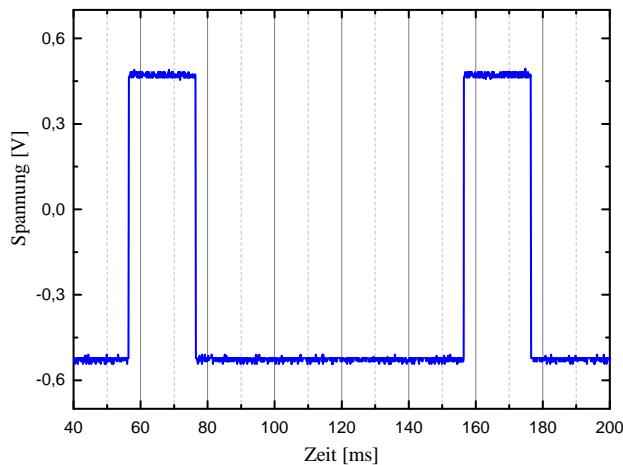


Abbildung 6.4: Das Rechtecksignal eingespeist in den Brückenregelkreis aus Abbildung 6.2 ; Pulsbreite = 20 ms, Pulsfrequenz = 10 Hz, Amplitude = 0,5 V.

Das Ergebnis des Square-Wave-Tests an dem hergestellten Dünnschicht-Platinwiderstand auf Si_3N_4 -Membran zeigt einen vergleichbaren Verlauf zu der in Abbildung 6.3 dargestellten

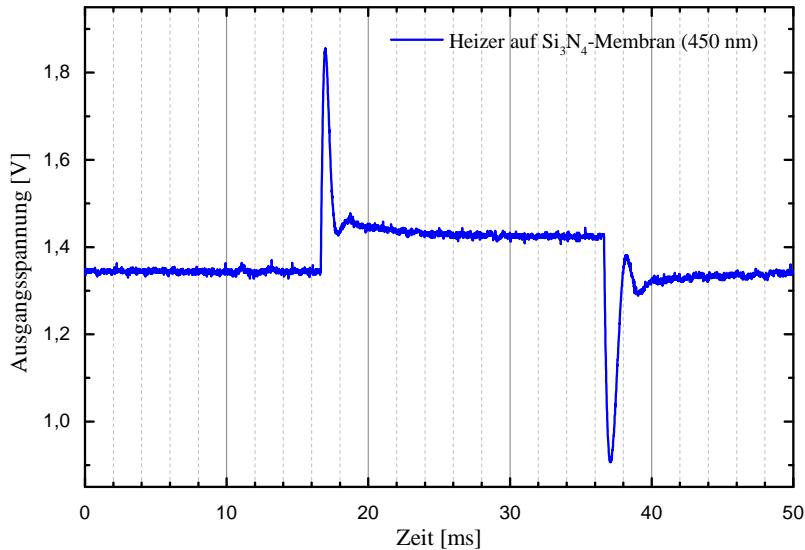


Abbildung 6.5: Dynamisches Ansprechverhalten des thermischen Durchflusssensors auf Siliziumbasis mit Heizer platziert auf einer Si_3N_4 -Membran. Dargestellt ist das Antwortsignal des Sensors auf einen Rechteckimpuls nach der Methode des Square-Wave-Tests, aufgenommen mit der in Abbildung 6.2 gezeigten Regelschaltung.

optimalen dynamischen Antwort für ein thermisches Hitzdraht-Anemometer. Somit lässt sich nach Abbildung 6.6 für den Heißfilm-Anemometer bei Nulldurchfluss eine Reaktionszeit von 0,8 ms bestimmen. Dieser Wert von τ_w entspricht nach Gleichung 6.2 einer Grenzfrequenz von 981 Hz².

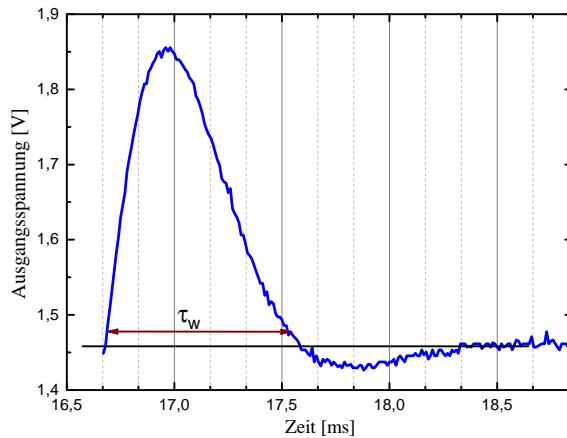


Abbildung 6.6: Vergrößerter Ausschnitt des Signals aus Abbildung 6.5 zur Bestimmung der Reaktionszeit τ_w des Heißfilm-Anemometers.

Abbildung 6.7 zeigt das Ergebnis einer SWT-Messung mit dem Heißfilm-Anemometer, hergestellt auf Dünnglas als Substrat. Im Gegensatz zum Antwortsignal des auf Siliziumbasis hergestellten Anemometers deckt sich bei dieser Messung die Antwort auf den Rechteckimpuls nicht ganz mit dem optimalen Verlauf aus der Abbildung 6.8. Da die Geometrie und

²Dieser Wert der Grenzfrequenz gilt für Nulldurchfluss und eine Ausgangsspannung von 2,5 V. Wie schon in Abschnitt 6.2.1 erwähnt, kann dieser Wert bei höheren Übertemperaturen sowie größeren Strömungsgeschwindigkeiten weit übertroffen werden.

Materialeigenschaften des Heizwiderstandes bei den beiden Sensoren gleich sind, kann dieser Unterschied mit der zu dem Heizelement verbundenen thermischen Kapazität begründet werden. Während im Falle der siliziumbasierten Herstellung der Heizer auf einer 450 nm-dünnen Si_3N_4 -Membran aufgebracht ist, ist er im anderen Fall direkt auf einem 100 μm -dicken Glas-Substrat platziert, was mit einer höheren Wärmeträgheit des Heizwiderstandes verbunden ist. Somit kann für das Heißfilm-Anemometer auf Dünnglas-Basis kein optimales dynamisches Ansprechverhalten mit der SWT-Methode aufgenommen werden.

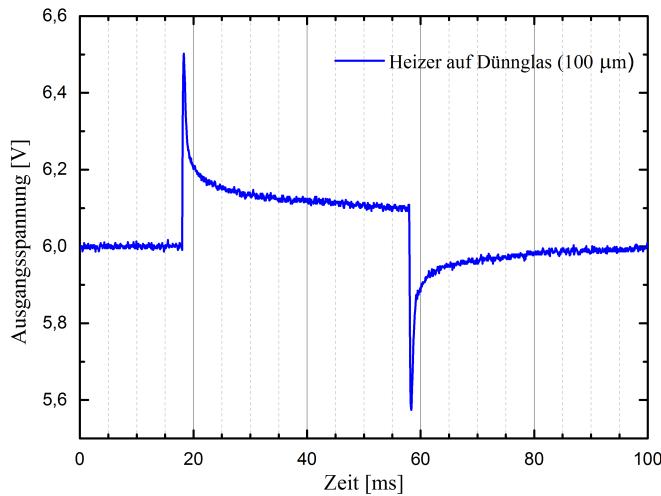


Abbildung 6.7: Dynamisches Ansprechverhalten des Heißfilm-Anemometers hergestellt auf Dünnglas.

In Abbildung 6.8 ist die Antwortfunktion eines auf Glas-Substrat basierenden Durchflusssensors im Vergleich zu einem Sensor auf Si-Basis auf den Spannungsimpuls des Rechteckgenerators dargestellt. Es ist zu erkennen, dass, wie erwartet, der Heizer auf der Si_3N_4 -Membran eine kürzere Ansprechzeit aufweist.

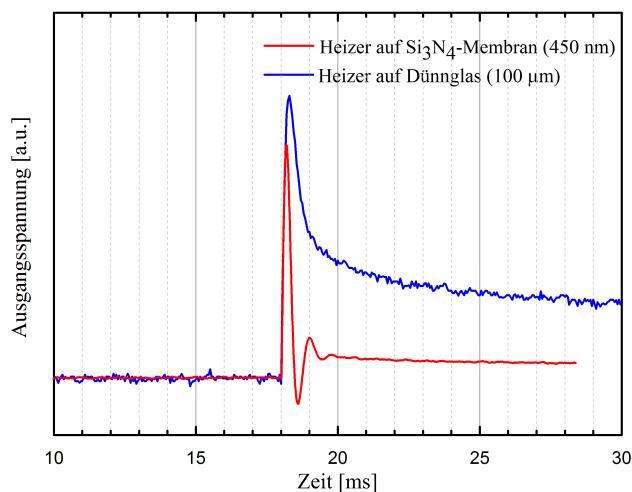


Abbildung 6.8: Antwortsignal einer SWT-Messung mit einem Heizwiderstand platziert auf einem 100 μm -dicken Glas-Substrat im Vergleich mit der Antwortfunktion des gleichen Heizwiderstandes auf einer 450 nm-dicken Si_3N_4 -Membran.

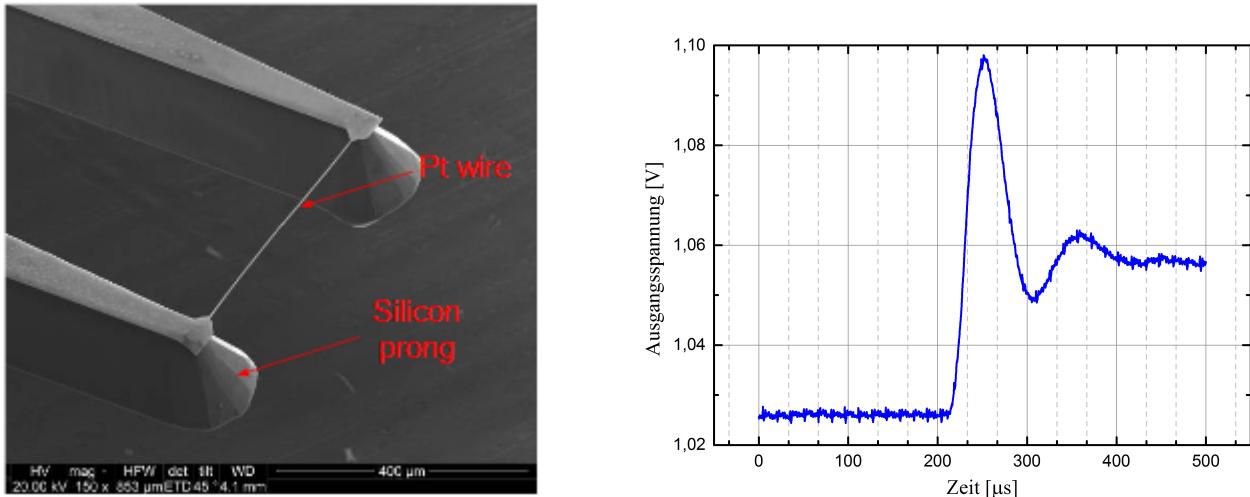


Abbildung 6.9: Links: REM-Aufnahme des freistehenden Hitzdrahtes aus [83]. Rechts: Antwortsignal dieses Hitzdrahtes auf Spannungsimpuls des Rechteckgenerators aus Schaltung 6.2, mit einer sehr kurzen Ansprechzeit von nur 60 μ s.

Um den Einfluss der thermischen Isolierung des Heizers vom Rest des Sensorelements auf die Reaktionszeit des Anemometers noch besser zu veranschaulichen, wurde mit der Regelschaltung aus Abbildung 6.2 eine SWT-Messung mit einem in der Arbeitsgruppe hergestellten Platin-Hitzdraht [83] durchgeführt. Dieser mit MEMS-Herstellungsverfahren gefertigte freistehende Draht hat eine Breite von nur 3,3 μ m und ist nur an dessen Enden über zwei Zinken (prongs) mit dem Sensorkörper verbunden (siehe Abb. 6.9-links).

Das Ergebnis dieser Messung, das in Abbildung 6.9-rechts zu sehen ist, zeigt die extrem schnelle Reaktionszeit dieses Hitzdraht-Anemometers von nur 60 μ s.

Da bei dem erarbeiteten Messkonzept die Reaktionszeit des Durchflusssensors eine entscheidende Rolle spielt, wurden in weiteren Versuchen der Einfluss der Größe der Heizwiderstandsfläche sowie die Auswirkung einer Passivierungsschicht auf die Ansprechzeit des Silizium-Anemometers untersucht.

Für den ersten Fall wurden zwei verschiedenen Mäander-Strukturen mit verschiedener Anzahl an Leiterbahnen und unterschiedlichen Breiten hergestellt, wobei Heizerflächen von 0,16 mm^2 und 1,23 mm^2 realisiert wurden. Für die zweite Untersuchung wurden die Durchflusssensoren mit einer 300 nm-dicken Siliziumnitrid-Schicht, abgeschieden in einer PECVD-Anlage, passiviert.

In Abbildung 6.10 sind die entsprechenden Antwortsignale der SWT-Messungen dargestellt. Es zeigt sich deutlich, dass sich eine Passivierung des Heizwiderstands negativ auf dessen Reaktionszeit auswirkt. Des Weiteren erkennt man aus den Messungen, dass eine schnellere Reaktionszeit realisiert werden kann, wenn die Fläche des Heizwiderstandes möglichst klein ausgelegt wird. So können die Wärmekapazität minimiert und eine kleine thermische Masse realisiert werden.

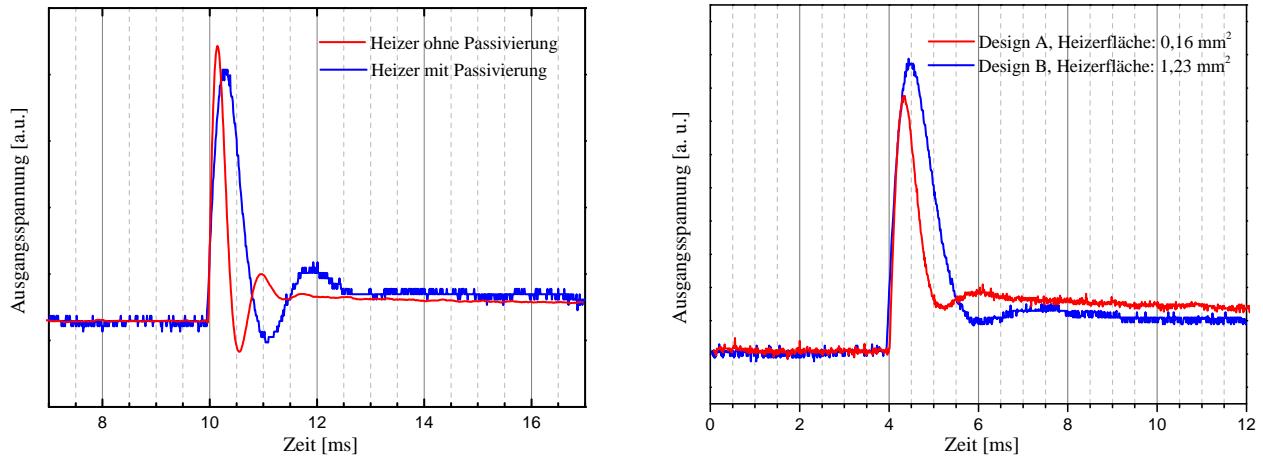


Abbildung 6.10: Links: Reaktionszeit eines mit einer Si_3N_4 -Schicht (300 nm) passivierten Anemometers ($\tau = 0,8 \text{ ms}$) im Vergleich mit einem Anemometer ohne Passivierung ($\tau = 0,4 \text{ ms}$). Rechts: Vergleich der Reaktionszeiten zweier Anemometer mit unterschiedlichen Heizerflächen von $0,16 \text{ mm}^2$ und $1,23 \text{ mm}^2$ mit $\tau = 0,8$ bzw. $1,6 \text{ ms}$.

6.3 Statische Messungen

6.3.1 Sensorkennlinie

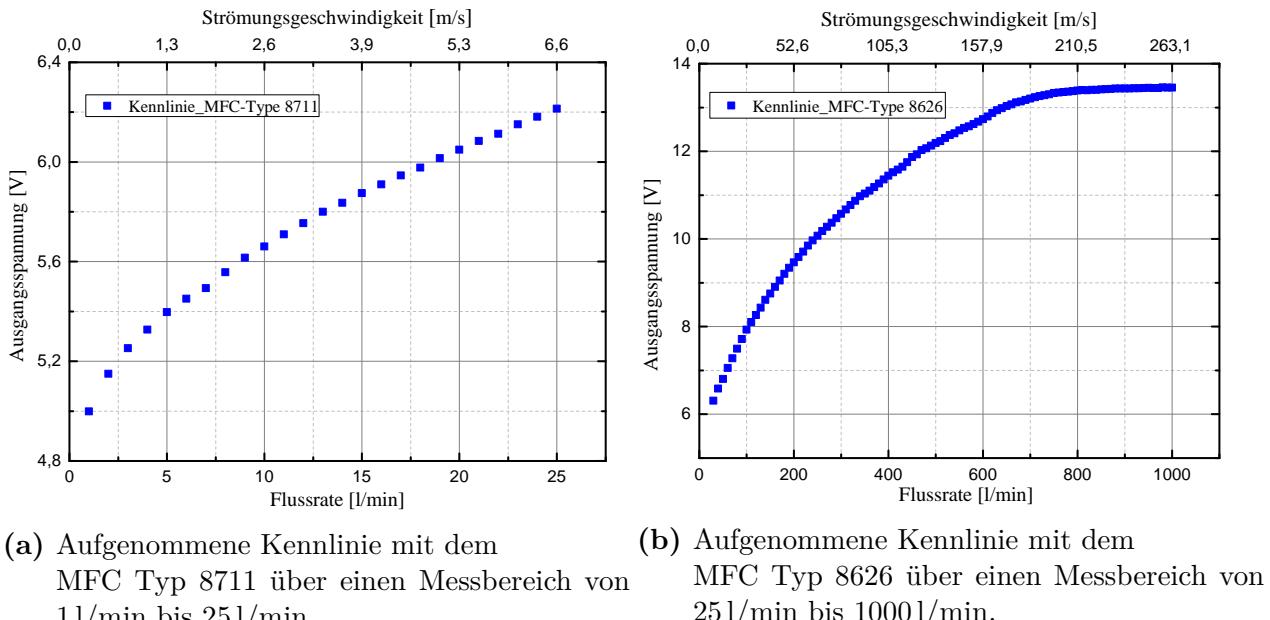
Für die Charakterisierung der Durchflusssensoren wurden zunächst statische Messungen zur Bestimmung der Sensorkennlinie bei Raumtemperatur durchgeführt. Dabei wurde der von der Druckluft erzeugte Durchfluss über einen LabView-angesteuerten Massendurchflussregler auf den gewünschten Wert eingestellt und über den im Messkanal platzierten Sensor geleitet³. In Abbildung 6.11 sind die Messkurven, aufgenommen mit zwei MFCs (mit zwei unterschiedlichen Messbereichen) gezeigt. Hierbei ist das Ausgangssignal der CTA-Schaltung (in Abbildung 5.2 mit U_{out} gekennzeichnet) als Funktion der Flussrate dargestellt. Um die Messergebnisse unabhängig vom Kanalquerschnitt zu machen und für einen besseren Vergleich wurden die Volumenflussraten mit Hilfe der Querschnittsfläche des Messrohrs auf die Strömungsgeschwindigkeit normiert und in den Graphen eingetragen.

Für die Aufnahme der Kennlinie wurde die Flussrate in bestimmten Schritten erhöht und dabei jeweils ein Messpunkt aufgenommen. Die Ausgangsspannung ohne Durchfluss wurde

Tabelle 6.3: Komponenten der Messschaltung (Abb. 5.2), verwendet für die Aufnahme der statischen Sensorkennlinie.

R_{ha}	R_{hv}	R_t	R_{tv}	R_1	R_2	$U_{\text{out}}^{V=0}$
Ω	Ω	$k\Omega$	$k\Omega$	$k\Omega$	$k\Omega$	V
336	497	3,12	4,93	1	123	5

³Für die Messungen wurde soweit nicht anders angegeben ein Messrohr mit einem Radius von 6,35 mm verwendet.



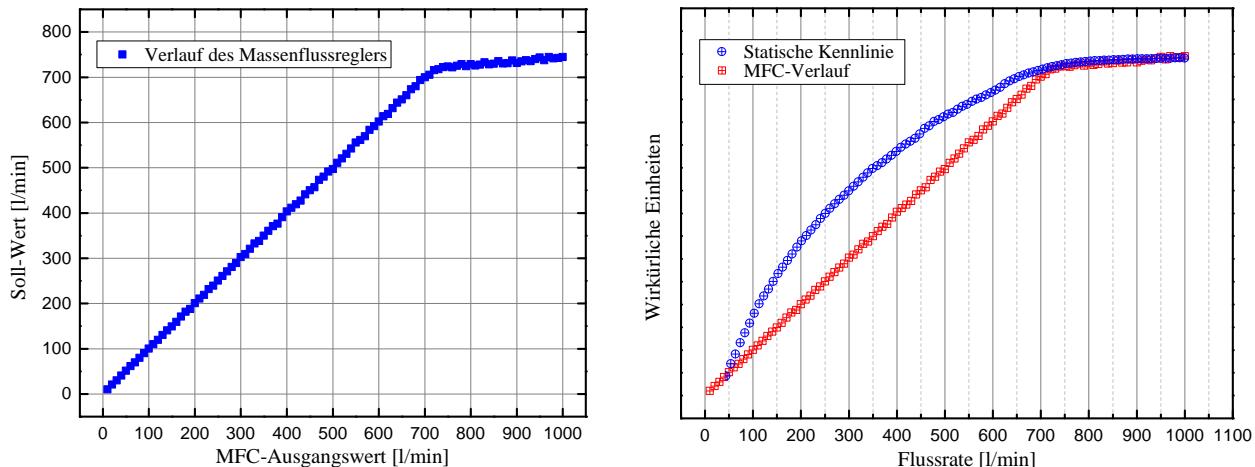
(a) Aufgenommene Kennlinie mit dem MFC Typ 8711 über einen Messbereich von 1l/min bis 25l/min.

(b) Aufgenommene Kennlinie mit dem MFC Typ 8626 über einen Messbereich von 25l/min bis 1000l/min.

Abbildung 6.11: Statische Kennlinie des thermischen Anemometers, gemessen mit der Regelschaltung aus der Abbildung 5.2 mit den Werten nach Tabelle 6.3.

auf $U_{\text{out}}^{\text{v}=0} = 5 \text{ V}$ eingestellt. Bei Raumtemperatur besitzt der Heizer einen elektrischen Widerstand von 336Ω . In Tabelle 6.3 sind die Widerstandswerte der Regelschaltung aus der Abbildung 5.2 aufgelistet. Die hier eingestellten Parameter und verwendeten Widerstände gelten für alle folgenden Versuche im diesen Abschnitt.

Abbildung 6.11-a zeigt die Kennlinie im Bereich der kleineren Flussraten von 1l/min bis 25l/min, geregelt durch den kleinen Massendurchflussregler (MFC Typ 8711). Für die Aufnahme der Kennlinie über einen großen Flussratenbereich wurde eine zweiter Massendurchflussregler (MFC Typ 8626) verwendet, der Durchflussraten zwischen 25l/min und maximal 1000l/min liefern konnte. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.11-b dargestellt. Auffällig ist das Verhalten der Messkurve ab einer Flussrate von ca. 700l/min, wobei in diesem Bereich die Kurve abrupt in die Sättigung zu gehen scheint. Eine Erklärung zu diesem Verhalten der Kennlinie kann wie folgt geliefert werden: Der Massendurchflussregler ist mit einem Vordruck von 8 bar kalibriert. Das vorhandene Druckluftsystem kann aber bei relativ langen Messungen und nach dem Liefern von relativ großen Mengen an Druckluft nicht ausreichend große Druckwerte (den benötigten Vordruck von 8 bar) liefern. Der während der Messung abfallende Vordruck am Eingang des Massendurchflussreglers führt zu einer Verschiebung des Arbeitspunktes des MFCs. Dies führt wiederum dazu, dass der Massendurchflussregler bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten nicht die Flussraten auf den gewünschten Sollwert regeln kann. Um dies zu veranschaulichen, ist in Abbildung 6.12-a der Verlauf des MFC Typ 8626 über dessen gesamten Messbereich dargestellt. Für die Messung wurde der Sollwert der Flussrate in Schritten von 10l/min erhöht und dabei jeweils der geregelte Istwert des MFCs aufgenommen. Es ist deutlich zu erkennen, dass ab einer Flussrate von ca. 700l/min infolge des Druckabfalls keine richtige Regelung stattfindet. Im Vergleich zwischen der Kennlinie des Durchflusssensors und dem MFC-Verlauf (Abb. 6.12-b) lässt sich feststellen, dass das



- (a) Ausgangssignal des Massendurchflussreglers nach der Regelung des Soll-Wertes. Infolge des Druckabfalls am Eingang des MFCs kann ab einer Flussrate von ca. 700 l/min keine richtige Regelung mehr stattfinden.
- (b) Vergleich zwischen der Kennlinie des Durchflusssensors und dem MFC-Verlauf. Die fehlerhafte Durchflussregelung wird durch das Abflachen der Sensorkennlinie ab ca. 700 l/min widergespiegelt.

Abbildung 6.12: Regelung des Durchflusses mit dem Massendurchflussregler Typ 8626.

Abflachen der Kennlinie ab ca. 700 l/min keine Sensorcharakteristik, sondern die Folge einer fehlerhaften Durchflussregelung ist. Aus diesem Grund wurden die weiteren Messungen nur bis maximal 700 l/min durchgeführt.

Die statische Kennlinie des thermischen Anemometers in gesamten Messbereich von 1 l/min bis 700 l/min ist in Abbildung 6.13 zu sehen.

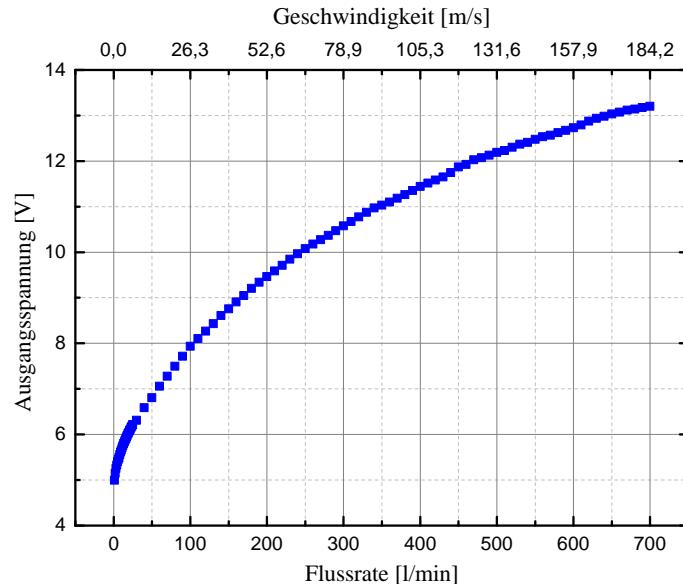


Abbildung 6.13: Statischer Kennlinienverlauf des Durchflusssensors im gesamten Messbereich von 1 l/min bis 700 l/min.

Es ist zu erkennen, dass die Empfindlichkeit des Heißfilm-Anemometers bei kleinen Strömungsgeschwindigkeiten am größten ist und zu steigenden Geschwindigkeiten hin stetig ab-

nimmt. Dieses Verhalten spiegelt die in Gleichung 2.30 dargestellte King'sche Beziehung wider.

Um die Fähigkeit des Sensors für die Messung sehr geringer Flussraten zu demonstrieren, wurde die statische Messkurve über den Durchflussbereich von 0 bis 2 l/min in 0,1 l/min-Schritten aufgenommen. Die Regelung der Flussrate erfolgte über einen Massendurchflussregler von MKS. Abbildung 6.14 zeigt das Ergebnis dieser Messung.

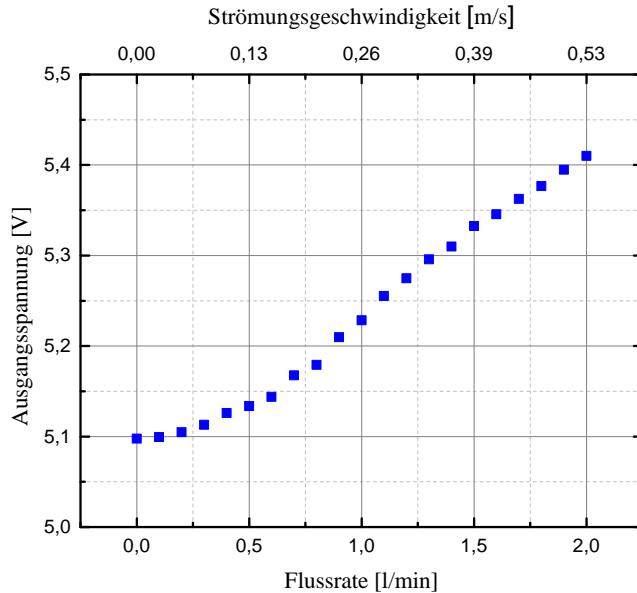


Abbildung 6.14: Der statische Kennlinienverlauf des Durchflusssensors im Messbereich der sehr kleinen Flussraten von 0 bis 2 l/min.

Kalibrierung

Die Kalibrierung des thermischen Anemometers erfolgt, indem an die Messdaten der Kennlinie eine Fitfunktion angepasst wird, die bestmöglich durch die Messpunkte verläuft. Zwei häufig verwendeten Methoden hierzu sind Kalibrierung nach einem Potenzgesetz bzw. die Kalibrierung durch das Verwenden von Polynom-Funktionen [37].

Bei der Methode des Potenzgesetzes wird der als modifiziertes King'sches Gesetz bezeichnete Zusammenhang zwischen Heizspannung U_h und Strömungsgeschwindigkeit v :

$$U_h^2 = A + Bv^n, \quad (6.3)$$

als Fit-Kurve verwendet, wobei A , B und n als Kalibrierungskonstanten durch den Anpassungsvorgang zu bestimmen sind. Hierbei ist allerdings anzumerken, dass bei dem Kennlinienverlauf nicht die Spannung am Heizer U_h (entsprechend der Gl. 6.3), sondern die Brückenausgangsspannung U_{out} gegen die Strömungsgeschwindigkeit v aufgetragen wird. Da aber diese beiden Spannungen laut Gleichung 6.6 durch einen konstanten Faktor verknüpft sind,

ist eine Transformation des King'schen Gesetzes auf die Brückenausgangsspannung ohne weiteres möglich. Da der Exponent n von der Strömungsgeschwindigkeit abhängig ist, lässt er sich nur in einem begrenzten Geschwindigkeitsbereich als „konstant“ definieren. Demzufolge ist eine Fit-Kurve nach dem King'schen Potenzgesetz für Messdaten über einen weiten Geschwindigkeitsbereich weniger geeignet. Hierbei muss mit deutlichen Abweichungen der Kalibrierkurve von der Verlauf der Kennlinie gerechnet werden. In solchen Fällen werden die Kalibrierungskurven bevorzugt mit Polynomapproximationen gebildet. Hierzu wird eine Polynom-Funktion der Art

$$v = A + BU + CU^2 + DU^3 + EU^4 + \dots, \quad (6.4)$$

angewendet. Diese Methode liefert Über den gesamten Messbereich eine fast gleichbleibend gute Genauigkeit [84].

Wegen des weiten Messbereiches des verwendeten thermischen Anemometers mit Reynoldszahlen zwischen 10^2 und $7 \cdot 10^5$ ist eine Kalibrierung nach dem Potenzgesetz aus Gleichung 6.3 eher ungeeignet. Abbildung 6.15-a zeigt das Ergebnis der ermittelten Fitkurve durch eine Polynom-Funktion vierter Ordnung, gebildet durch die Messdaten des statischen Kennlinienverlaufs aus Abbildung 6.13. In Abbildung 6.15-b sind die Abweichungen der einzelnen Messpunkte von der Fitfunktion (Residuen) aufgetragen.

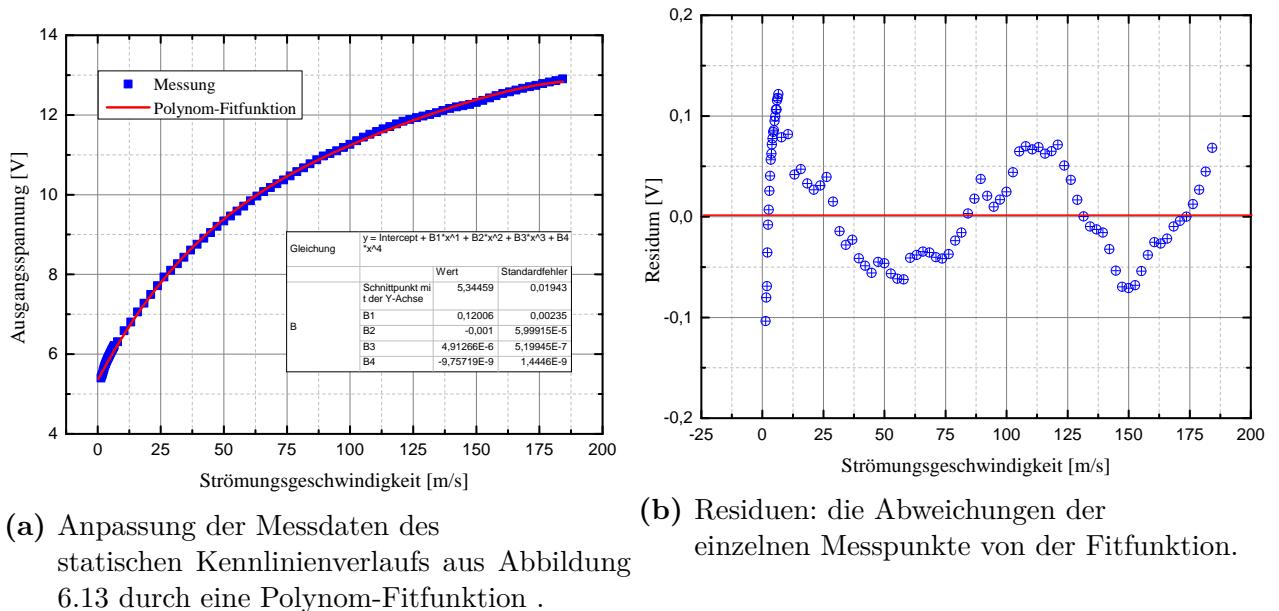


Abbildung 6.15: Kalibrierung des thermischen Anemometers.

Reproduzierbarkeit

Um die Funktionsfähigkeit der hergestellten Sensoren und die Genauigkeit der ermittelten Messwerte zu überprüfen, wurde die Reproduzierbarkeit der statischen Messung unter definierten Randbedingungen der Messumgebung getestet. Abbildung 6.16 zeigt das Ergebnis

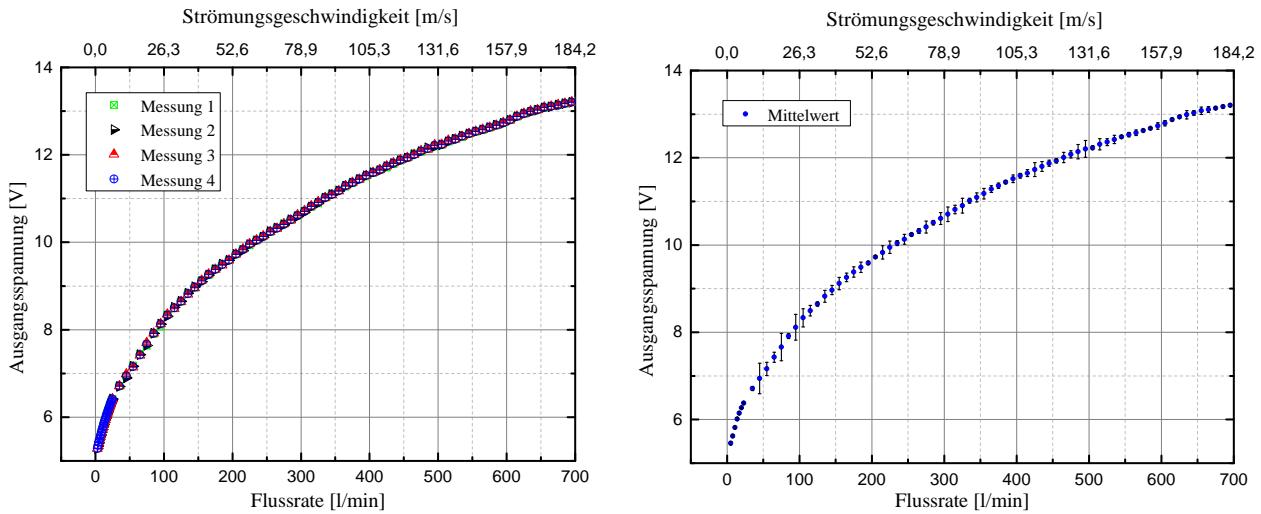


Abbildung 6.16: Links: Vier aufeinander folgenden Messreihen der statischen Kennlinie des thermischen Anemometers. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerindikatoren der Standardabweichung um den Mittelwert.

dieser Messung aus vier aufeinander folgenden Messreihen zusammen mit den resultierenden Standardabweichungen⁴. Anhand der aufgenommenen Kurven und ermittelten Streuung der Messdaten um ihren Mittlerwert (Fehlerbalken der Standardabweichung in Abb. 6.16-rechts) zeichnen sich die statischen Messungen im gesamten Messbereich durch eine hohe Genauigkeit bei sehr guter Reproduzierbarkeit aus.

6.3.2 Einfluss der Übertemperatur auf die Empfindlichkeit

Die Empfindlichkeit eines Sensors ist im Allgemeinen definiert als der Quotient aus der Änderung des Wertes der Ausgangsgröße und der sie verursachenden Änderung der Eingangsgröße. Die Empfindlichkeit E wird hier als die Steigung der Sensorkennlinie bei steigenden Strömungsgeschwindigkeiten in einem bestimmten Durchflussbereich betrachtet:

$$E = \frac{\partial U_{\text{out}}}{\partial v}. \quad (6.5)$$

Durch Anwenden des Ohmschen Gesetzes und der Maschenregel erhält man für die Ausgangsspannung der CTA-Schaltung aus Abbildung 5.1 folgende Gleichung:

$$U_{\text{out}} = U_h \frac{R_h + R_{hv}}{R_h}. \quad (6.6)$$

⁴Aufgrund der sehr kleinen Standardabweichungen zwischen 0,002 V und 0,035 V, wurde zur besseren Darstellung das Zehnfache der ermittelten Werte für die Standardabweichung als Fehlerbalken dargestellt.

Damit folgt aus Gleichungen 6.5 und 6.6 für die Sensorempfindlichkeit bzgl. der Strömungsgeschwindigkeit:

$$\frac{\partial U_{\text{out}}}{\partial v} = \frac{\partial}{\partial v} \left(U_h \frac{R_h + R_{hv}}{R_h} \right) = \frac{\partial U_h}{\partial v} \cdot \frac{R_h + R_{hv}}{R_h}. \quad (6.7)$$

Nach dem in Gleichung 2.20 angegebenen King'schen Gesetz gilt für die Spannung am Heizer:

$$\frac{U_h^2}{R_h} = (A + Bv^n)(T_h - T_a). \quad (6.8)$$

Bildet man nun die Ableitung der Spannung am Heizelement aus der Gleichung 6.8 nach der Strömungsgeschwindigkeit und setzt diese in Gleichung 6.7 ein, bekommt man für die Empfindlichkeit der Sensorkennlinie den folgenden Zusammenhang:

$$\frac{\partial U_{\text{out}}}{\partial v} = \frac{R_h + R_{hv}}{R_h} \cdot \frac{nBv^{n-1}}{2} \left[\frac{R_h(T_h - T_a)}{A + Bv^n} \right]^{1/2}. \quad (6.9)$$

Aus Gleichung 6.9 geht hervor, dass bei gleichbleibender Strömungsgeschwindigkeit die Empfindlichkeit des Anemometers $\frac{\partial U_{\text{out}}}{\partial v}$ mit dem Anstieg der Übertemperatur ($T_h - T_a$) größer wird. Dies wird durch die im Folgenden dargestellten Messergebnisse bestätigt.

In Abbildung 6.17 ist der Verlauf der Kennlinie für unterschiedliche Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{v=0}$ (mit den entsprechenden Übertemperaturen nach Tabelle 6.1) für einen Durchflussbereich zwischen 5 l/min und 400 l/min aufgetragen. Wie aus Tabelle 6.4 abzulesen ist, nimmt die Empfindlichkeit des thermischen Anemometers mit steigender Übertemperatur zu.

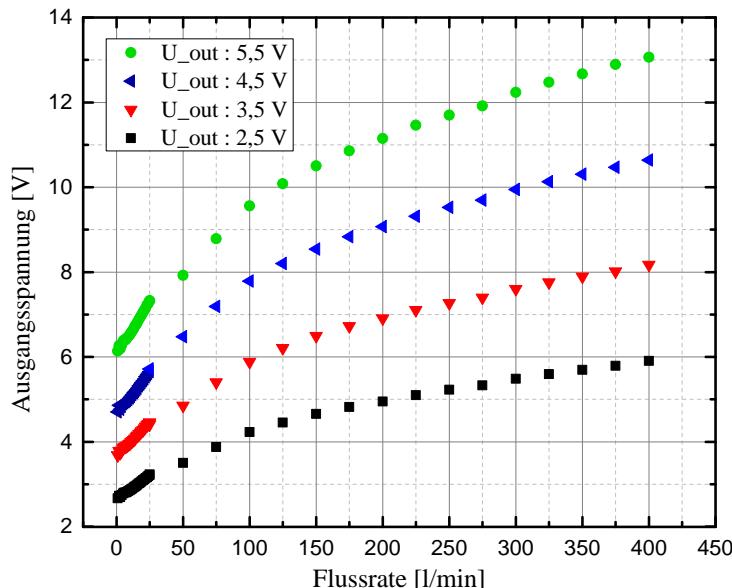


Abbildung 6.17: Statische Kennlinie des Durchflusssensors für unterschiedliche Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{v=0}$ und den damit verbundenen Übertemperaturen.

Tabelle 6.4: Empfindlichkeit der Kennlinie des thermischen Anemometers bei verschiedenen eingestellten Übertemperaturen des Heizers.

$U_{\text{out}}^{\text{v}=0}$ V	Übertemperatur $^{\circ}\text{C}$	Empfindlichkeit mV/(l/min)
2,5	19,8	7,97
3,5	40,7	10,95
4,5	56,7	14,54
5,5	80,1	17,02

6.3.3 Einfluss des Störkörpers auf die Sensorkennlinie

Wie bereits in Abschnitt 3.1 beschrieben, soll der thermische Durchflusssensor zur Abdeckung möglichst großer Messbereiche in Kombination mit dem Vortex-Prinzip arbeiten, wofür im Messkanal ein Störkörper nach Abbildung 5.3 stromaufwärts vor dem Sensor platziert wird. Aus diesem Grund ist der Einfluss des Störkörpers auf das statische Ausgangssignal des thermischen Anemometers zu untersuchen.

Abbildung 6.18 zeigt die aufgenommene Kennlinie des Durchflusssensors mit und ohne Hindernis. Das Ergebnis zeigt den typischen Verlauf der Ausgangsspannung eines Anemometers in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit, auch im Falle der Messung mit einem Störkörper.

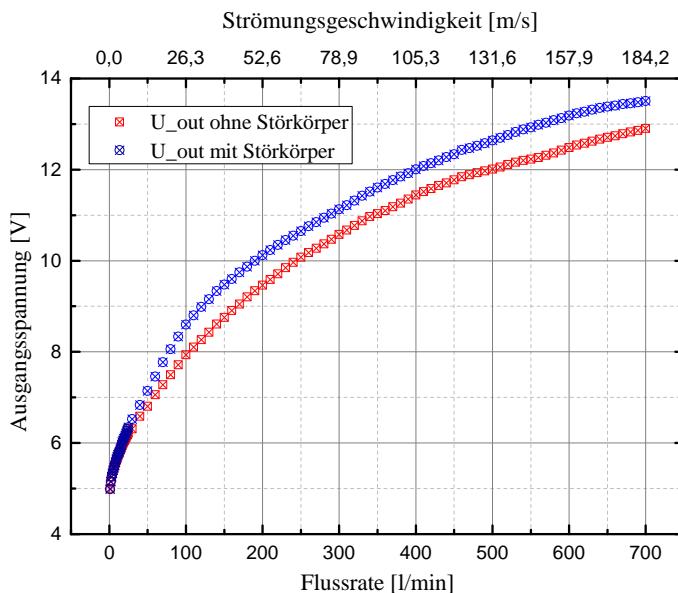


Abbildung 6.18: Statische Kennlinie des Durchflusssensors mit und ohne Störkörper, platziert im Messrohr stromaufwärts vor dem Sensor.

Der Unterschied der Kennlinienverläufe der beiden Messungen kann wie folgt begründet werden: Das Anbringen des Störkörpers im Messrohr führt zu einer Verengung des Strömungsquerschnitts, die zu einem Druckabfall und folglich zu einer Erhöhung der Strömungs-

geschwindigkeit bei gleichbleibender Durchflussmenge führt. Aufgrund der erhöhten Strömungsgeschwindigkeiten steigt erwartungsgemäß das Ausgangssignal der CTA-Schaltung bei einer Messung mit Störkörper im Vergleich zu einer Messung ohne Hindernis vor dem Sensor.

Die oben gezeigten Messungen wurden alle bei einem Messrohr mit einem Radius von 6,35 mm durchgeführt. Um zu zeigen, dass der Verlauf der statischen Kennlinie keine Charakteristik der verwendeten Strömungsbedingungen ist, ist in Abbildung 6.19 abschließend das Ergebnis einer Kennlinien-Messung in einem Messkanal mit einem Radius von 10,5 mm dargestellt.

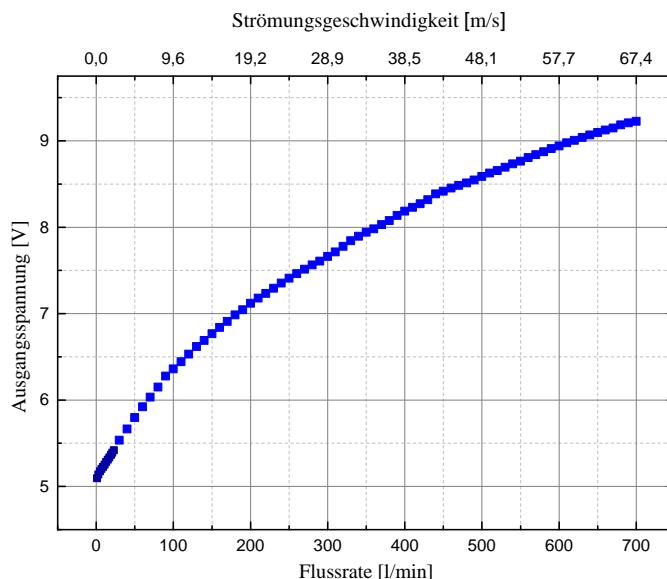
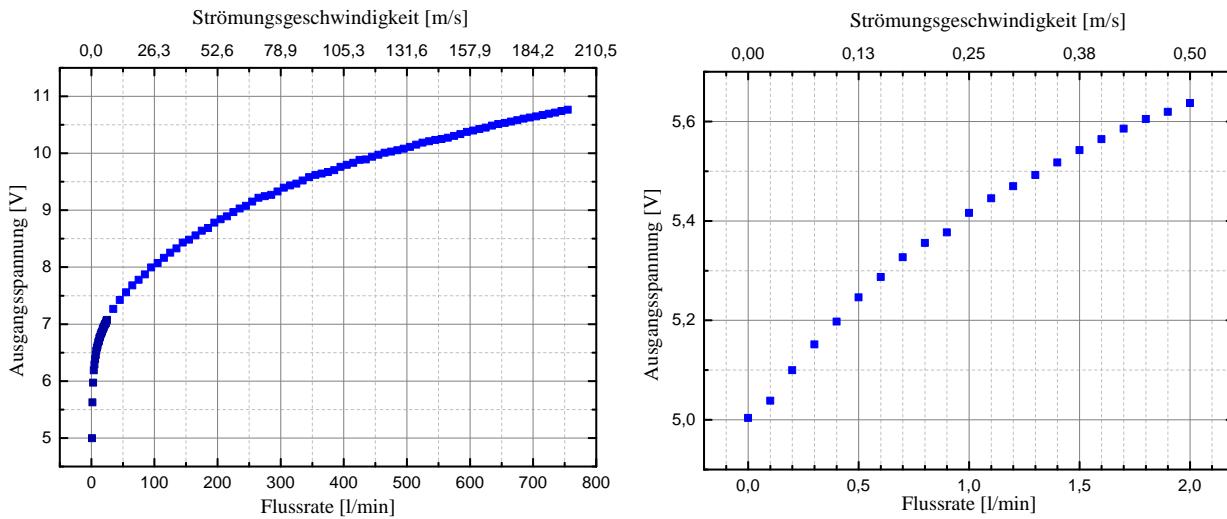


Abbildung 6.19: Der statische Kennlinienverlauf des Durchflusssensors, durchgeführt in einem Messrohr mit dem Radius von 10,5 mm.

6.3.4 Durchflusssensor auf Glas-Substrat

Wie schon im Abschnitt 4.2 erwähnt, wurde im Verlauf der Arbeit neben Silizium als Substrat ein zweiter Sensortyp auf Dünnglas realisiert, wobei geometrisch identische Widerstandstrukturen als Heizer und Temperatursensor direkt auf das 100 nm-düne Glas-Substrat aufgebracht wurden.

Für die Charakterisierung dieser Durchflusssensoren wurden die gleichen Messungen wie im vorherigen Abschnitt zur Aufnahme der statischen Kennlinie durchgeführt. Um die Messergebnisse der beiden Sensortypen miteinander vergleichen zu können wurde die Ausgangsspannung der Brücke ohne Strömung auf $U_{\text{out}}^{\text{V}=0} = 5 \text{ V}$ festgelegt. Abbildung 6.20-a zeigt den Verlauf der gemessenen Brückenausgangsspannung über die Flussrate, eingestellt mit den zwei zur Verfügung stehenden Massendurchflussreglern (MFC Typ 8711 und 8626). Auch diese Charakteristik zeigt den typischen Kennlinienverlauf eines Konstant-Temperatur-Anemometers, wobei die Empfindlichkeit mit kleiner werdenden Strömungsgeschwindigkeiten zunimmt.



(a) Kennlinie über einen weiten Messbereich von 1 bis 750 l/min.

(b) Kennlinie im Bereich der sehr geringen Volumendurchflüsse von 0 bis 21 l/min.

Abbildung 6.20: Statische Kennlinie des thermischen Anemometers auf Glas-Substrat, aufgenommen mit der CTA-Regelschaltung aus Abbildung 5.2.

In Abbildung 6.20-b ist die statische Sensor-Kennlinie im Bereich von 0 bis 21/min dargestellt. Anhand dieser Messung kann eine sehr hohe Empfindlichkeit des Durchflusssensors bei der Messung sehr geringer Durchflüsse demonstriert werden, wobei ein minimaler Volumendurchfluss von 0,11/min, der bei dem verwendeten Rohrquerschnitt von $1,26 \text{ cm}^2$ einer Strömungsgeschwindigkeit von 0,01 m/s entspricht, abzulesen ist.

Abbildung 6.21 zeigt das Ergebnis der Reproduzierbarkeitsmessung zusammen mit den zehnfach überhöhten Werten der Standardabweichung (Fehlerbalken in Abbildung 6.21-rechts). Zu erkennen ist eine sehr gute Reproduzierbarkeit, die mit einer hohen Messgenauigkeit verbunden ist.

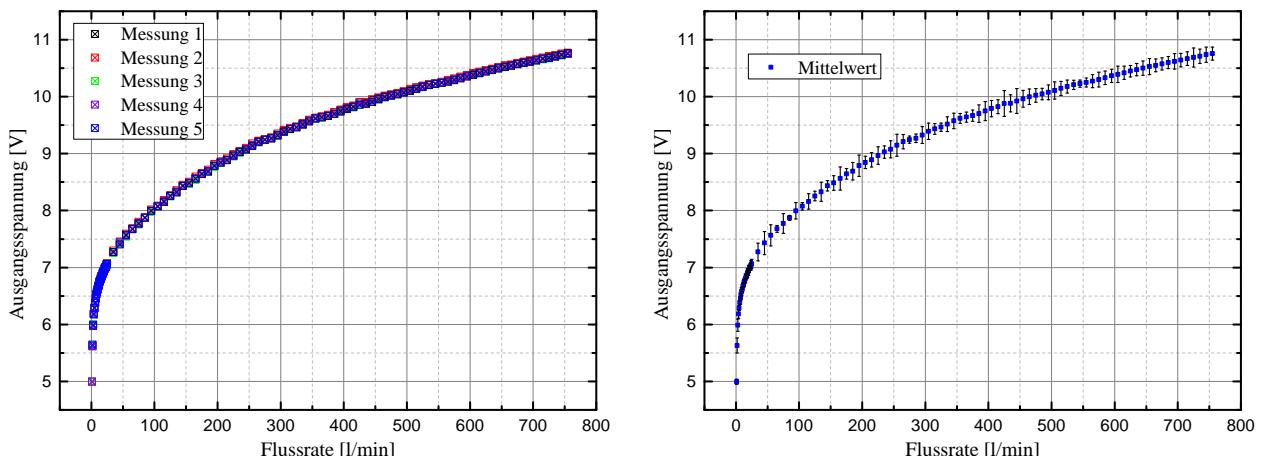


Abbildung 6.21: Links: Fünf aufeinander folgenden Messreihen der statischen Kennlinie des Durchflusssensors auf Glas-Substrat. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert.

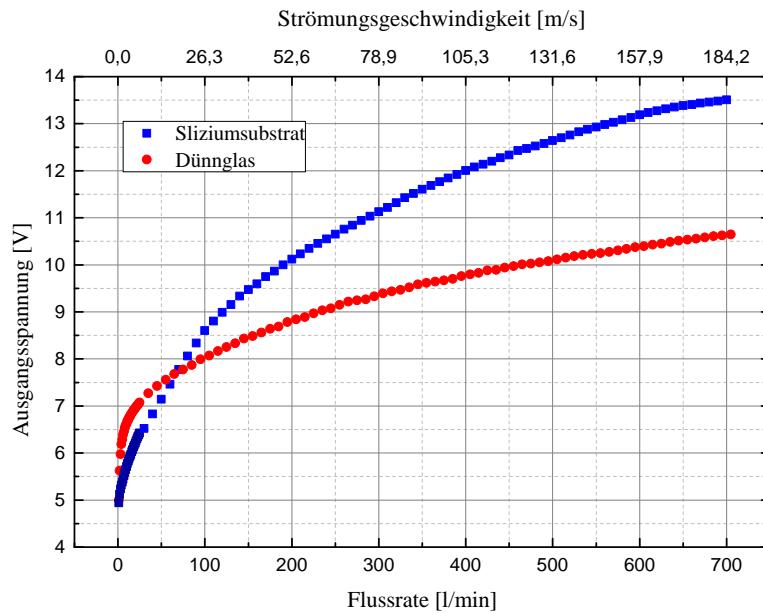


Abbildung 6.22: Vergleich zwischen der statischen Kennlinienverlauf des Durchflusssensors auf Si- bzw. Glas-Substrat in einem weiten Messbereich von 1 l/min bis 700 l/min.

Zum Vergleich ist in Abbildung 6.22 die Ausgangsspannung von Strömungssensoren auf Basis von Si- bzw. Glas-Substrat mit steigender Flussrate von 1 bis 700 l/min dargestellt. Bei diesen Messungen zeigen beide Sensoren im Bereich relativ geringer Flussraten eine sehr gute Empfindlichkeit, wobei das auf Silizium basierte Anemometer einen deutlich weiteren Messbereich mit einer akzeptablen Empfindlichkeit anzubieten hat. Hierbei ist zu erkennen, dass die Signalkurve des auf Dünnglas basierten Durchflusssensors bei steigender Flussrate schneller in die Sättigung geht.

Für einen quantitativen Vergleich wurde anhand dieser beiden statischen Kennlinien die Empfindlichkeit der beiden Sensortypen auf Basis von Si- bzw. Glas-Substrat für verschiedene Strömungsbereiche (im Bezug auf die Reynoldszahl) bestimmt. Das Ergebnis ist in Tabelle 6.5 zu finden.

Tabelle 6.5: Empfindlichkeit der Durchflusssensoren auf Si- bzw. Glas-Substrat für verschiedene Strömungsbereiche.

Sensortyp	Empfindlichkeit mV/(l/min)		
	laminar $Re < 2300$ ($Q < 25 \text{ l/min}$)	laminar zur turbulent $2300 < Re < 4000$ ($25 < Q < 50 \text{ l/min}$)	turbulent $Re > 4000$ ($Q > 50 \text{ l/min}$)
	64,85	29,32	10,11
Si	64,85	29,32	10,11
Glas	195,47	23,36	4,88

6.3.5 Temperaturabhängige Messungen

Wie bereits in Abschnitt 5.2 erwähnt, hat die Fluidtemperatur eine direkte Auswirkung auf das Ausgangssignal des CTAs, da die konvektive Wärmeabgabe des Heizers an das vorbeiströmende Fluid direkt proportional zur Temperaturdifferenz zwischen Heizer und Strömungsmedium ist.

Um dies zu untersuchen, wurde die Kennlinie des Anemometers bei unterschiedlichen Fluidtemperaturen aufgenommen. Zur Realisierung der temperaturabhängigen Messungen wurde der Messaufbau um eine zusätzliche Messeinheit erweitert (siehe Abb. 6.23). Diese besteht aus einer Heizwendel, die in einer Kammer platziert und durch eine keramische Aufhängung von metallischem Gehäuse isoliert ist. Die Temperaturregelung des vorbeiströmenden Fluids erfolgt über die Leistungsregelung dieser Heizwendel. Ein Pt-100-Sensor wird zur Erfassung der Temperatur eingesetzt⁵.

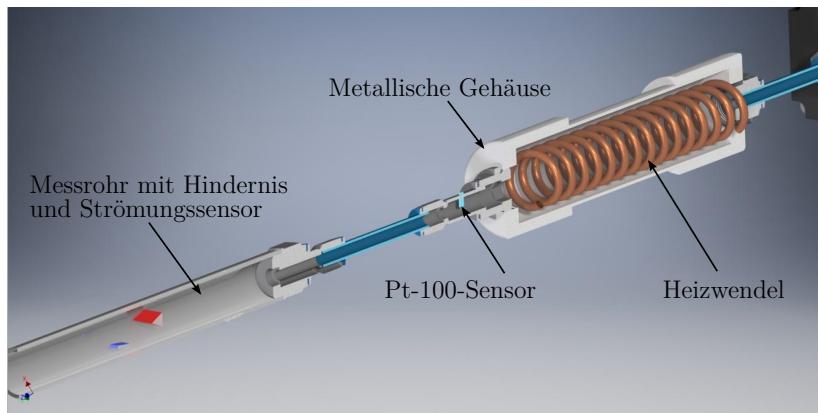


Abbildung 6.23: Erweiterter Messaufbau zur Realisierung der temperaturabhängigen Messungen, entnommen aus [85].

Abbildung 6.24 zeigt die Kennlinie des thermischen Strömungssensors bei fünf verschiedenen Lufttemperaturen, aufgenommen mit der in Abbildung 5.1 gezeigten Regelschaltung (CTA-Schaltung ohne Temperaturkompensation). Dabei wurde bei jedem Durchfluss die Fluidtemperatur auf den gewünschten Wert geregelt und jeweils ein Spannungswert aufgenommen. Für diese Messungen wurde die Übertemperatur des Heizers auf 70 °C in Bezug zu einer Referenztemperatur von 22 °C eingestellt.

Das Messergebnis zeigt eine deutliche Abhängigkeit des Ausgangssignals von der Fluidtemperatur, deren Änderung zu einem relativ großen Fehler in der Kennlinie des Sensors führt. Die CTA-Schaltung regelt den Heizer auf eine konstante, zuvor eingestellte Temperatur. Erhöht sich nun die Fluidtemperatur, so sinkt die eingestellte Übertemperatur und damit auch die Ausgangskennlinie des Sensors.

Um bei nicht konstanter oder schwankender Fluidtemperatur eine korrekte Durchflussmessung zu ermöglichen, wird die Fluidtemperatur durch den auf das Substrat platzierten Messwiderstand R_t erfasst und mit Hilfe der in Abbildung 5.2 gezeigten Schaltung kompensiert.

⁵Für detaillierte Informationen zur Temperaturregelung wird auf die Diplomarbeit von A. Alyari [85] verwiesen.

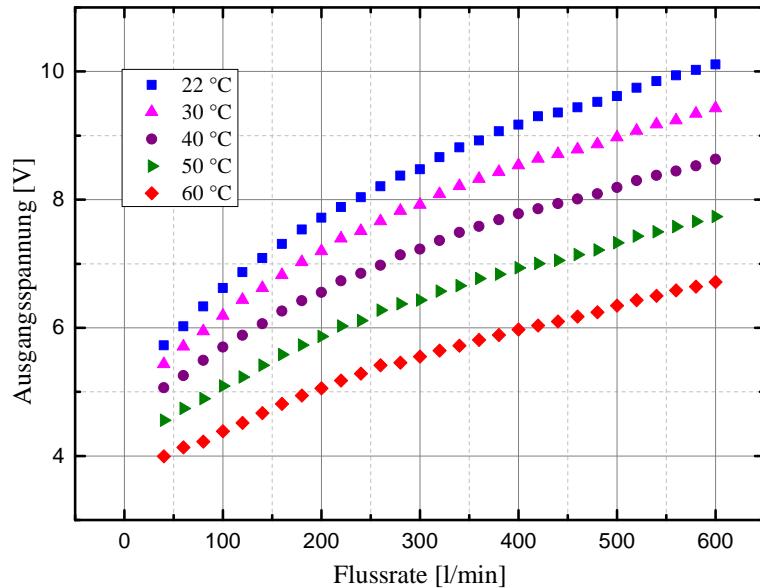


Abbildung 6.24: Ausgangssignal des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Lufttemperaturen, ohne Fluidtemperaturkompensation.

Eine genaue Beschreibung der Funktionsweise dieser Schaltung ist in Abschnitt 5.2 zu finden.

Abbildung 6.25 zeigt das Ergebnis einer temperaturabhängigen Messung der CTA-Kennlinie (gleiche Messung wie in Abb. 6.24) nach erfolgter Temperaturkompensation. Auch hier wurde die Übertemperatur des Heizers auf ungefähr 70 °C, in Bezug zu einer Referenztemperatur von 22 °C, eingestellt (entspricht eine $U_{\text{out}}^{v=0} = 5 \text{ V}$).

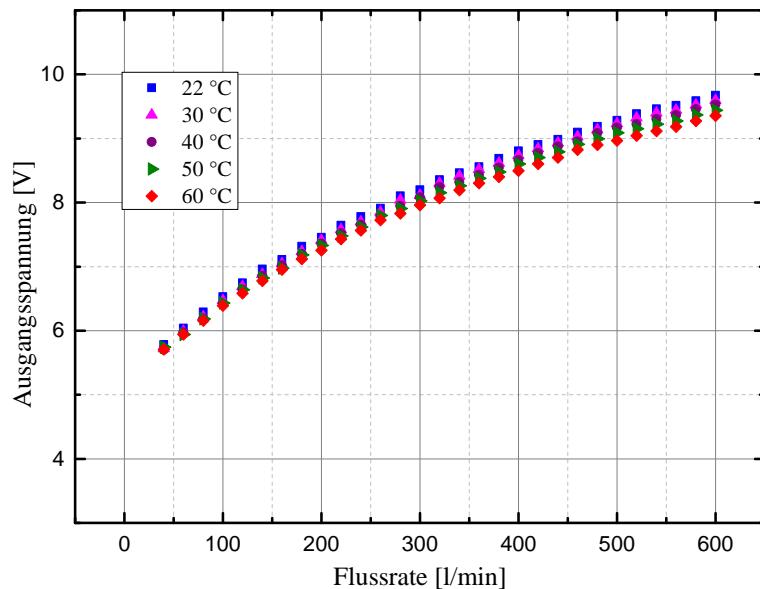


Abbildung 6.25: Ausgangssignal des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Lufttemperaturen nach einer Fluidtemperaturkompensation, realisiert mit der CTA-Schaltung aus Abbildung 5.2 mit integriertem Temperaturmesswiderstand R_t .

Um den Einfluss der Temperaturkompensation unter Verwendung der CTA-Schaltung mit integriertem Temperaturfühler zu bewerten, wurde der relative Fehler der Ausgangsspannungen gemessen bei den Temperaturen 30, 40, 50 und 60 °C bezogen auf eine Referenzkurve bei der Raumtemperatur von 22 °C durch folgende Berechnung ermittelt:

$$\text{Rel. Fehler}[\%] = \left(\frac{U_{\text{out}}^{\text{ref}} - U_{\text{out}}^T}{U_{\text{out}}^{\text{ref}}} \right) \cdot 100. \quad (6.10)$$

Die Kurven dieser relativen Fehler für Messungen mit und ohne Kompensation für die gleichen Fluidtemperaturen und für einen Bereich des Volumendurchflusses von 40 bis 600 l/min sind in Abbildung 6.26 dargestellt.

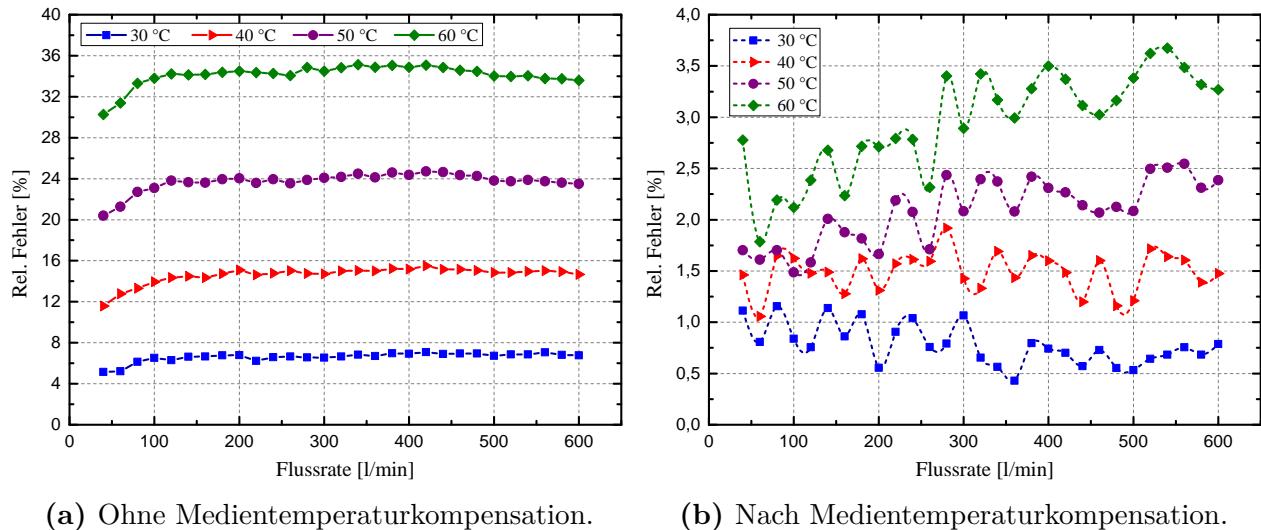


Abbildung 6.26: Relativer Fehler der aufgenommenen Kennlinien unterschiedlicher Fluidtemperaturen bezogen auf ein Referenzsignal bei 22 °C.

Ein Vergleich zeigt, dass der maximale relative Fehler bei 60 °C in dem nicht kompensierten Fall 34 % beträgt. Dieser verbessert sich auf 3,67 % nach erfolgter Kompensation. Somit konnte eine fast zehnfache Verbesserung der relativen Fehler mit dieser relativ einfachen Kompensationsschaltung erreicht werden.

6.4 Dynamische Messungen im Vortex-Modus

Bei den im letzten Abschnitt dargestellten statischen Messungen wurde der Strömungssensor als rein thermisches Anemometer eingesetzt. Das erarbeitete Sensor-Konzept beinhaltet aber auch die Möglichkeit einer Durchflussmessung im Vortex-Modus. Nach dem im Abschnitt 2.5 beschriebenen Messprinzip des Vortex-Durchflussmessers sollen die vom Störkörper generierten Wirbel detektiert werden. Dabei werden derselbe Strömungssensor und das selbe thermische Prinzip des Konstant-Temperatur-Anemometers zum Erfassen der lokalen Geschwindigkeitsfluktuationen eingesetzt und dynamische Messungen zur Bestimmung der

Wirbelablösefrequenz durchgeführt. Wie bei den statischen Messungen wurde auch hier mit Hilfe zweier Massendurchflussregler ein definierter Durchfluss der Druckluft eingestellt und über den im Strömungskanal platzierten Störkörper und Sensor (siehe Abb. 5.3) geleitet. Die verwendete Messeinrichtung ermöglicht die Messung von Volumenflüssen bis zu 750 l/min.

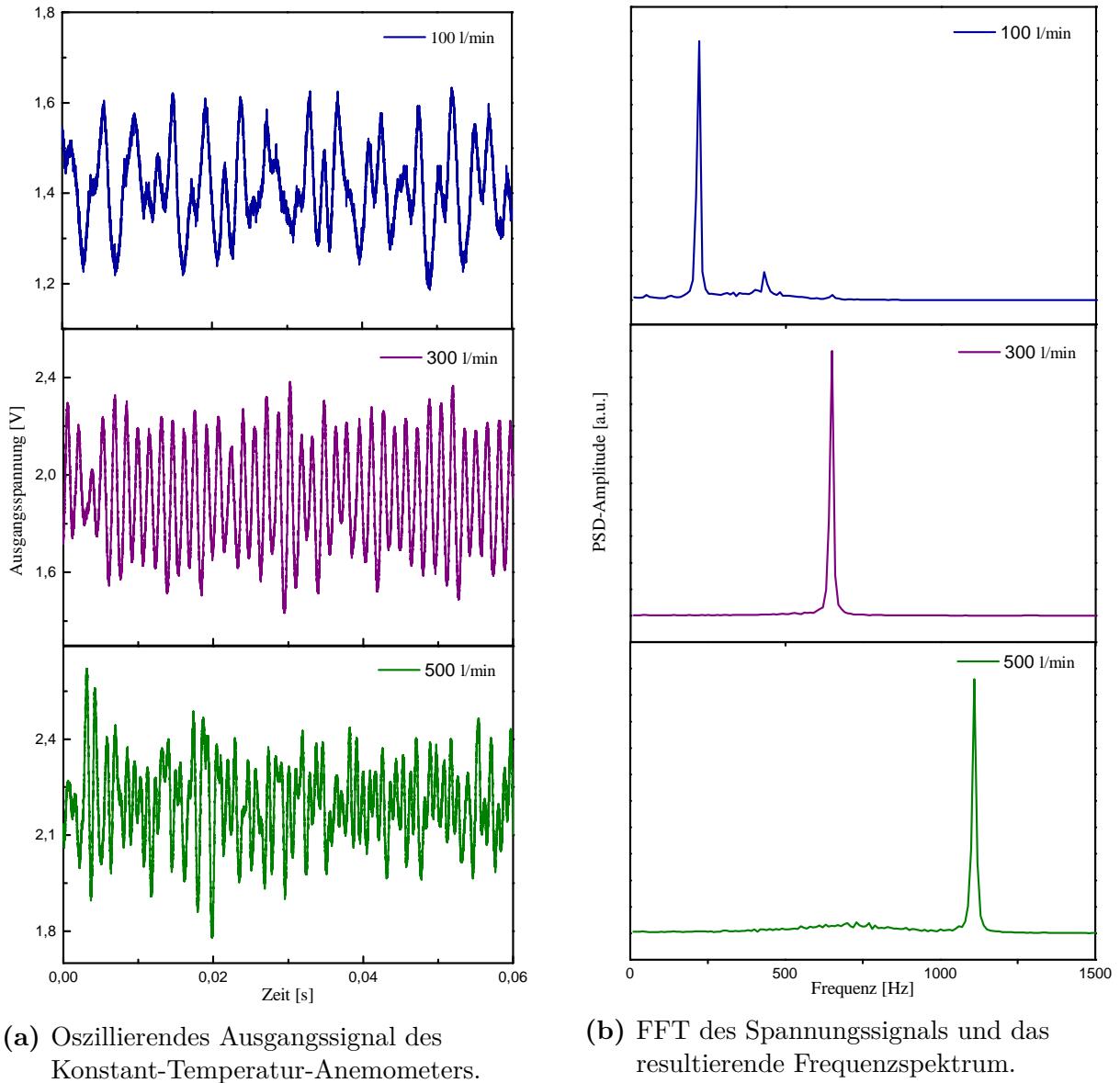


Abbildung 6.27: dynamische Messungen im Vortex-Modus zur Bestimmung der Wirbelablösefrequenz für drei verschiedene Volumendurchflüsse.

Für die dynamischen Messungen im Vortex-Modus wurde das oszillierende Ausgangssignal der CTA-Schaltung (U_{out} in Abb. 5.2), verursacht durch die abwechselnd von rechts und links des Störkörpers entstehenden Wirbel, aufgenommen und die Wirbelablösefrequenz anhand einer Fast-Fourier-Transformation (FFT) des Signals unter Auswertung der spektralen Leistungsdichte (PSD, Power Spectral Density) ermittelt. Der dabei auftretende höchste Peak im PSD-Frequenzspektrum kann eindeutig als Vortex-Frequenz interpretiert werden. Die hier

verwendete Detektionsmethode zur Bestimmung der Wirbelablösefrequenz ist in der Arbeit von A. Alyari [85] detailliert erfasst.

In Abbildung 6.27 ist das oszillierende Ausgangssignal des thermischen Anemometers, das stromabwärts nach dem Störkörper im Messrohr (Radius 10,5 mm) platziert wurde, als Beispiel für drei verschiedene Volumendurchflüsse dargestellt. Für jedes Spannungssignal ist auch das resultierende Frequenzspektrum zu sehen. Dabei ist eine deutliche Abhängigkeit der Frequenzlage des höchsten Peaks im Frequenzspektrum von der Strömungsgeschwindigkeit zu erkennen. Wie erwartet, nimmt die detektierte Wirbelablösefrequenz mit steigender Flussrate zu.

In Abbildung 6.27 wurde die Amplitude der FFT-Signale für eine bessere Darstellung an das jeweilige Grafikfester angepasst. In Wirklichkeit aber wird der dominierende Anteil des Frequenzspektrums abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit mit unterschiedlichen Amplituden und Intensitäten detektiert.

Abbildung 6.28 zeigt das Frequenzspektrum des aufgenommenen CTA-Ausgangssignals für 14 verschiedene Flussraten zum Vergleich zusammen in einem Plot. In dem verwendeten Messbereich von 50 bis 700 l/min, der einer Strömungsgeschwindigkeit von ca. 4 bis 67 m/s entspricht, ist sehr schön solch eine Abhängigkeit der Signalstärke von der Flussrate zu beobachten. Während sowohl bei relativ geringeren, als auch bei relativ größeren Flussraten der Peak der Wirbelfrequenz tendenziell immer schwächer wird, verursachen die Wirbel im mittleren Messbereich relativ stark ausgeprägte Peaks. Die Ursache hierfür ist zum einen die schwache Wirbelintensität bei relativ geringeren Geschwindigkeiten, zum anderen die starken Turbulenzen und Verwirbelungen, die bei relativ großen Geschwindigkeiten auftreten.

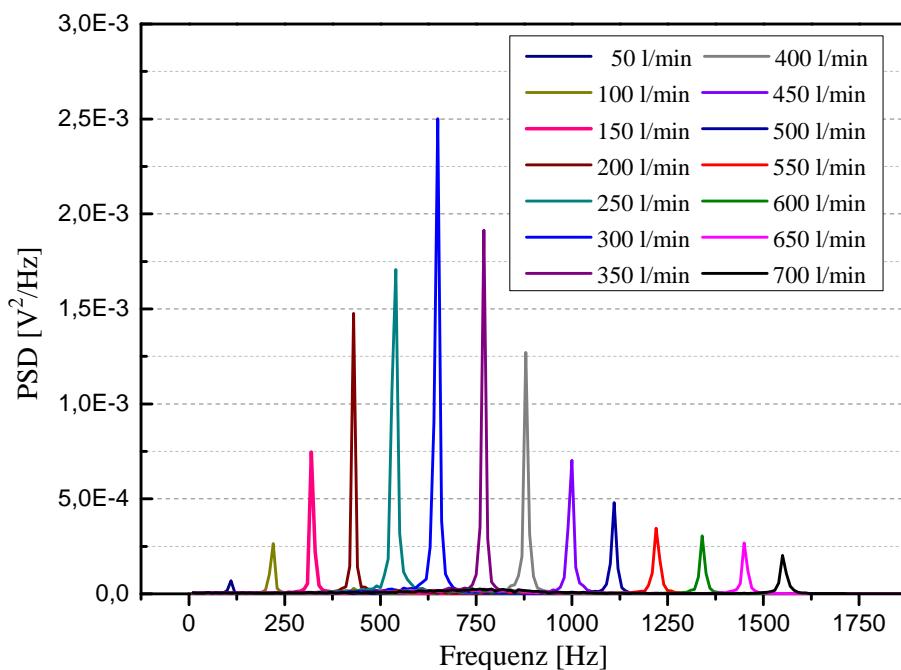


Abbildung 6.28: Frequenzspektrum des CTA-Ausgangssignals für 14 verschiedene Flussraten von 50 bis 700 l/min.

6.4.1 Sensorkennlinie

Zur Bestimmung der Sensorkennlinie im Vortex-Modus wurde, analog zu den statischen Messungen, die Flussrate in bestimmten Schritten erhöht und dabei jeweils anhand des aufgenommenen oszillierenden Ausgangssignals des Anemometers und dessen FFT-Spektrums ein Wert für die Wirbelablösfrequenz ermittelt. In Abbildung 6.29 ist das Ergebnis der dynamischen Messung in einem Messrohr mit einem Radius von 6,35 mm für Flussraten zwischen 25 und 750 l/min, durchgeführt mit einem Sensor auf Silizium-Basis⁶ dargestellt. Die Ausgangsspannung ohne Durchfluss wurde auf 6 V eingestellt.

In Tabelle 6.6 sind die Widerstandswerte der verwendeten Regelschaltung aus Abbildung 5.2 aufgelistet. Die hier eingestellten Parameter und verwendeten Widerstände gelten für alle folgenden Versuche in diesem Abschnitt.

Als Störkörper wurde ein abgeflachtes gleichschenkliges Dreieck mit einer Breite und einer Seitenlänge von 3,5 mm verwendet, der stromaufwärts in einem Abstand von ca. 7 mm zum Sensor im Messkanal platziert wurde. Bei diesem Typ von Störkörper wies das Frequenzspektrum in einem weiten Messbereich nur eine dominierende Komponente (Peak) auf (vgl. Abb. 6.27-rechts). Somit lässt sich die Wirbelablösfrequenz (Vortex-Frequenz) ohne störenden Einfluss von Fehlsignalen ermitteln.

Wie in Abbildung 6.29 dargestellt, werden die ermittelten Messdaten anhand einer linearen Fitfunktion mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9998$ beschrieben. Somit besteht ein hochgradiger linearer Zusammenhang zwischen der detektierten Vortex-Frequenz und der Strömungsgeschwindigkeit, in Übereinstimmung mit der Theorie nach Gleichung 2.32. Wie das Messergebnis zeigt, konnten mit den hergestellten thermischen Strömungssensoren und der verwendeten Messmethode der Konstant-Temperatur-Anemometrie Fluktuationenfrequenzen bis zu 8 kHz aufgelöst und detektiert werden.

Tabelle 6.6: Komponenten der Messschaltung aus Abbildung 5.2), verwendet für die Aufnahme der dynamischen Sensorkennlinie im Vortex-Modus.

R_{ha}	R_{hv}	R_t	R_{tv}	R_1	R_2	$U_{out}^{V=0}$
Ω	Ω	$k\Omega$	$k\Omega$	$k\Omega$	$k\Omega$	V
350	497	3,23	4,93	1	123	6

Wie bereits in Abschnitt 2.5.5 erwähnt, existiert für den Einsatz des Vortex-Prinzips eine Begrenzung in Richtung kleiner Flussraten der Durchflussmessung. Mit anderen Worten kann ein Wirbelzähler erst ab einer bestimmten Mindest-Strömungsgeschwindigkeit die durch den Störkörper erzeugten Fluktuationen detektieren und entsprechend ein Signal liefern.

Um diese Untergrenze zu ermitteln, wurde die dynamische Messkurve des thermischen Anemometers über einen Durchflussbereich von 1 bis 25 l/min in 1 l/min-Schritten, geregelt durch

⁶Wenn nicht anders erwähnt, handelt es sich in diesem Abschnitt um Sensoren auf Silizium-Basis.

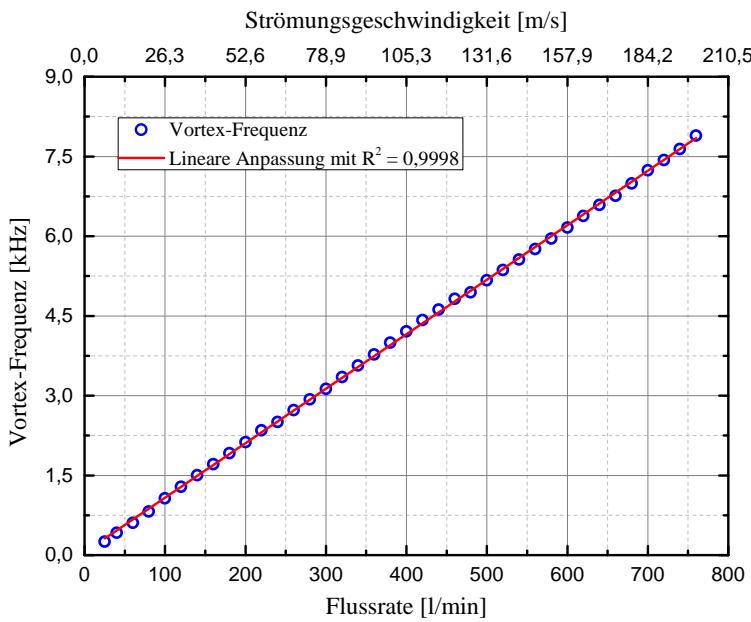


Abbildung 6.29: Verlauf der detektierten Wirbelablösefrequenz nach einem abgeflachten Dreieck-Störkörper in Abhängigkeit von der Flussrate zwischen 25 und 750 1/min.

den kleinen Massendurchflussregler (MFC Typ 8711), aufgenommen. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.30 zu sehen.

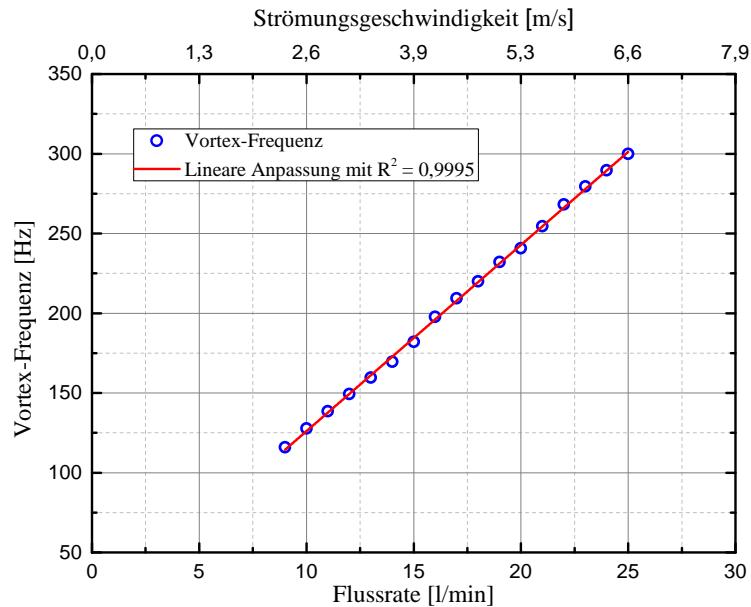


Abbildung 6.30: Verlauf der detektierten Wirbelablösefrequenz nach einem Dreieck-Störkörper in Abhängigkeit der Flussrate zwischen 1 und 25 1/min.

Dabei ist zu erkennen, dass bei den hier verwendeten Strömungsbedingungen und der eingesetzten Messtechnik keine Wirbelablösefrequenz bei Flussraten kleiner als 91/min (die bei dem verwendeten Messrohr einer Geschwindigkeit von 2,36 m/s entspricht) erfasst werden konnte. Allerdings lassen sich die ermittelten Frequenzen auch in diesem Bereich der kleinen Flussraten mit einer hochgradig linearen Fitfunktion mit einem $R^2 = 0,9995$ beschreiben.

Reproduzierbarkeit

Analog zu den statischen Messungen wurde auch bei den dynamischen Messungen die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse untersucht. In Abbildung 6.31-links ist das Ergebnis aus fünf aufeinander folgenden Messreihen dargestellt. Aus Gründen der Erkennbarkeit ist das Zehnfache der Standardabweichung der Messdaten um ihren Mittelwert als Fehlerbalken in Abbildung 6.31-rechts aufgetragen. Es ist eine hohe Reproduzierbarkeit der dynamischen Messungen im gesamten Messbereich erkennbar, wobei diese in Richtung höherer Strömungsgeschwindigkeiten abnimmt.

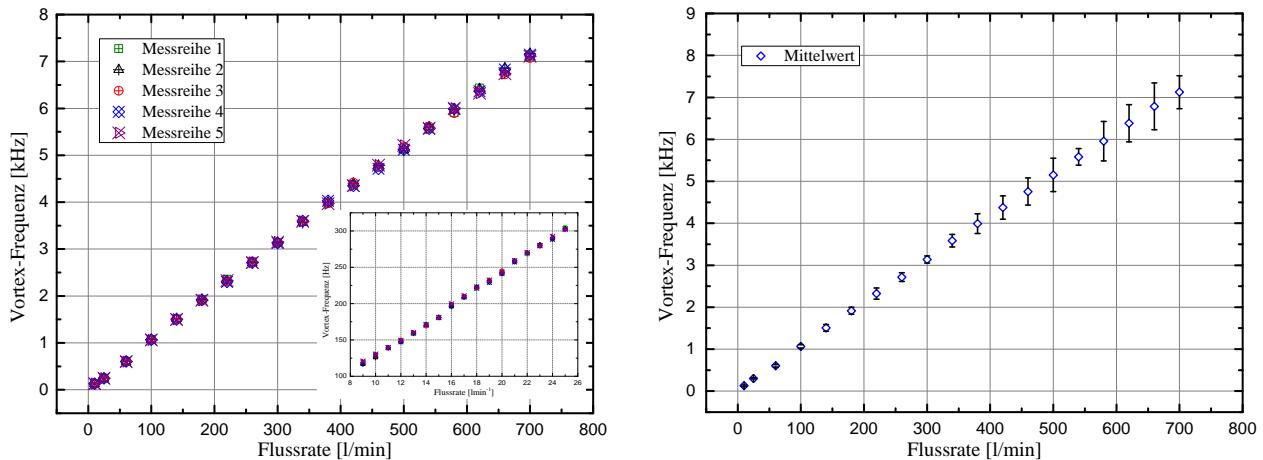


Abbildung 6.31: Links: Fünf aufeinander folgende Messreihen der dynamischen Kennlinie des thermischen Durchflusssensors über den gesamten Messbereich. Vergrößert dargestellt ist die selbe Messung für kleine Flussraten unter 25 l/min. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert.

6.4.2 Einfluss der Übertemperatur auf die CTA-Grenzfrequenz

Das dynamische Ansprechverhalten des CTA-Systems und deren maximale Grenzfrequenz spielt bei der Ermittlung der Vortex-Frequenz und somit beim Erreichen einer möglichst hohen Messdynamik eine zentrale Rolle. Ein entscheidender Parameter hierzu ist die Auswahl der Übertemperatur des Heizers $T_{Ü}$. Wie aus Gleichung 6.1 hervorgeht, sinkt die Zeitkonstante des thermischen Anemometers im CTA-Modus mit der Erhöhung des Overheat-Verhältnisses $\frac{R_h - R_{ha}}{R_h}$.

Somit wird die Grenzfrequenz des Systems (bei einem gegebenen Heizwiderstand R_{ha}) direkt von der Übertemperatur $R_h - R_{ha}$ beeinflusst⁷.

Um dies zu untersuchen und einen optimalen Wert der $T_{Ü}$ für das hier verwendeten CTA-Systems festzulegen, wurde die dynamische Kennlinie des Anemometers in einem weiten Messbereich zwischen 25 und 700 l/min bei verschiedenen Übertemperaturen (entsprechend

⁷Als Grenzfrequenz ist hier jene Frequenz gemeint, bis zu der die lokalen Geschwindigkeitsschwankungen in der Strömung mit Hilfe des verwendeten CTA-Systems noch gemessen und detektiert werden können.

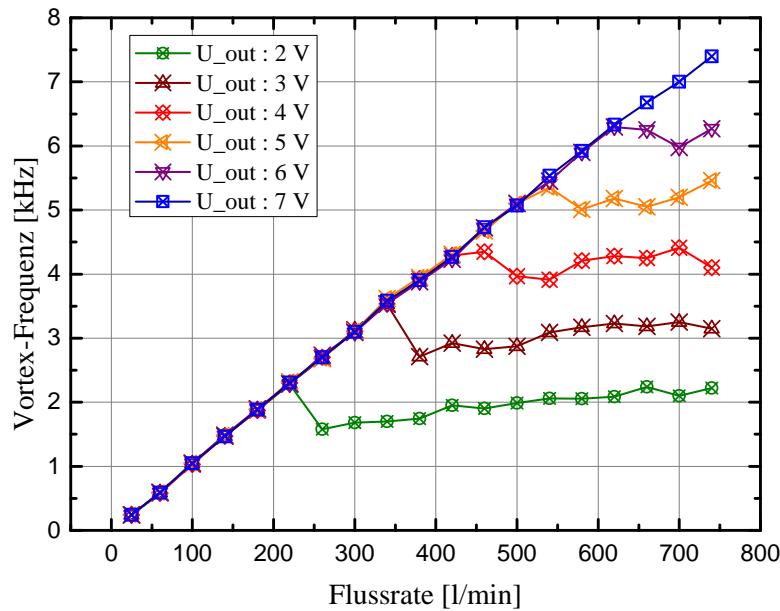


Abbildung 6.32: Dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers, aufgenommen in einem weiten Messbereich zwischen 25 und 700 l/min bei verschiedenen Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{\text{v}=0}$ von 2 bis 7 V.

dem Bereich von $U_{\text{out}}^{\text{v}=0} = 2$ bis 7 V für die Nulldurchfluss-Ausgangsspannung) aufgenommen. In Abbildung 6.32 ist das Ergebnis dieser Messung dargestellt.

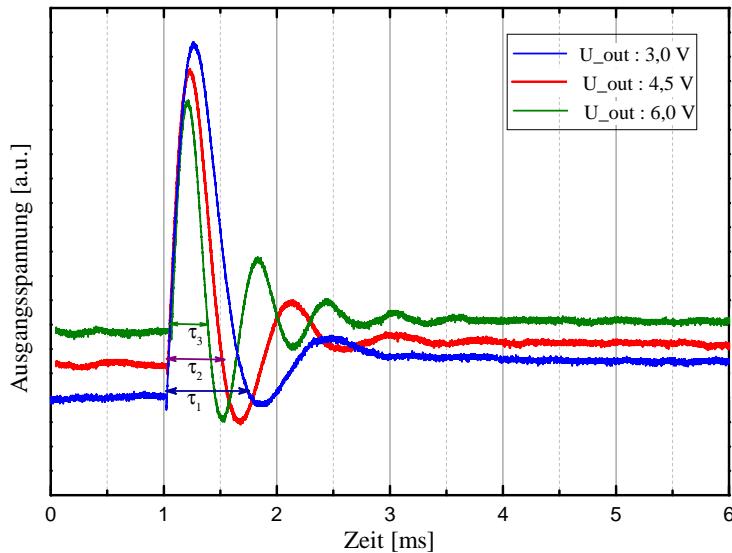


Abbildung 6.33: Dynamisches Reaktionsverhalten des Konstant-Temperatur-Anemometers für drei verschiedene Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{\text{v}=0}$ und den damit verbundenen Übertemperaturen, aufgenommen mit einer Square-Wave-Test-Messung.

Der Verlauf der Messkurven zeigt eine deutliche Abhängigkeit der Grenzfrequenz von der eingestellten Übertemperatur des Heizwiderstands. Damit wird sofort ersichtlich, dass für $T_{\text{Ü}}$ ein ausreichend hoher Wert gewählt werden muss, um den Messbereich zu größeren Strömungsgeschwindigkeiten auszuweiten.

Nach der im Abschnitt 6.2.1 aufgeführten Gleichung 6.2:

$$F_c = \frac{1}{1.3\tau_w}, \quad (6.11)$$

korreliert die oben erwähnte Grenzfrequenz mit der Reaktionszeit des thermischen Anemometers. Damit soll die gewählte Übertemperatur auch das Ansprechverhalten des CTAs beeinflussen.

Um dies zu überprüfen, wurde das dynamische Reaktionsverhalten des Anemometers für drei verschiedene Übertemperaturen anhand einer Square-Wave-Test-Messung (vgl. Abschnitt 6.2.1) untersucht. Das in Abbildung 6.33 dargestellte Ergebnis zeigt, dass die Reaktionszeit des Konstant-Temperatur-Anemometers mit dem Anstieg der Übertemperatur kürzer wird ($\tau_3 < \tau_2 < \tau_1$). Dies verifiziert die Abhängigkeit der Grenzfrequenz von der Übertemperatur des Heizers und bestätigt die in Abbildung 6.32 dargestellten Messergebnisse.

6.4.3 Einfluss der Störkörper-Geometrie auf Strouhalzahl

Wie bereits im Abschnitt 2.5.2 beschrieben, zeichnen sich die Vortex-Durchflusssensoren durch eine weitgehend lineare Kennlinie (einen linearen Zusammenhang zwischen der Wirbelablösfrequenz f und der Strömungsgeschwindigkeit v) im gesamten Messbereich aus. Diese ist nach Gleichung:

$$f = St \frac{v}{d}, \quad (6.12)$$

eine Folge der Konstanz der Strouhalzahl St über einen weiten Bereich der Reynoldszahl Re (vgl. Abb. 2.28). Dabei ist d die Breite des Störkörpers. Der Reynoldszahl-Bereich, über den die Stouhalzahl möglichst konstant bleibt und damit die Linearität des Vortex-Sensors gewährleistet ist, wird hauptsächlich durch die geometrischen Parameter des Störkörpers und seine Form definiert.

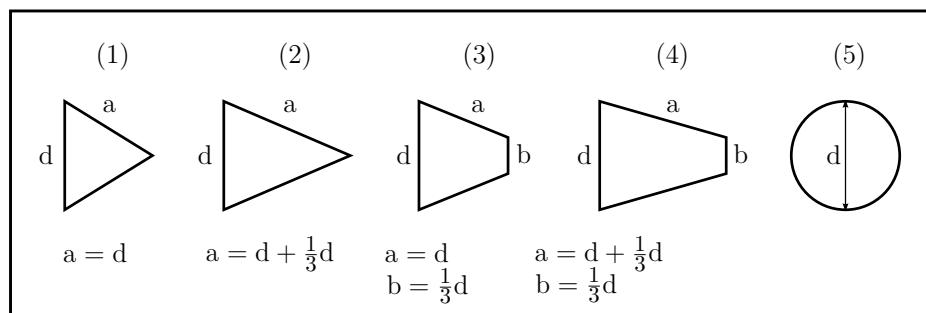


Abbildung 6.34: Querschnitte der verwendeten Störkörper für Strouhalzahl-Untersuchungen. Das verwendete Messrohr hat einen Durchmesser von 21 mm und die Breite des Hindernisses d bei allen Strukturen beträgt 6 mm. Das ergibt ein Blockage-Verhältnis von $\frac{d}{D} = 0,28$.

Um beim Einsatz des thermischen Strömungssensors im Vortex-Modus eine möglichst lineare Kennlinie in gesamten Messbereich zu erhalten, wurde eine Untersuchung unterschiedlicher Störkörpergeometrien in Bezug auf die Konstanz der Strouhalzahl vorgenommen.

Dabei wurde bei jedem Störkörper eine Vortexfrequenz-Messung bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten in einem Reynoldszahl-Bereich zwischen $1,9 \cdot 10^3$ und $1,3 \cdot 10^4$ (bezogen auf die Störkörpergeometrie) durchgeführt. Ist die Vortexfrequenz bekannt, dann kann anhand der Gleichung 6.12 die Strouhalzahl bestimmt werden.

In Abbildung 6.34 sind die Querschnitte der verwendeten Hindernisse dargestellt. Das Verhältnis der Störkörperbreite d zum Messrohrdurchmesser D (Blockage-Verhältnis : $\frac{d}{D}$) beträgt bei allen Geometrien 0,28⁸.

Abbildung 6.35 zeigt die Variation der Strouhalzahl mit der Strömungsgeschwindigkeit für alle fünf untersuchte Störkörper aus Abbildung 6.34.

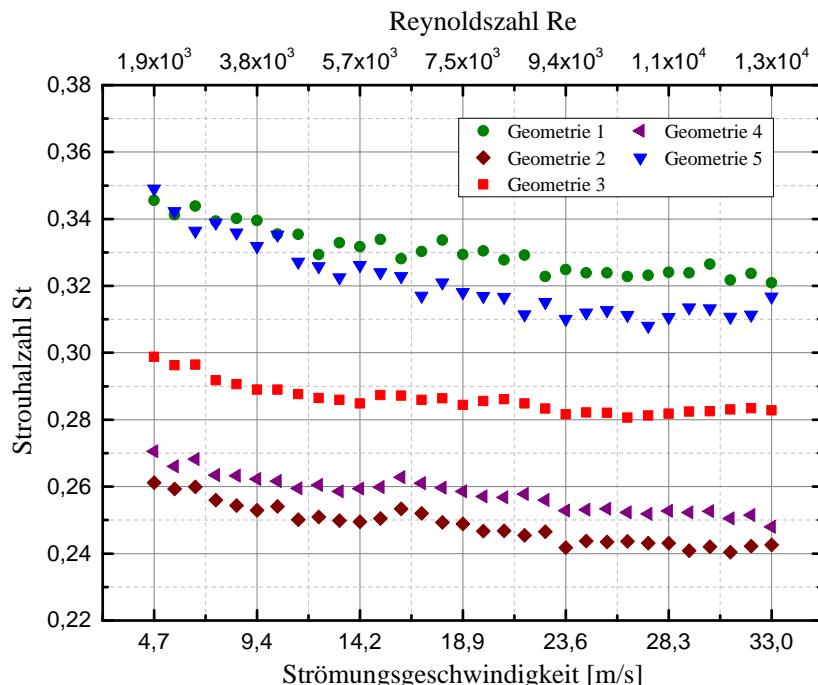


Abbildung 6.35: Variation der Strouhalzahl im Bereich von Reynoldszahlen zwischen $1,9 \cdot 10^3$ und $1,3 \cdot 10^4$, ermittelt für Störkörper-Geometrien aus Abbildung 6.34 platziert in einem Messrohr mit einem Radius von 10,5 mm.

Um den Einfluss dieser verschiedenen Geometrien auf die Strouhalzahl zu bewerten, wurde für jede Struktur die Streuung der Messdaten um ihren Mittelwert ermittelt und das Ergebnis als Fehlerbalken der Standardabweichung in Abbildung 6.36 aufgetragen.

Es ist zu erkennen, dass unter allen untersuchten Geometrien die kleinste Streuung der Strouhalzahl bei einem abgeflachten gleichschenkligen Dreieck (Geometrie 3) erzielt wurde.

⁸Der ausgewählte Wert für das Blockage-Verhältnis wurde der referenzierten Literatur des Abschnitts 2.5.2 entnommen.

Deshalb wurde diese Struktur für die dynamischen Messungen im Vortex-Modus ausgewählt (mit den in Abbildung 6.34 erwähnten geometrischen Parametern).

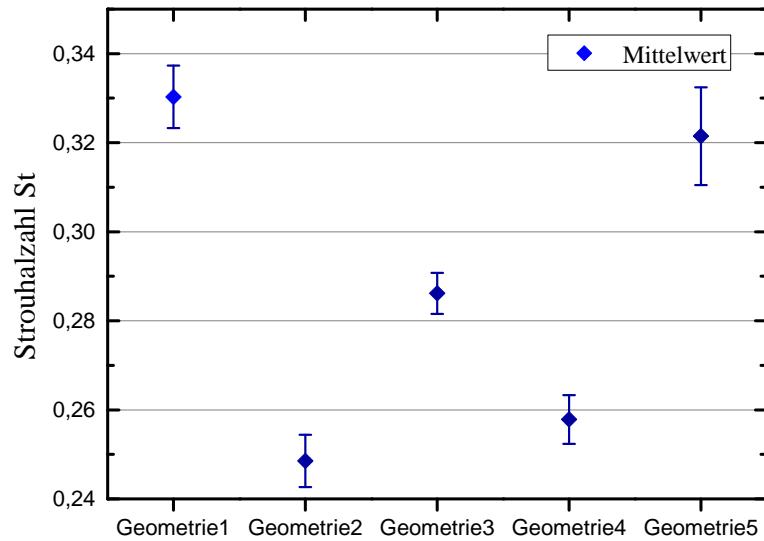


Abbildung 6.36: Mittelwert der in Abbildung 6.35 aufgetragenen Strouhalzahlen für Störkörper-Formen aus Abbildung 6.34, zusammen mit Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert.

Obwohl die Messergebnisse aus Abbildung 6.35 für den hier untersuchten Reynoldszahl-Bereich eine Variation der Strouhalzahl aufzeigen, ist diese Abweichung so geringfügig, dass die Linearität der dynamischen Kennlinien grundsätzlich erhalten bleibt. Dies wird durch die in Abbildung 6.37 gezeigten Frequenzverläufe, aufgenommen bei verschiedenen Störkörpern aus Abbildung 6.34, bestätigt.

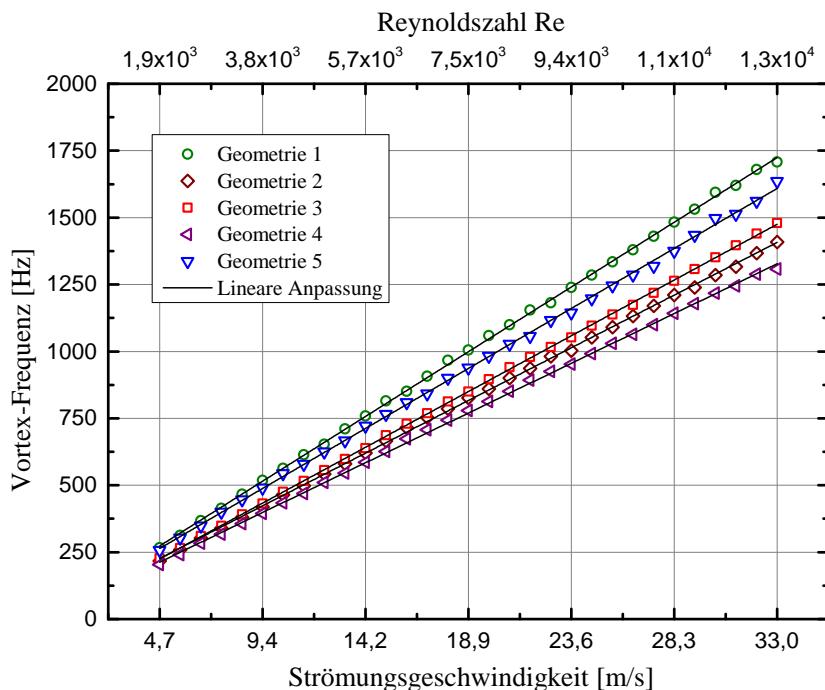


Abbildung 6.37: Verlauf der dynamischen Kennlinie des thermischen Strömungssensors für verschiedene Störkörper-Geometrien aus Abbildung 6.34.

6.4.4 Durchflusssensor auf Glas-Substrat

Ähnlich wie bei den statischen Messungen wurden auch dynamische Messungen zur Charakterisierung des auf Dünnglas realisierten Sensortyps durchgeführt. Dabei wurde die dynamische Kennlinie des Strömungssensors anhand der gleichen Vortexfrequenz-Messungen wie im vorherigen Abschnitt aufgenommen. Um die Messergebnisse der beiden Sensortypen miteinander vergleichen zu können, wurde die Ausgangsspannung der Regelschaltung ohne Durchfluss auf 6 V eingestellt und der selbe Störkörper (ein abgeflachtes gleichschenkliges Dreieck) für die Wirblerzeugung verwendet. Abbildung 6.38-a zeigt den Verlauf der gemessenen Wirbelfrequenz über die Flussrate von 25 bis 700 l/min, eingestellt mit dem Massendurchflussregler Typ 8626.

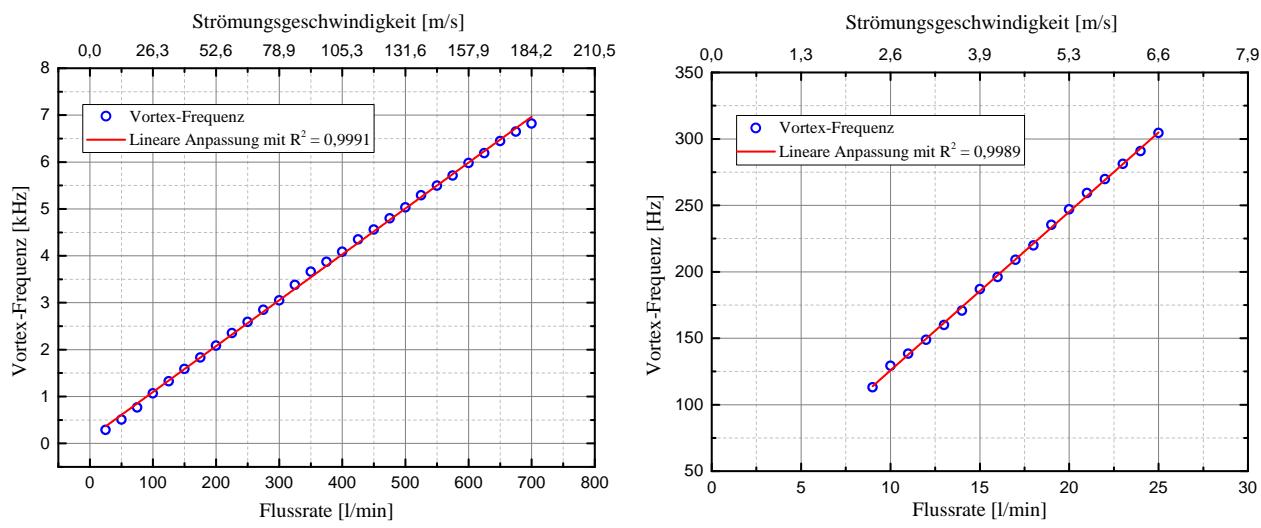


Abbildung 6.38: Dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers auf Glas-Substrat, aufgenommen mit der CTA-Regelschaltung aus Abbildung 5.2.

Auch bei dieser Charakteristik besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der detektierten Vortex-Frequenz und der Strömungsgeschwindigkeit, der mit einer linearen Fitfunktion mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9991$ beschrieben wird.

Es zeigt sich, dass auch mit den hergestellten thermischen Strömungssensoren auf Glas-Substrat unter Verwendung der Messmethode der Konstant-Temperatur-Anemometrie Fluktuationsfrequenzen bis zu 7 kHz detektiert werden können, obwohl nach den Ergebnissen der Square-Wave-Test-Messungen diese Sensoren ein langsameres Reaktionsverhalten als die auf Silizium basierten Anemometer aufweisen (vgl. Abb. 6.8).

Für die Bestimmung der Untergrenze der Durchflussmessung im Vortex-Modus wurde die Kennlinie des Konstant-Temperatur-Anemometers auf Dünnglas mit Hilfe des Durchflussreglers Typ 8711 über den kleinen Durchflussbereich von 1 bis 25 l/min in 1 l/min-Schritten aufgenommen. Wie aus Abbildung 6.38-b hervorgeht, kann erst ab einer Flussrate von 9 l/min (die einer Strömungsgeschwindigkeit von 2,36 m/s entspricht) die Wirbelfrequenz detektiert

werden. Des Weiteren zeigen die ermittelten Frequenzen auch im Bereich der geringeren Flussraten einen linearen Charakter.

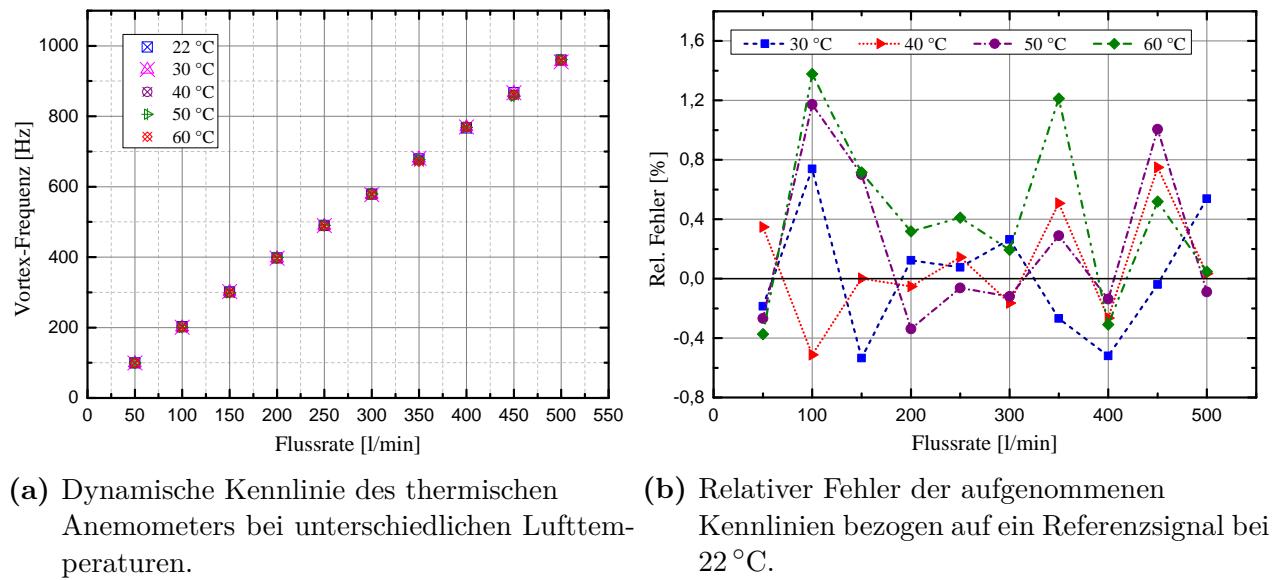
6.4.5 Temperaturabhängige Messungen

Wie bereits in Abschnitt 2.5 erläutert, ist das Phänomen der Wirbelablösung und folglich ein Vortex-Durchflusssensor, unabhängig von der Detektionsmethode der Wirbelfrequenz, weitgehend unempfindlich gegenüber der Temperatur des Fluides.

Um dies zu untersuchen, wurde die dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Fluidtemperaturen aufgenommen. Für diese Messung wurde der zur Realisierung der temperaturabhängigen Messungen erweiterte Messaufbau aus Abbildung 6.23 verwendet.

In Abbildung 6.39-a sind die gemessenen Vortex-Frequenzen über eine Flussrate von 50 bis 500 l/min bei fünf verschiedenen Fluidtemperaturen aufgetragen. Dabei wurde bei jedem Volumendurchfluss die Lufttemperatur im Messkanal (Radius 10,5 mm) auf den gewünschten Wert geregelt und jeweils ein Frequenzwert aufgenommen. Das Ergebnis zeigt, dass die Fluidtemperatur nahezu keinen Einfluss auf die ermittelten Wirbelablösefrequenzen hat. Mit anderen Wörtern führt eine schwankende oder nicht konstante Fluidtemperatur zu keinem Fehler in der dynamischen Kennlinie des entwickelten Strömungssensors.

Um dies quantitativ zu bewerten, wurde der relative Fehler der Frequenzen gemessen bei den Temperaturen 30, 40, 50 und 60 °C bezogen auf eine Referenzmessung bei Raumtemperatur (22 °C) ermittelt. Die Kurven zu dieser Fehlerberechnung sind in Abbildung 6.39-b dargestellt. Es zeigt sich, dass der relative Fehler maximal bei nur 1,3 % liegt. Dieser Fehler liegt im Bereich der Ungenauigkeiten des Durchflusssreglers für die Flussrate.



(a) Dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Lufttemperaturen.
 (b) Relativer Fehler der aufgenommenen Kennlinien bezogen auf ein Referenzsignal bei 22 °C.

Abbildung 6.39: Temperaturabhängige Messungen im Vortex-Modus.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein MEMS-basierter thermischer Strömungssensor entwickelt, hergestellt und charakterisiert. Das Hauptziel bestand darin, eine Durchflussmessung in einem möglichst weiten Messbereich sowohl mit hoher Genauigkeit als auch mit schneller Ansprechzeit zu realisieren. Der wesentliche innovative Aspekt des erarbeiteten Konzeptes zur Strömungsmessung bestand in der Kombination zweier Messprinzipien, nämlich eines thermischen Anemometers und eines Vortex-Sensors. Vorteilhaft sind hierbei einerseits die hohe Empfindlichkeit eines auf der erzwungenen Konvektion basierenden thermischen Strömungssensors bei der Messung von relativ kleinen Flussraten und andererseits die sehr gute Linearität und hohe Genauigkeit eines auf der Kármánschen Wirbelstraße basierenden Vortex-Durchflusssensors bei der Messung von relativ hohen Flussgeschwindigkeiten. Besonders erwähnenswert ist hierbei, dass diese Kombination der beiden Messprinzipien mit einem einzigen Sensorelement realisiert werden konnte. Dabei wurde dasselbe thermische Prinzip auch zur Bestimmung der Wirbelablösfrequenz eingesetzt. Bei geringen Flussraten wurde der Sensor als rein thermisches Anemometer betrieben, bei den höheren Flussraten hingegen konnte der Vortex-Modus vorteilhaft genutzt werden. In einem weiten Übergangsbereich konnten beide Messsignale redundant verwendet werden, womit eine hohe Messdynamik und eine hohe Genauigkeit realisiert werden konnten.

Sensorfertigung und Aufbau

Das Sensorelement ist ein miniaturisiertes Heißfilm-Anemometer auf Siliziumbasis. Bei der Fertigung kamen in der Mikrosystemtechnik etablierte Herstellungsverfahren zur Anwendung. Der Sensor besteht aus einem Platin-Heizwiderstand, der auf einer dünnen Si_3N_4 -Membran aufgebracht ist und einem zusätzlichen Messwiderstand ebenfalls aus Platin, der direkt auf das Substrat platziert wurde und zum Erfassen und Kompensieren der Fluidtemperatur dient.

Bei der Auswahl von Platin als Heizermaterial spielte die Forderung nach einem möglichst hohen TCR-Wert im Hinblick auf die Erhöhung der Empfindlichkeit sowie einem möglichst hohen spezifischen Widerstand eine zentrale Rolle. Weiterhin konnten gesputterte Platin-Dünnfilme relativ einfach mittels Lift-off-Technik strukturiert werden, wobei mäanderförmige Leiterbahnen mit einer Breite von $12 \mu\text{m}$ als Heizerstruktur und als Temperatursensor-Widerstandsstrukturen erzeugt wurden.

Um die durch Wärmeleitung verursachten Wärmeverluste in das Substrat zu minimieren und die Heizerstruktur vom Rest des Sensorelementes thermisch zu entkoppeln, wurde eine isolierende Trägerschicht in Form einer geschlossenen Membran in einem anisotropen Ätzschritt realisiert. Somit konnten eine bedeutende Erhöhung der Empfindlichkeit des Sensors und eine Minimierung der erforderlichen Heizleistung erreicht werden. Als Membran wurde eine 450 nm dicke PECVD-Siliziumnitridschicht verwendet. Diese ließ sich relativ einfach durch nasschemisches Ätzen strukturieren und erwies sich als mechanisch und thermisch stabil und konnte Strömungsgeschwindigkeiten bis zu 180 m/s aushalten.

Der hergestellte thermische Strömungssensor auf Siliziumbasis zeichnete sich durch seinen relativ einfachen Aufbau aus, wobei nur zwei fotolithografische Maskenschritte für seine Fertigung benötigt wurden.

Strömungsmessung und Messelektronik

Für die Strömungsmessung wurden die thermischen Anemometer im Konstant-Temperatur-Modus betrieben, wobei der Heizer mit Hilfe einer Brückenschaltung auf einer konstanten Temperatur über der Fluidtemperatur geregelt wurde. Abhängig von der Art der Messung wurde eine Übertemperatur zwischen 70 °C und 90 °C eingestellt. Für die Bestimmung der Betriebstemperatur des Heizers war die Ermittlung dessen TCR-Wertes erforderlich. Der TCR der hergestellten Pt-Heizerstrukturen wurde mit Hilfe eines Klimaschranks bestimmt, wobei ein Wert von $2,50 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ ermittelt wurde.

Für die elektrische Erfassung der durch Änderung der Strömungsgeschwindigkeit bedingten Temperatur- und damit Widerstandsänderungen spielte die ausgeprägte Abhängigkeit des elektrischen Widerstandes der Platindünnenschichtstrukturen von der Temperatur eine zentrale Rolle.

Die elektrische Schaltung bestand im Wesentlichen aus einer Wheatstoneschen Brücke und einem rückgekoppelten Operationsverstärker. Dabei bildete das Heizelement einen Brückenzweig der Regelschaltung. Das Funktionsprinzip der Schaltung basierte auf der Temperaturänderung des Heizers als Folge der erzwungenen konvektiven Kühlung, die zur Verstimmung der Messbrücke führte. Die über den Ausgang des Servoverstärkers nachgelieferte Spannung zum Wiederabgleich der Brücke war ein Maß für die Strömungsgeschwindigkeit. Das Ergebnis der durchgeföhrten Messungen, in denen die Heizertemperatur bei unterschiedlichen Flussraten bestimmt wurde, zeigte die einwandfreie Funktion der CTA-Schaltung zur Regelung der eingestellten Übertemperatur.

Messergebnisse

Die Charakterisierung der hergestellten Sensoren erfolgte an einem im Rahmen dieser Arbeit aufgebauten fluidischen Messplatz, der die Erzeugung und Regelung von Volumendurchflüssen zwischen 1 l/min und 750 l/min, ermöglichte. Somit konnten bei dem verwendeten Rohrquerschnitt von $1,26 \text{ cm}^2$ Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu 200 m/s gemessen werden.

Als Fluid für die Messungen wurde Druckluft genutzt. Eine zusätzliche Einheit zur Realisierung der temperaturabhängigen Messungen stand ebenfalls zur Verfügung.

Zur Charakterisierung der Sensoren und zur Untersuchung der Funktionsweise des erarbeiteten Konzeptes wurden verschiedene Messungen zur Bestimmung der wesentlichen Sensoreigenschaften wie Ansprechverhalten, Sensorkennlinie sowie Temperaturabhängigkeiten durchgeführt. Zu diesem Zweck wurden verschiedene Messanordnungen und Messschaltungen entwickelt und eingesetzt.

Zur Bestimmung der Reaktionszeit des hergestellten thermischen Anemometers wurde die Methode des sogenannten „Square-Wave-Tests“ verwendet. Dazu wurde mit einem Funktionsgenerator ein Spannungsimpuls in Form eines Rechtecksignals in den Brückenregelkreis eingespeist. Aus dem resultierenden Antwortsignal ließ sich für das Heißfilm-Anemometer auf Siliziumbasis eine sehr kurze Reaktionszeit von ca. 0,8 ms (bei Nulldurchfluss) bestimmen. Das spezielle Design und die spezielle Dimensionierung des Heizwiderstandes sowie dessen Anordnung auf einer 450 nm dünnen Si_3N_4 -Membran und die damit verbundene geringe Wärmekapazität führten zu diesen kurzen Reaktionszeiten.

Die Charakterisierung der gefertigten Sensoren erfolgte in zwei Hauptkategorien: die statischen Messungen, bei denen der Sensor als rein thermisches Anemometer betrachtet wurde, sowie die dynamischen Messungen, bei denen der Vortex-Modus zur Bestimmung der Wirbelablösfrequenz eingesetzt wurde.

Die statische Kennlinie des thermischen Anemometers, aufgenommen im gesamten Messbereich von 1 bis 700 l/min (entsprechend 180 m/s), zeigte im Bereich der laminaren Strömung eine sehr gute Empfindlichkeit von ca. 65 mV/(l/min). Diese nahm aber wie erwartet zu steigenden Geschwindigkeiten hin stetig ab.

Was die Empfindlichkeit der Strömungssensoren betrifft, so konnte anhand der Aufnahme des Kennlinienverlaufes für unterschiedlich eingestellte Übertemperaturen gezeigt werden, dass die Empfindlichkeit des thermischen Anemometers mit steigender Übertemperatur zunimmt. Für die meisten Messungen wurde das Heizelement auf eine Übertemperatur von ca. 70 °C geregelt. Dies entspricht einer Ausgangsspannung von $U_{\text{out}}^{\text{v}=0} = 5 \text{ V}$ und eine Heizleistung von nur 4,48 mW im strömungsfreien Fall.

Anhand von Messungen der Sensorkennlinie bei verschiedenen Lufttemperaturen zwischen 22 °C und 60 °C wurde ohne Temperaturkompensation eine deutliche Abhängigkeit des Ausgangssignals von der Fluidtemperatur festgestellt, die auf das verwendete thermische Prinzip zurückzuführen ist. Um diesen unerwünschten Effekt zu überwinden wurde die Konstant-Temperatur-Regelschaltung zum Zweck einer Fluidtemperaturkompensation erweitert, indem der auf dem Sensorchip befindliche thermoresistive Temperaturmesswiderstand in die Messbrücke integriert und aktiv in die Nachregelung der Heiztemperatur eingekoppelt wurde. Die Auswertung der aufgenommenen Kennlinien mit und ohne Kompensation und die Ermittlung des relativen Fehlers der Ausgangsspannung zeigte einen maximalen Fehler von 34% im nicht kompensierten Fall, der sich auf 3,7% nach Kompensation verbesserte. Somit konnte eine fast zehnfache Verbesserung der relativen Fehler mit dieser relativ einfachen Kompensationsschaltung nachgewiesen werden.

Wie bereits weiter oben erwähnt, zeichnet sich das erarbeitete Sensor-Konzept dadurch aus, dass der thermische Strömungssensor auch als ein Vortex-Durchflusssensor eingesetzt werden kann. Um dies zu realisieren, wurde das Heißfilm-Anemometer mit einem Störkörper, der im Messkanal stromaufwärts vor dem Heizer platziert wurde, kombiniert. Für die Detektion der vom Störkörper generierten Wirbel wurde dasselbe thermische Prinzip des Konstant-Temperatur-Anemometers eingesetzt. Mittels einer Fast-Fourier-Transformation (FFT) des oszillierenden Ausgangssignals der CTA-Schaltung konnte die Wirbelablösfrequenz zuverlässig ermittelt werden.

Als Störkörper wurde ein abgeflachtes gleichschenkliges Dreieck mit einem Blockage-Verhältnis (das Verhältnis der Störkörperbreite zum Messrohrdurchmesser) von 0,28 verwendet. Diese Auswahl basierte auf der durchgeföhrten Untersuchung unterschiedlicher Störkörpergeometrien im Hinblick auf die Konstanz der Strouhalzahl und die daraus resultierende Linearität des Vortex-Sensors.

Für die Bestimmung der Wirlfrequenz wurden dynamische Messungen bei Flussraten zwischen 25 und 750 l/min vorgenommen. Diese wiesen über den gesamten weiten Messbereich einen hochgradigen linearen Zusammenhang zwischen der detektierten Vortex-Frequenz und der Strömungsgeschwindigkeit mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9998$ auf. Dabei konnten aufgrund der schnellen Sensorelemente mit sehr kurzen thermischen Ansprechzeiten sowie Verwendung einer schnellen Regelschaltung Fluktuationsfrequenzen von bis zu 8 kHz aufgelöst und detektiert werden.

Physikalisch bedingt setzten die laufenden Wirbel mit genügend starken Intensitäten erst ab einer bestimmten Geschwindigkeit ein. Bei den hier verwendeten Strömungs- und Messbedingungen wurde für den Einsatz des Durchflusssensors im Vortex-Modus eine Untergrenze von 9 l/min festgestellt. Diese entspricht bei dem verwendeten Messrohr mit einem Radius von 6,35 mm einer Mindest-Strömungsgeschwindigkeit von 2,36 m/s. In diesem Bereich der sehr kleinen Flussraten kann das rein thermische Prinzip vorteilhaft eingesetzt werden.

Weiterhin wurde experimentell geprüft, ob die dynamische Kennlinie des Strömungssensors unempfindlich gegenüber der Temperatur des Fluides ist. Das Ergebnis aus den gemessenen Wirlfrequenzen über eine Flussrate von 50 bis 500 l/min bei verschiedenen Fluidtemperaturen zwischen Raumtemperatur und 60 °C zeigte, dass die Fluidtemperatur nahezu keinen Einfluss auf die ermittelten Frequenzen hat und deren Änderung zu keinem Fehler in der Kennlinie des entwickelten Strömungssensors führt. Bei vielen Anwendungsfällen bietet diese Eigenschaft des Vortex-Durchflusssensors einen großen Vorteil.

Des Weiteren wurde die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse untersucht. Anhand der erzielten Ergebnisse aus der Auswertung der Standardabweichung der Messdaten aus aufeinander folgenden Messreihen zeichneten sich sowohl die dynamischen als auch die statischen Messungen im gesamten Messbereich durch eine hohe Genauigkeit bei sehr guter Reproduzierbarkeit aus.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden neben den Sensoren mit Silizium als Substrat ein zweiter Sensortyp mit einem 100 µm dicken flexiblen Glas von geringer thermischer Leitfähigkeit als Substratmaterial realisiert, wobei die Widerstandsstrukturen geometrisch identisch ausgelegt

wurden. Auf eine Dünnätzung des Glases wurde aus technologischen Gründen verzichtet und der Heizwiderstand wurde direkt auf dem Substrat platziert. Somit ist die Fertigung dieser Sensorvariante technologisch einfacher, da nur ein einziger fotolithografischer Maskenschritt benötigt wird. Zudem besteht bei diesem Sensortyp keine Gefahr, dass die dünne Membranschicht abreißt. Dafür muss man jedoch ein schlechteres thermisches Ansprechverhalten des Glassensors im Vergleich zur Siliziumvariante in Kauf nehmen.

Die thermischen Anemometer auf Glas-Substrat wurden sowohl im statischen als auch im dynamischen Modus charakterisiert. Bei den statischen Messungen im laminaren Bereich mit relativ geringen Strömungsgeschwindigkeiten von weniger als 5 m/s konnte eine sehr hohe Empfindlichkeit von 195 mV/(l/min) demonstriert werden. Diese Empfindlichkeit war ca. dreimal höher als beim Sensortyp auf Basis von Si-Substrat im selben Strömungsbereich. Allerdings ging die Signalkurve der auf Dünnglas basierten Sensoren bei steigender Flussrate deutlich schneller in die Sättigung.

Es zeigte sich, dass die statische Kennlinie des auf Silizium basierten thermischen Anemometers einen deutlich weiteren Messbereich mit einer insgesamt akzeptablen Empfindlichkeit anzubieten hat.

Die dynamische Charakteristik des auf Dünnglas realisierten Anemometers zeigte, dass auch dieser Sensor-Typ über einen weiten Messbereich zwischen 9 und 700 l/min über eine hochgradige Linearität der dynamischen Kennlinie mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9991$ verfügt. Darüber hinaus konnten auch hier Wirbelfrequenzen bis zu 7 kHz detektiert werden, und dies, obwohl die Glassensoren aufgrund ihres Aufbaus ein langsameres Reaktionsverhalten als die auf Silizium basierten Anemometer aufweisen.

Zusammengefasst lässt sich sagen, dass mit dem erarbeiteten Konzept der Durchflussmessung die für den Strömungssensor aufgestellte Haupanforderung, nämlich die Realisierung eines möglichst weiten Messbereiches mit hoher Genauigkeit und kurzer Ansprechzeit, erfolgreich erfüllt wurde.

7.2 Ausblick

Um die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und untersuchten Durchflusssensoren für praktische Anwendungen nutzbar zu machen, sind weitere Untersuchungen und Optimierungen sinnvoll und wünschenswert. So sollte beispielweise das Sensorlayout optimiert und die Möglichkeit einer Verkleinerung des Sensorelementes geprüft werden.

Weiterhin zeigten die temperaturabhängigen Messungen nach Kompensation eine relative Abweichung von ca. 4% (bezogen auf eine Referenzmessung) im statischen Ausgangssignal des Strömungssensors. Durch Optimierung und Weiterentwicklung der Kompensationsschaltung könnte eine noch höhere Genauigkeit der Schaltung erzielt werden.

Um das Potential der entwickelten Sensoren für Anwendungen z.B. im Bereich der Medizintechnik für Medikamentendosierung zu überprüfen, sind fokussierte Untersuchungen zur Bestimmung des minimal messbaren Volumenstroms sinnvoll.

Für einen optimierten Einsatz der Heißfilm-Anemometer als Vortex-Durchflussmesser wären nähere Untersuchungen der Störkörper-Geometrie hinsichtlich deren Einfluss auf die Stärke und die Stabilität der Wirbel wünschenswert, womit sich gegebenenfalls ein erweiterter Messbereich, insbesondere in Richtung geringerer Strömungsgeschwindigkeiten, erreichen lässt. Interessant wäre hierbei zusätzlich die Betrachtung der Winkel zwischen dem Störkörper und dem Sensorelement.

In dieser Arbeit wurden alle Messungen mit Luft als Fluid durchgeführt, allerdings wäre der Test und die Kalibrierung der Sensoren für verschiedene Gassorten wie z.B. Ar, He,... interessant. Auch das Einsetzen der hergestellten thermischen Anemometer für Strömungsmessung von flüssigen Medien scheint einen vielversprechenden Ansatzpunkt zu sein. Die ersten Untersuchungen, die in Rahmen einer Bachelorarbeit in Fa. Hydac durchgeführt wurden, zeigten die erfolgreiche Einsetzbarkeit dieser Sensoren für Durchflussmessung in Öl und in Wasser.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Simulation der erzwungenen Konvektion und der Verformung des Temperaturfeldes um ein Heizelement durch Bewegung des Mediums, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics. Dabei ist der Heizer am Rand eines Sensorelements platziert.	2
1.2	Simulation der Kármánschen Wirbelstraße und die Abhängigkeit der Wirbelablösefrequenz von der Strömungsgeschwindigkeit, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics.	3
2.1	Wärmeübertragungsmechanismen, nach [2].	7
2.2	Wärmeleitung durch einen quaderförmigen Körper mit der Fläche A und der Dicke d, verursacht durch eine Temperaturdifferenz $\Delta T = T_2 - T_1$	8
2.3	Wärmeübertragung durch erzwungene Konvektion beim Überströmen der Oberfläche eines beheizten festen Körpers.	9
2.4	Typisches mittleres Geschwindigkeits- und Temperatur-Profil in Wandnähe einer überströmten beheizten Oberfläche mit der hydrodynamischen Grenzschichtdicke δ und der thermischen Grenzschichtdicke δ_{th} , aus dem Englischen nach [4].	10
2.5	Wärmeübertragung durch Strahlung.	12
2.6	Zusammenhang zwischen Geschwindigkeitsvektoren (links) und Stromlinien (rechts).	13
2.7	Couetteströmung: laminare Strömung einer Flüssigkeit zwischen zwei Platten. Die obere Platte bewegt sich mit der Geschwindigkeit u gegenüber der unteren fixierten Platte. Die Haftbedingung an der Wand und die intermolekulare Reibung führt zu einer Scherbewegung zwischen den Flüssigkeitsschichten, die von oben nach unten abgeschwächt wird.	14
2.8	Rohrreibungszahl in Abhängigkeit von der Reynoldszahl [8].	16
2.9	Strömungsarten nach O. Reynolds [9]. (a) Laminare Strömung: Bei kleiner Strömungsgeschwindigkeit ($Re < Re_k$) bildet sich entlang der Rohrachse ein etwa geradliniger Farbfaden. (b) Übergang von laminar zu turbulent: Bei einer mittelgroßen Geschwindigkeit fluktuiert der Farbfaden nach einer gewissen Zeit und Strecke. (c) Turbulente Strömung: bei genügend großer Geschwindigkeit des Fluids verschwindet der Farbfaden als eine definierte Linie und verteilt sich scheinbar willkürlich über das gesamte Rohr.	17
2.10	Das Geschwindigkeitsprofil an einer längsangeströmten ebenen Platte; (a) für ideale Fluide und (b) für reale Fluide und Grenzschichtausbildung, nach [8]. . .	18

2.11 Ablösung der Grenzschicht und Wirbelbildung am Kreiszylinder (oben) und die dazugehörige Druckverteilung (unten) [10].	19
2.12 Vorgang einer Strömungsablösung in der Nähe einer Ablösungsstelle [8].	19
2.13 Einfluss der Körperform auf die Druck- bzw. Schubspannungskomponente des Strömungswiderstandes [11].	22
2.14 Kármánsche Wirbelstraße bei $Re = 10^5$ [12].	22
2.15 (a) Satellitenbild von einer Wirbelstraße hinter der Insel Jan Mayen [13]. (b) Insel Jan Mayen [14].	23
2.16 Beobachtungen von Leonardo da Vinci von Wirbeln nach einem Hindernis in einem Fluss [15].	23
2.17 Konfiguration einer stabilen Wirbelformation hinter einem Störkörper nach von Kármán durchgeföhrten Stabilitätsrechnungen mit $\frac{h}{l} = 0,28$	24
2.18 Strouhalzahl eines Kreiszylinders als Funktion der Reynoldszahl, nach [10, 20].	25
2.19 Messprinzip eines thermischen Anemometers.	27
2.20 Messprinzip eines thermischen Kalorimeters.	27
2.21 Messprinzip eines thermischen Time-of-Flight Sensors.	27
2.22 Unterschiedliche Betriebsarten für thermische Anemometer und Kalorimeter und deren typische Kennlinien im Vergleich, nach [34].	28
2.23 Die drei häufigsten Realisierungsformen von thermisch isolierten MEMS-Strukturen: (a) Brücke, (b) Cantilever und (c) Membran.	32
2.24 Dreidimensionale mikrobearbeitete Strukturen mit thermisch isolierenden Bereichen, aus dem Englischen nach [39].	33
2.25 Simulation einer Kármánschen Wirbelstraße, durchgeführt mit der FEM-Software COMSOL Multiphysics.	36
2.26 Das Funktionsdiagramm eines Vortex-Durchflussmessers.	37
2.27 Bestandteile eines Vortex-Durchflussmessers [64].	38
2.28 Darstellung des linearen Messbereichs eines Vortex-Durchflusssensors anhand der Abhängigkeit der Strouhalzahl von der Reynoldszahl.	39
2.29 Querschnittflächen herkömmlich verwendeter Störkörpergeometrien.	39
 3.1 Charakteristische Kennlinie bei (a) einem thermischen Flusssensor und (b) einem Vortex-Durchflusssensor.	43
3.2 Messanordnung zur Realisierung des Sensorkonzeptes, wobei die Messprinzipien eines thermischen Anemometers und eines Vortex-Durchflusssmessers miteinander kombiniert wird.	44
3.3 Das temperaturabhängige Widerstandsverhalten von Platin im Vergleich zu weiteren gängigen Heizermaterialien. Mit Werten von $\alpha_1 = 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ und $\alpha_2 = 5,5 \cdot 10^{-7} \text{ K}^{-2}$ für die Widerstandskoeffizienten aus Gleichung 3.1 ändert sich der Widerstand des Platins weitestgehend linear mit der Temperatur [63].	46
3.4 Schematischer Querschnitt des zu realisierenden Heißfilm-Anemometers auf Siliziumbasis.	47

3.5 Layout der Lithografie-Masken eines einzelnen Sensors: (a) zur Strukturierung der Leiterbahnen und Kontaktflächen (Maske <i>Metallisierung</i>) und (b) zur Herstellung der geschlossenen Membran (Maske <i>Kavität</i>). (c) Überlagerung beider Masken mit den Platinwiderständen in blau, den Kontaktpads in rot und der Si_3N_4 -Membran in gelb.	48
3.6 Mäanderstruktur.	48
3.7 Designlayout der mäanderförmigen Platin-Widerstandsstrukturen. Es handelt sich dabei um $12 \mu\text{m}$ breite Leiterbahnen mit 4 parallelen Bahnen beim Heizer (a) und 40 parallelen Bahnen beim Temperatursensor (b). Der Abstand zwischen den Bahnen beträgt ebenfalls $12 \mu\text{m}$	49
4.1 Der prinzipielle Ablauf der Lithografie mit Positiv- bzw. Negativ-Fotolack [1].	51
4.2 Vergleich isotropes (a) und anisotropes Ätzen (b). A: Maskierungsschicht, B: Zu ätzende Schicht, C: Substrat [1].	54
4.3 Elementarzelle des monokristallinen Silizium: die Diamantgitterstruktur [74].	55
4.4 Die drei wichtigen Gitterebenen beim anisotropen nasschemischen Siliziumätzen [72].	55
4.5 Bindungszustände der obersten Atomlage an der {111}-Oberfläche und an der {100}-Oberfläche von Silizium [74].	55
4.6 Prinzip des anisotropen Ätzangriffes auf einem (100)-Siliziumwafer [72].	56
4.7 Grundformen von Ätzstrukturen nach anisotropem Ätzen eines (100)-Wafers. Links: Zur Si-Orientierung in $<110>$ -Richtung ausgerichtete, rechteckige Maskenöffnungen und die resultierenden Strukturen; Rechts: Querschnitte durch den geätzten Wafer [72].	57
4.8 Prozessschritte beim Liftoff-Verfahren.	58
4.9 Prozessfolge zur Herstellung der thermischen Heißfilm-Anemometer auf Siliziumbasis.	60
4.10 Aufnahmen von (a) dem gesamten Wafer, (b) dem Heizwiderstand und (c) dem Sensorwiderstand nach dem Herstellungsschritt-c (Lithografie- <i>Metallisierung</i>) aus Abbildung 4.9.	62
4.11 Aufnahmen von (a) dem gesamten Wafer, (b) dem Heizwiderstand und (c) dem Sensorwiderstand nach dem Herstellungsschritt-d (Metallisierung) aus Abbildung 4.9.	63
4.12 (a) der gesamte Wafer während des Liftoff-Prozesses in einem Ultraschallbad. (b) Wafer-Vorderseite, (c) Heizwiderstand und (d) Sensorwiderstand nach dem Liftoff-Schritt (Schritt-e aus Abbildung 4.9).	63
4.13 Die Waferrückseite (a) und die Wafer-Vorderseite (b) nach dem KOH-Ätzschritt. (c) Die Si_3N_4 -Membran, erzeugt nach dem KOH-Ätzschritt und der darauf platzierte Pt-Heizwiderstand.	64
4.14 Links: REM-Aufnahme der Heizerstruktur auf der Si_3N_4 -Membran. Rechts: eine 3D-Ansicht der anisotrop geätzten Kavität. Am Boden der Kavität sind die Si_3N_4 -Membran und der darauf liegende Heizer zu erkennen.	64
4.15 Prozessfolge zur Herstellung der thermischen Heißfilm-Anemometer auf Dünnglas.	65

4.16 Fertig hergestellte thermische Durchflusssensoren mit einer Fläche von (4 mm \times 8 mm); links: auf Silizium-Substrat, rechts: auf flexilem Dünnglas.	65
5.1 Elektrische Schaltung zur Regelung des Heizers auf eine konstante Übertemperatur. Die Übertemperatur wird über den verstellbaren Widerstand R_{hv} eingestellt und der Heizer wird auf einen bestimmten Betriebswiderstand eingeregelt.	68
5.2 CTA-Schaltung zur Kompensation der Fluidtemperatur. Die Kompensation erfolgt durch den auf das Substrat platzierten Messwiderstand (R_t), der in den gegenüberliegenden Brückenzweig des Heizers eingefügt ist.	70
5.3 Schematische Darstellung des fluidischen Messaufbaus.	71
6.1 Messung des temperaturabhängigen Widerstandes der Pt-Heizerstruktur in einem Klimaschrank zur Bestimmung des TCR-Wertes.	74
6.2 CTA-Schaltung mit integriertem Funktionsgenerator zur Durchführung des Square-Wave-Tests.	76
6.3 Die optimale Antwort eines Hitzdraht-Anemometers auf eine Anregung mit Rechteckimpulsen, nach [37]. Es wird eine Unterschreitung des Sollwertes um 15% der maximalen Spannung vorgegeben. τ_w ist das Maß für die Reaktionszeit des Heizelements und $F_c = \frac{1}{1,3\tau_w}$ ist die Grenzfrequenz.	77
6.4 Das Rechtecksignal eingespeist in den Brückenregelkreis aus Abbildung 6.2 ; Pulsbreite = 20 ms, Pulsfrequenz = 10 Hz, Amplitude = 0, 5 V.	77
6.5 Dynamisches Ansprechverhalten des thermischen Durchflusssensors auf Siliziumbasis mit Heizer platziert auf einer Si_3N_4 -Membran. Dargestellt ist das Antwortsignal des Sensors auf einen Rechteckimpuls nach der Methode des Square-Wave-Tests, aufgenommen mit der in Abbildung 6.2 gezeigten Regelschaltung.	78
6.6 Vergrößerter Ausschnitt des Signals aus Abbildung 6.5 zur Bestimmung der Reaktionszeit τ_w des Heißfilm-Anemometers.	78
6.7 Dynamisches Ansprechverhalten des Heißfilm-Anemometers hergestellt auf Dünnglas.	79
6.8 Antwortsignal einer SWT-Messung mit einem Heizwiderstand platziert auf einem 100 μm -dicken Glas-Substrat im Vergleich mit der Antwortfunktion des gleichen Heizwiderstandes auf einer 450 nm-dicken Si_3N_4 -Membran.	79
6.9 Links: REM-Aufnahme des freistehenden Hitzdrahtes aus [83]. Rechts: Antwortsignal dieses Hitzdrahtes auf Spannungsimpuls des Rechteckgenerators aus Schaltung 6.2, mit einer sehr kurzen Ansprechzeit von nur 60 μs	80
6.10 Links: Reaktionszeit eines mit einer Si_3N_4 -Schicht (300 nm) passivierten Anemometers ($\tau = 0,8$ ms) im Vergleich mit einem Anemometer ohne Passivierung ($\tau = 0,4$ ms). Rechts: Vergleich der Reaktionszeiten zweier Anemometer mit unterschiedlichen Heizerflächen von 0,16 mm^2 und 1,23 mm^2 mit $\tau = 0,8$ bzw. 1,6 ms.	81
6.11 Statische Kennlinie des thermischen Anemometers, gemessen mit der Regelschaltung aus der Abbildung 5.2 mit den Werten nach Tabelle 6.3.	82

6.12 Regelung des Durchflusses mit dem Massendurchflussregler Typ 8626.	83
6.13 Statischer Kennlinienverlauf des Durchflusssensors im gesamten Messbereich von 1l/min bis 700l/min.	83
6.14 Der statische Kennlinienverlauf des Durchflusssensors im Messbereich der sehr kleinen Flussraten von 0 bis 2l/min.	84
6.15 Kalibrierung des thermischen Anemometers.	85
6.16 Links: Vier aufeinander folgenden Messreihen der statischen Kennlinie des thermischen Anemometers. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerindikatoren der Standardabweichung um den Mittelwert. . .	86
6.17 Statische Kennlinie des Durchflusssensors für unterschiedliche Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{v=0}$ und den damit verbundenen Übertemperaturen.	87
6.18 Statische Kennlinie des Durchflusssensors mit und ohne Störkörper, platziert im Messrohr stromaufwärts vor dem Sensor.	88
6.19 Der statische Kennlinienverlauf des Durchflusssensors, durchgeführt in einem Messrohr mit dem Radius von 10,5 mm.	89
6.20 Statische Kennlinie des thermischen Anemometers auf Glas-Substrat, aufgenommen mit der CTA-Regelschaltung aus Abbildung 5.2.	90
6.21 Links: Fünf aufeinander folgenden Messreihen der statischen Kennlinie des Durchflusssensors auf Glas-Substrat. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert. .	90
6.22 Vergleich zwischen der statischen Kennlinienverlauf des Durchflusssensors auf Si- bzw. Glas-Substrat in einem weiten Messbereich von 1l/min bis 700l/min. .	91
6.23 Erweiterter Messaufbau zur Realisierung der temperaturabhängigen Messungen, entnommen aus [85].	92
6.24 Ausgangssignal des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Lufttemperaturen, ohne Fluidtemperaturkompensation.	93
6.25 Ausgangssignal des thermischen Anemometers bei unterschiedlichen Lufttemperaturen nach einer Fluidtemperaturkompensation, realisiert mit der CTA-Schaltung aus Abbildung 5.2 mit integriertem Temperaturmesswiderstand R_t . .	93
6.26 Relativer Fehler der aufgenommenen Kennlinien unterschiedlicher Fluidtemperaturen bezogen auf ein Referenzsignal bei 22 °C.	94
6.27 dynamische Messungen im Vortex-Modus zur Bestimmung der Wirbelablösefrequenz für drei verschiedene Volumendurchflüsse.	95
6.28 Frequenzspektrum des CTA-Ausgangssignals für 14 verschiedene Flussraten von 50 bis 700l/min.	96
6.29 Verlauf der detektierten Wirbelablösefrequenz nach einem abgeflachten Dreieck-Störkörper in Abhängigkeit von der Flussrate zwischen 25 und 750 l/min. . .	98
6.30 Verlauf der detektierten Wirbelablösefrequenz nach einem Dreieck-Störkörper in Abhängigkeit der Flussrate zwischen 1 und 25 l/min.	98

6.31 Links: Fünf aufeinander folgende Messreihen der dynamischen Kennlinie des thermischen Durchflusssensors über den gesamten Messbereich. Vergrößert dargestellt ist die selbe Messung für kleine Flussraten unter 25 l/min. Rechts: Mittelwert der Messdaten mit zehnfach überhöhten Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert.	99
6.32 Dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers, aufgenommen in einem weiten Messbereich zwischen 25 und 700 l/min bei verschiedenen Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{\text{v}=0}$ von 2 bis 7 V.	100
6.33 Dynamisches Reaktionsverhalten des Konstant-Temperatur-Anemometers für drei verschiedene Ausgangsspannungen $U_{\text{out}}^{\text{v}=0}$ und den damit verbundenen Übertemperaturen, aufgenommen mit einer Square-Wave-Test-Messung.	100
6.34 Querschnitte der verwendeten Störkörper für Strouhalzahl-Untersuchungen. Das verwendete Messrohr hat einen Durchmesser von 21 mm und die Breite des Hindernisses d bei allen Strukturen beträgt 6 mm. Das ergibt ein Blockage-Verhältnis von $\frac{d}{D} = 0,28$	101
6.35 Variation der Strouhalzahl im Bereich von Reynoldszahlen zwischen $1,9 \cdot 10^3$ und $1,3 \cdot 10^4$, ermittelt für Störkörper-Geometrien aus Abbildung 6.34 platziert in einem Messrohr mit einem Radius von 10,5 mm.	102
6.36 Mittelwert der in Abbildung 6.35 aufgetragenen Strouhalzahlen für Störkörper-Formen aus Abbildung 6.34, zusammen mit Fehlerbalken der Standardabweichung um den Mittelwert.	103
6.37 Verlauf der dynamischen Kennlinie des thermischen Strömungssensors für verschiedene Störkörper-Geometrien aus Abbildung 6.34.	103
6.38 Dynamische Kennlinie des thermischen Anemometers auf Glas-Substrat, aufgenommen mit der CTA-Regelschaltung aus Abbildung 5.2.	104
6.39 Temperaturabhängige Messungen im Vortex-Modus.	105

Tabellenverzeichnis

2.1	Strömungsbereiche und Strömungsformen beim Kreiszylinder in Abhängigkeit der Reynoldszahl, nach [8, 11].	20
2.2	Thermische Leitfähigkeit möglicher Membranmaterialien für thermische Isolierung eines MEMS-basierten thermischen Anemometers. Zum Vergleich, Silizium hat eine thermische Leitfähigkeit von ca. 150 W/mK.	34
2.3	Temperaturkoeffizient (α) und spezifischer Widerstand (ρ) verschiedener Metalle, die als Heizwiderstand in thermischen Durchflusssensoren verwendet werden [29].	34
6.1	Overheat Verhältnis und Übertemperatur des Heizers (in Bezug zu einer Referenztemperatur von 22 °C) für verschiedene Ausgangsspannungen der CTA-Schaltung. Bei Raumtemperatur von 22 °C besitzt der Heizer einen elektrischen Widerstand von 330 Ω.	74
6.2	Heizertemperatur des thermischen Anemometers betrieben im Konstant-Temperatur-Modus bei verschiedenen Flussraten. Ein Vergleich der Temperaturwerte zeigt die einwandfreie Funktion der Regelung der eingestellten Übertemperatur. Für einen besseren Vergleich wurde die Flussrate des MFCs mit Hilfe des Kanalquerschnitts in die Strömungsgeschwindigkeit umgerechnet.	75
6.3	Komponenten der Messschaltung (Abb. 5.2), verwendet für die Aufnahme der statischen Sensorkennlinie.	81
6.4	Empfindlichkeit der Kennlinie des thermischen Anemometers bei verschiedenen eingestellten Übertemperaturen des Heizers.	88
6.5	Empfindlichkeit der Durchflusssensoren auf Si- bzw. Glas-Substrat für verschiedene Strömungsbereiche.	91
6.6	Komponenten der Messschaltung aus Abbildung 5.2), verwendet für die Aufnahme der dynamischen Sensorkennlinie im Vortex-Modus.	97

Literaturverzeichnis

- [1] F. Völklein and T. Zetterer, *Praxiswissen mikrosystemtechnik: Grundlagen - technologien - anwendungen*. Wiesbaden: Vieweg, 2. ed., 2006.
- [2] E. Hering, R. Martin, and M. Stohrer, *Physik für Ingenieure*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 10. ed., 2007.
- [3] P. Böckh and T. Wetzel, *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 5. ed., 2014.
- [4] Y. B. Gianchandani, O. Tabata, and H. P. Zappe, *Comprehensive microsystems*. Amsterdam and Oxford: Elsevier, 2008.
- [5] *VDI-Wärmeatlas*. VDI-Buch, Berlin: Springer Vieweg, 11. ed., 2013.
- [6] R. Ghodssi and L. Pinyen, *MEMS Materials and Processes Handbook*. Springer US, 2011.
- [7] J. P. Holman, *Heat transfer*. McGraw-Hill series in mechanical engineering, Boston: McGraw-Hill Higher Education, 10. ed., 2010.
- [8] H. Schlichting, K. Gersten, and E. Krause, *Grenzschicht-Theorie*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 10. ed., 2006.
- [9] B. R. Munson, *Fundamentals of fluid mechanics*. Hoboken, N.J: Wiley, 6. ed., 2010.
- [10] H. Schlichting and K. Gersten, *Boundary-Layer Theory*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 9. ed., 2017.
- [11] G. H. Jirka, *Einführung in die Hydromechanik*. Karlsruhe: Univ.-Verl. Karlsruhe, 3. ed., 2007.
- [12] M. van Dyke, *An album of fluid motion*. Stanford (California): Parabolic Press, 7. ed., 1998.
- [13] H. Seidel, *Mikrofluidik (Mikromechanik III)*. Vorlesungsskript, Universität des Saarlandes, Saarbrücken 2018.
- [14] “Jan mayen - turmuligheter,” URL: <https://www.jan-mayen.no/turmuligheter.html>, Aufruf am 17.04.2018.
- [15] “schite da vinci,” URL: <http://www.peteava.ro/id-330006-schite-da-vinci>, Aufruf am 17.04.2018.

- [16] V. Strouhal, "Über eine besondere art der tonerregung," *Annalen der Physik und Chemie*, vol. 241, no. 10, pp. 216–251, 1878.
- [17] J. Rayleigh, *The Theory of Sound*. New York: Cambridge University, 1896.
- [18] A. Venugopal, A. Agrawal, and S. V. Prabhu, "Review on vortex flowmeter–designer perspective," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 170, no. 1–2, pp. 8–23, 2011.
- [19] T. v. Kármán, "Über den mechanismus des widerstandes, den ein bewegter körper in einer flüssigkeit erfährt," *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, pp. 509 – 517, 1911.
- [20] G. Panknin, "The vortex flowmeter: various methods of investigating phenomena," *Measurement Science and Technology*, vol. 16, no. 3, pp. R1–R16, 2005.
- [21] A. Roshko, "On the development of turbulent wakes from vortex streets," *National Advisory Committee for Aeronautics*, vol. Report 1191, 1954.
- [22] A. Roshko, "Experiments on the flow past a circular cylinder at very high reynolds number," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 10, no. 03, pp. 345–356, 1961.
- [23] J.J. Miau, C.C. Yang, J.H. Chou, and K.R. Lee, "A t-shaped vortex shudder for a vortex flow-meter," *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 4, no. 4, pp. 259–267, 1993.
- [24] T. Igarashi, "Flow resistance and strouhal number of a vortex shudder in a circular pipe," *JSME international journal. Ser. B, Fluids and thermal engineering*, vol. 42, no. 4, pp. 586–595, 1999.
- [25] J. Peng, X. Fu, and Y. Chen, "Flow measurement by a new type vortex flowmeter of dual triangulate bluff body," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 115, no. 1, pp. 53–59, 2004.
- [26] H. Zhang, Y. Huang, and Z. Sun, "A study of mass flow rate measurement based on the vortex shedding principle," *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 17, no. 1, pp. 29–38, 2006.
- [27] A. Venugopal, A. Agrawal, and S. V. Prabhu, "Influence of blockage and upstream disturbances on the performance of a vortex flowmeter with a trapezoidal bluff body," *Measurement*, vol. 43, no. 4, pp. 603–616, 2010.
- [28] M. Elwenspoek, "Thermal flow micro sensors," in *Semiconductor Conference, 1999. CAS '99 Proceedings. 1999 International*, vol. 2, 1999.
- [29] J. T. W. Kuo, L. Yu, and E. Meng, "Micromachined thermal flow sensors—a review," *Micromachines*, vol. 3, no. 3, pp. 550–573, 2012.
- [30] R.-H. Ma, D.-A. Wang, T.-H. Hsueh, and C.-Y. Lee, "A mems-based flow rate and flow direction sensing platform with integrated temperature compensation scheme," *Sensors*, vol. 9, no. 7, pp. 5460–5476, 2009.
- [31] S. Silvestri and E. Schena, "Micromachined flow sensors in biomedical applications," *Micromachines*, vol. 3, no. 4, pp. 225–243, 2012.

- [32] N. T. Nguyen, "Micromachined flow sensors – a review," *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 8, no. 1, pp. 7–16, 1997.
- [33] A. van Putten and S. Middelhoek, "Integrated silicon anemometer," *Electronics Letters*, vol. 10, no. 21, p. 425, 1974.
- [34] N. T. Nguyen and R. Kiehnscherf, "Low-cost silicon sensors for mass flow measurement of liquids and gases," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 49, no. 1–2, pp. 17–20, 1995.
- [35] C. Sosna, *Miniaturlisierte durchkontaktierte thermische Strömungssensoren für die Messung von Gasströmungen*. Dissertation, Universität Bremen, Bremen 2010.
- [36] L. V. King, "On the convection of heat from small cylinders in a stream of fluid: Determination of the convection constants of small platinum wires, with applications to hot-wire anemometry," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 90, no. 622, pp. 563–570, 1914.
- [37] H. H. Bruun, *Hot-wire anemometry: Principles and signal analysis*. Oxford: Oxford University Press, 2002.
- [38] R. van Riet and J. H. Huijsing, "Integrated direction-sensitive flowmeter," *Electronics Letters*, vol. 12, no. 24, p. 647, 1976.
- [39] B. W. van Oudheusden, "Silicon thermal flow sensors," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 30, no. 1–2, pp. 5–26, 1992.
- [40] L. Qiu, S. Hein, E. Obermeier, and A. Schubert, "Micro gas-flow sensor with integrated heat sink and flow guide," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 54, no. 1–3, pp. 547–551, 1996.
- [41] M. Ashauer, H. Glosch, F. Hedrich, N. Hey, H. Sandmaier, and W. Lang, "Thermal flow sensor for liquids and gases based on combinations of two principles," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 73, no. 1–2, pp. 7–13, 1999.
- [42] K. Palmer, H. Kratz, H. Nguyen, and G. Thornell, "A highly integratable silicon thermal gas flow sensor," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 22, no. 6, p. 065015, 2012.
- [43] A. Glaninger, A. Jachimowicz, F. Kohl, R. Chabicovsky, and G. Urban, "Wide range semiconductor flow sensors," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 85, no. 1–3, pp. 139–146, 2000.
- [44] R. E. Oosterbroek, T. Lammerink, J. W. Berenschot, G. Krijnen, M. C. Elwenspoek, and A. van den Berg, "A micromachined pressure/flow-sensor," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 77, no. 3, pp. 167–177, 1999.
- [45] C. Sosna, T. Walter, and W. Lang, "Response time of thermal flow sensors with air as fluid," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 172, no. 1, pp. 15–20, 2011.

- [46] T. Neda, K. Nakamura, and T. Takumi, “A polysilicon flow sensor for gas flow meters,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 54, no. 1–3, pp. 626–631, 1996.
- [47] T. Lammerink, N. R. Tas, M. Elwenspoek, and J. H. J. Fluitman, “Micro-liquid flow sensor,” *Sensors and Actuators A*, vol. 37–38, pp. 45–50, 1993.
- [48] F. Kohl, A. Jachimowicz, J. Steurer, R. Glatz, J. Kuttner, D. Biacovský, F. Olcaytug, and G. Urban, “A micromachined flow sensor for liquid and gaseous fluids,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 41, no. 1–3, pp. 293–299, 1994.
- [49] Y.-H. Wang, C.-Y. Lee, and C.-M. Chiang, “A mems-based air flow sensor with a free-standing micro-cantilever structure,” *Sensors*, vol. 7, no. 10, pp. 2389–2401, 2007.
- [50] L. Loefdahl, G. Stemme, and B. Johansson, “Silicon based flow sensors used for mean velocity and turbulence measurements,” *Experiments in Fluids*, vol. 12, no. 4-5, pp. 270–276, 1992.
- [51] G. N. Stemme, “A monolithic gas flow sensor with polyimide as thermal insulator,” *IEEE Transactions on Electron Devices*, vol. 33, no. 10, pp. 1470–1474, 1986.
- [52] F. Mailly, A. Giani, R. Bonnot, P. Temple-Boyer, F. Pascal-Delannoy, A. Foucaran, and A. Boyer, “Anemometer with hot platinum thin film,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 94, no. 1–2, pp. 32–38, 2001.
- [53] S.-C. Roh, Y.-M. Choi, and S.-Y. Kim, “Sensitivity enhancement of a silicon micromachined thermal flow sensor,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 128, no. 1, pp. 1–6, 2006.
- [54] N. Sabaté, J. Santander, L. Fonseca, I. Gràcia, and C. Cané, “Multi-range silicon micromachined flow sensor,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 110, no. 1–3, pp. 282–288, 2004.
- [55] N. Stojanovic, Y. Jongsin, E. Washington, J. M. Berg, M. W. Holtz, and H. Temkin, “Thin-film thermal conductivity measurement using microelectrothermal test structures and finite-element-model-based data analysis,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 16, no. 5, pp. 1269–1275, 2007.
- [56] M. G. Burzo, P. L. Komarov, and P. E. Raad, “Non-contact thermal conductivity measurements of p-doped and n-doped gold covered natural and isotopically-pure silicon and their oxides,” in *Proceeding of EuroSimE 2004 - Thermal and Mechanical Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*, pp. 269–276, 2004.
- [57] J. Han, Y. Li, S. Li, and Q. Li, “Thermal conductivity of pecvd silicon-rich silicon nitride films measured with a $\text{SiO}_2/\text{Si}_x\text{Ny}$ bimaterial microbridge test structure,” *Journal of Semiconductors*, vol. 35, no. 4, p. 046002, 2014.
- [58] P. Eriksson, J. Y. Andersson, and G. Stemme, “Thermal characterization of surface-micromachined silicon nitride membranes for thermal infrared detectors,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 6, no. 1, pp. 55–61, 1997.

- [59] B. El-Kareh, *Fundamentals of Semiconductor Processing Technology*. Boston, MA: Springer US, 1995.
- [60] M. B. Kleiner, S. A. Kuhn, and W. Weber, “Thermal conductivity measurements of thin silicon dioxide films in integrated circuits,” *IEEE Transactions on Electron Devices*, vol. 43, no. 9, pp. 1602–1609, 1996.
- [61] W. Lang, A. Drost, P. Steiner, and H. Sandmaier, “The thermal conductivity of porous silicon,” *MRS Proceedings*, vol. 358, 1994.
- [62] K. Kurabayashi, M. Asheghi, M. Touzelbaev, and K. E. Goodson, “Measurement of the thermal conductivity anisotropy in polyimide films,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 8, no. 2, pp. 180–191, 1999.
- [63] F. Durst, *Grundlagen der Strömungsmechanik: Eine Einführung in die Theorie der Strömung von Fluiden*. Berlin: Springer, 2006.
- [64] F. Frenzel, H. Grothey, C. Habersetzer, M. Hiatt, W. Hogrefe, M. Kirchner, G. Lütkepohl, W. Marchewka, U. Mecke, M. Ohm, F. Otto, K.-H. Rackebrandt, D. Sievert, A. Thöne, and H.-J. Wegener, *Praxis der industriellen Durchflussmessung*. ABB Automation Products, Werk Göttingen, 4. ed., 2005.
- [65] A. Brucker, *Durchflussmesstechnik*. München: Oldenbourg Industrieverl., 2008.
- [66] A. K. El Wahed, M. W. Johnson, and J. L. Sproston, “Numerical study of vortex shedding from different shaped bluff bodies,” *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 4, no. 4, pp. 233–240, 1993.
- [67] C. O. Popiel, D. I. Robinson, and J. T. Turner, “Vortex shedding from a circular cylinder with a slit and concave rear surface,” *Applied Scientific Research*, vol. 18, pp. 209–215, 1993.
- [68] A. Venugopal and A. Agrawal and S.V. Prabhu, “Influence of blockage and upstream disturbances on the performance of a vortex flowmeter with a trapezoidal bluff body,” *Measurement*, vol. 43, no. 4, pp. 603–616, 2010.
- [69] A. Venugopal, A. Agrawal, and S. V. Prabhu, “Influence of blockage and shape of a bluff body on the performance of vortex flowmeter with wall pressure measurement,” *Measurement*, vol. 44, no. 5, pp. 954–964, 2011.
- [70] H.-R. Tränkler and E. Obermeier, *Sensortechnik: Handbuch für Praxis und Wissenschaft*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1. ed., 1998.
- [71] O. Fiedler, *Strömungs- und Durchflussmesstechnik*. München , Wien: Oldenbourg, 1992.
- [72] H.-R. Tränkler and L. Reindl, *Sensortechnik: Handbuch für Praxis und Wissenschaft*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2. ed., 2014.
- [73] T. Braun, *Simulation und Maskenlayout für einen thermoresistiven Flusssensor*. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes, Saarbrücken 2012.
- [74] W. Menz, *Mikrosystemtechnik für Ingenieure*. Weinheim: Wiley-VCH, 2. ed., 1997.

- [75] M. J. Madou, *Fundamentals of microfabrication and nanotechnology*. Boca Raton, FL: CRC Press, 3. ed., 2012.
- [76] S. Globisch, *Lehrbuch Mikrotechnologie*. München: Carl Hanser Verlag, 2011.
- [77] U. Hilleringmann, *Mikrosystemtechnik: Prozessschritte, technologien, anwendungen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2006.
- [78] H. Seidel, “Anisotropic etching of crystalline silicon in alkaline solutions,” *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 137, no. 11, p. 3612, 1990.
- [79] C. Tropea, A. Yarin, and J. F. Foss, eds., *Springer Handbook of Experimental Fluid Mechanics*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1. ed., 2007.
- [80] P. Freymuth, “Feedback control theory for constant-temperature hot-wire anemometers,” *Review of Scientific Instruments*, vol. 38, no. 5, pp. 677–681, 1967.
- [81] P. Freymuth, “Frequency response and electronic testing for constant-temperature hot-wire anemometers,” *Journal of Physics E: Scientific Instruments*, vol. 10, no. 7, p. 705, 1977.
- [82] J. D. Li, “The effect of electronic components on the cut-off frequency of the hot-wire system,” *Measurement Science and Technology*, vol. 16, no. 3, p. 766, 2005.
- [83] J. Zhao, H. Völlm, D. Feili, T. Panidis, and H. Seidel, “Nano-scale hot wire sensors for turbulence measurement applications,” *Procedia Engineering*, vol. 47, pp. 845–848, 2012.
- [84] W. Nitsche and A. Brunn, *Strömungsmesstechnik*. Berlin: Springer, 2. ed., 2006.
- [85] A. Alyari, *Charakterisierung von thermischen Strömungssensoren mittels eines speziell entwickelten Messplatzes*. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes, Saarbrücken 2017.

Danksagung

Ich möchte mich bei allen bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Meinen besonderen Dank möchte ich nachstehenden Personen entgegen bringen, ohne deren Hilfe und Unterstützung die Anfertigung dieser Promotionsschrift nicht möglich gewesen wäre:

Die Entstehung dieser Arbeit verdanke ich an erster Stelle meinem Doktorvater Prof. Dr. Helmut Seidel. Durch seine wissenschaftliche Betreuung und seine fachlichen Anregungen hat er maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen. Ich bin dankbar für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die Freiheit, die er mir bei meiner Arbeit ließ sowie für seine freundliche Unterstützung, auch in den schwierigen Phasen der Anfertigung dieser Dissertation.

Weiterhin bedanke ich mich sehr bei Herrn Prof. Dr. Gerald Urban für die freundliche Bereitschaft der Übernahme des Zweitgutachtens.

Teile dieser Arbeit entstanden am ZeMA - Zentrum für Mechatronik und Automatisierungstechnik im Rahmen von einem öffentlich geförderten EFRE-Projekt (Europäischer Fonds für regionale Entwicklung). Dabei möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. Rainer Müller, Wissenschaftlicher Geschäftsführer am ZeMA, für seine Unterstützung bedanken.

Ganz besonderer Dank gilt all meinen Arbeitskollegen am Lehrstuhl für Mikromechanik, Mikrofluidik und Mikroaktorik für die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre, viele wertvolle Anregungen und stete Hilfsbereitschaft. Dabei möchte ich mich besonders bei Dr. Dara Feili für seine fachlichen Ratschläge und Diskussionsbeiträge bedanken. Mein herzlichster Dank gilt Ute Flieger, der Seele des Lehrstuhls, die mit ihrer ansteckenden Fröhlichkeit mir in all der Zeit viel Freude bereitet hat und mich auch nach meinem Ausscheiden vom Lehrstuhl bei all meinen administrativen Anliegen unterstützt hat. Die vielen spannenden und schönen Unternehmungen mit den Kollegen werden mir in bester Erinnerung bleiben. Mit Freude denke ich besonders an die Fahrradtour in den Alpen und die Reise nach Griechenland und möchte mich an dieser Stelle bei Prof. Helmut Seidel, der uns diese schönen Erlebnisse ermöglicht hat, ganz herzlich bedanken.

Nicht vergessen möchte ich die Studenten, die im Rahmen von studentischen Arbeiten oder HiWi-Tätigkeiten mit mir zusammengearbeitet haben. Dabei gilt mein besonderer Dank Alborz Alyari, der durch seinen Einsatz einen wertvollen Beitrag zu meiner Arbeit geleistet hat.

Meinen engen Freunden und meiner Familie schulde ich großen Dank für ihre Ermutigung und ihre Unterstützung.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern, die mir meinen bisherigen Lebensweg ermöglicht haben und mich bedingungslos in all meinen Entscheidungen unterstützt haben. Ich danke euch für eure Liebe und dafür, dass ihr immer an mich geglaubt habt. Ich kann euch nie genug für all das danken, was ihr für mich getan habt. Auch einen herzlichen Dank an meinen Bruder und meine Schwester für ihre liebevolle Unterstützung. Mom, Dad, Saeed und Saeedeh, eure Liebe und euer Rückhalt haben mir immer viel Kraft gegeben, auch wenn wir Hunderte, gar Tausende von Kilometern weit weg voneinander sind.

Ich danke meiner kleinen Tochter Hanna für ihr Lachen und dafür, dass sie so ein Sonnenschein ist, der mich in der Zeit des Zusammenschreibens immer aufgeheizt hat, besonders wenn es nicht so gut lief. Wenn du lachst, könnte ich die ganze Welt umarmen. Du bist mein ganzer Stolz. Ich kann nicht in Worte fassen, wie sehr ich dich liebe mein kleiner Engel.

Mein letzter aber größter Dank gilt meinem Mann, Maziar, für seine Liebe, seinen Beistand und sein Verständnis. Danke, dass du mir in der Schreibphase der Dissertation die Zeit verschafft hast, die ich gebraucht habe. Ohne deine uneingeschränkte und vielseitige Unterstützung und ohne deine Geduld, wäre diese Arbeit so nicht möglich gewesen.

Eidesstattliche Versicherung

Hiermit versichere ich an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus anderen Quellen oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet. Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form in einem Verfahren zur Erlangung eines akademischen Grades vorgelegt.

Freiburg, 2018

Somaie Saremi-Afshar