

Faseroptischer Drucksensor mit mikromechanischem Wandler und spektraler Signaldetektion

Torsten Wieduwilt, Institut für Physikalische Hochtechnologie e.V. Jena (IPHT)

Manuskripteingang: 21. Juni 2004; zur Veröffentlichung angenommen: 01. August 2004

Faseroptische Sensoren besitzen aufgrund ihrer optischen Wirkprinzipien Eigenschaften (z. B. Unempfindlichkeit gegenüber elektromagnetischen Störfeldern und Explosionseigensicherheit), die sie gegenüber konventionellen elektrischen Sensoren auszeichnen. In diesem Beitrag wird ein faseroptischer Drucksensor nach dem Fabry-Pérot-Prinzip beschrieben, welcher zu einer Familie streckenneutraler faseroptischer Sensoren mit spektraloptischer Auswertung gehört.

Schlagwörter: Absolutdrucksensor, Fabry-Pérot-Prinzip, mikromechanischer Wandler, faseroptischer Sensor, anodisches Bonden

Fibre-Optical Pressure Sensor with Micro-Mechanic Transducer and Spectral Signal Detection

Fibre-optical sensors have several features which make them attractive for particular applications: they neither generate, nor are susceptible to electromagnetic interference; they are electrically passive and therefore safe in hazardous environments. In this paper a fibre-optical pressure sensor of a highly sensitive Fabry-Pérot transducer principle and with a high resolution polychromator is represented.

Keywords: Absolute pressure sensor, Fabry-Pérot principle, micromechanic transducer, fibre-optical sensor, anodic bonding

1 Einleitung

Faseroptische Sensoren besitzen aufgrund optischer Signalübertragung per Lichtleitfasern und optischer Wirkprinzipien der Messwandler einige vorteilhafte Eigenschaften wie Unempfindlichkeit gegenüber elektromagnetischen Störfeldern, Explosionseigensicherheit, Einsatzmöglichkeit in strahlenbelasteter Umgebung und ideale Potentialtrennung. Lichtleitfasern, z. B. aus Quarzglas, ermöglichen miniaturisierte

und an verschiedene Messbedingungen angepasste Sensorkonstruktionen.

Die meisten optischen Messwandler erzeugen analoge Signale wie z. B. die Änderung der Lichtintensität. Durch äußere Einwirkungen auf die Übertragungsfaser können Lichtintensitäten jedoch in unerwünschter Weise beeinflusst und Messwerte verfälscht werden.

Am Institut für Physikalische Hochtechnologie e.V. Jena (IPHT) wurde eine Familie von Fasersensoren für die Messung von Feuchtigkeit, Temperatur, Druck

und Kohlenwasserstoffen entwickelt, welche auf der Erzeugung und Messung spektraler Verschiebungen beruht und sich gegenüber anderen optischen Analogverfahren durch hohe Zuverlässigkeit selbst bei längeren Übertragungsstrecken auszeichnet [1; 2].

Die faseroptischen Feuchtesensoren werden von der Fa. BARTEC GmbH hergestellt und unter der Bezeichnung HYGROPHIL®F vertrieben [3].

Im nachfolgenden Beitrag wird das der Sensorfamilie zugrunde liegende Messprinzip dargelegt und der faseroptische Drucksensor vorgestellt.

2 Messprinzip

Die Messwandler der genannten Sensorfamilie sind optische Filter nach dem Fabry-Pérot-Interferenzprinzip, deren Spektren unter dem Einfluss der zu messenden Größen Feuchtigkeit, Temperatur oder Druck verschoben werden. Diese so genannte „spektrale Kodierung“ erlaubt es, die optischen Signale über eine größere Entfernung hinweg weitgehend unabhängig von Intensitätsverlusten verfälschungssicher („streckenneutral“) zu übertragen und mit einem Spektrometer (Polychromator) zu empfangen.

Mit Dünnschicht- und Mikrostrukturierungstechnologien sind diese Fabry-Pérot-Messwandler kostengünstig herstellbar. In Bild 1 ist das der Sensorfamilie gemeinsame Messprinzip skizziert.

Über eine Multimodefaser und einen Lichtleitfaser-Koppler (Teilungsverhältnis 50 : 50) wird das Emissionsspektrum einer Lichtquelle dem Messwandler zugeführt, wodurch es der Messwandler-Filter-Charakteristik entsprechend moduliert wird. Das vom

Messwandler reflektierte Spektrum gelangt dann über die gleiche Lichtleitfaser und den Koppler zu einem für die Sensorfamilie entwickelten, kleinen und kompakten Polychromator [4], wo es spektral analysiert wird. Er ist mit einem konkaven Beugungsgitter, einer 200- μm -Multimodelichtleitfaser, deren Faserende gleichzeitig als Eintrittsspalt fungiert, und einer CCD-Zeile mit 2048 14 μm breiten Pixeln ausgestattet. Neben seinen diffraktiven Eigenschaften gewährleistet das Gitter eine 1 : 1-Abbildung der Eingangsfasers auf die CCD-Zeile. Der nutzbare Spektralbereich beträgt ca. 180 nm (720–900 nm). Das entspricht einer Dispersion von 0,0879 nm/Pixel. Jedem CCD-Pixel wird in der Kalibrierung eine Wellenlänge zugeordnet. Bei monochromatischer Beleuchtung werden auf der CCD-Zeile ca. 14 Pixel (spektrale Breite ca. 1,2 nm) beleuchtet, was dem Kerndurchmesser (200 μm) der Beleuchtungsfasers entspricht.

Im Messregime werden sowohl das vom Messwandler reflektierte Sensorspektrum als auch das unmodulierte Lichtquellenspektrum (Referenzspektrum) gemessen und unter vorherigem Abzug der Dunkelsignale aus beiden Spektren das normalisierte Messwandlerspektrum durch Quotientenbildung berechnet. Ausgehend von diesem Spektrum wird dann die spektrale Verschiebung charakteristischer Reflexionsminima bestimmt.

Der Messwandler ist so ausgelegt, dass er je nach Sensortyp im Spektralbereich um ca. 820 nm, dem so genannten ersten optischen Transmissionsfenster von Quarzglaslichtleitfasern, ein typisches Reflexionsspektrum mit zuverlässig detektierbaren Minima oder Maxima erzeugt.

Für dieses Fenster stehen leistungsfähige Lumineszenzioden (GaAlAs-LEDs) mit ausreichender optischer Bandbreite zur Verfügung. Hinsichtlich ihres Emissionsspektrums sind sie so gewählt, dass sie den Spektralbereich, in dem sich das Spektrum der jeweiligen Messwandler verschieben kann, überdecken. Zwar würden auch Halogenlampen die Anforderungen hinsichtlich Spektralbereich und Lichtintensität erfüllen, sie sind aber aus Sicht ihrer im Verhältnis zur LED geringen Lebensdauer und der schlechten Modulierbarkeit ungeeignet.

Betrachtet man die Genauigkeit, mit der die spektrale Position eines vom Messwandler erzeugten Reflexionsminimums mittels Polychromatorverfahren bestimmt werden kann, so hängt diese nicht nur von der Wellenlängengenauigkeit (spektrale Kalibrierung) des Polychromators und seinem Temperatureinfluss ab, sondern wird wesentlich durch die Sensorkonfiguration (den Einfluss von Sensor- und Lichtquellenspektrum) bestimmt. Unter diesen Bedingungen wird eine Genauigkeit der Wellenlängenbestimmung von 0,1 nm erreicht. Sie ist aber nur realisierbar, wenn die spektrale

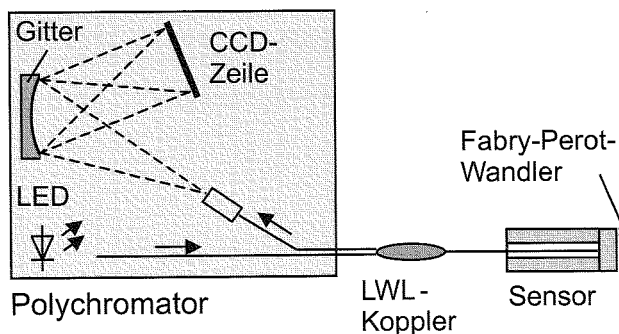


Bild 1: Messprinzip spektral kodierter faseroptischer Sensoren mit Fabry-Pérot-Messwandler und Polychromator.

Figure 1: Measuring principle of spectral encoded fibre optic sensors with Fabry-Pérot transducer and Polychromator.

Position im Sensorspektrum durch Interpolationsalgorithmen bis auf Bruchteile eines Pixels berechnet wird.

3 Faseroptischer Drucksensor

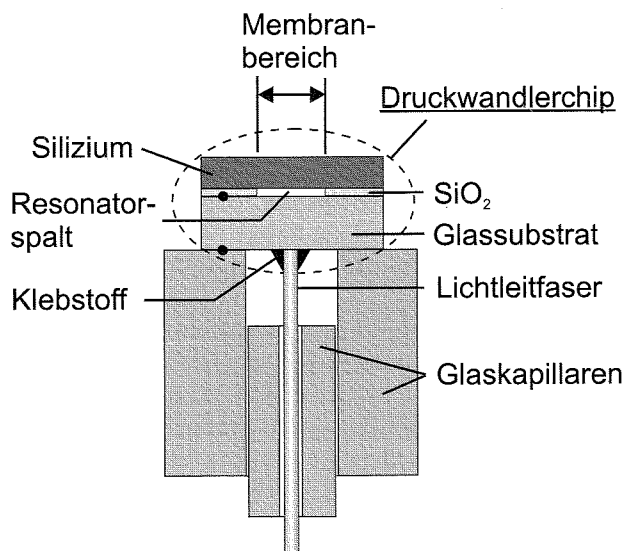
3.1 Aufbau und Wirkungsweise

Bei der Entwicklung des faseroptischen Drucksensors stand die Forderung, dass dieselbe Spektralmesstechnik (Abschnitt 2), auf welcher auch die Feuchte- und Temperatursensoren basieren, genutzt wird. Das bedeutete, dass ein Druckwandler nach dem Fabry-Pérot-Prinzip realisiert werden musste. Als Lösung bot sich hier eine Mikrosplatanordnung mit druckempfindlicher Membran an.

An dieser Stelle sei gesagt, dass es sich bei dem Druckverformungselement im Sinne des Sprachgebrauchs in der technischen Mechanik nicht um eine Membran, sondern um eine Platte handelt – der Begriff Membran aber der Anschaulichkeit halber weiter im Text benutzt wird.

Bild 2 zeigt schematisch den Aufbau des Drucksensors.

Der Resonator wird von zwei teilreflektierenden Spiegeln begrenzt – der Siliziummembran und der Oberfläche eines Glassubstrates. Aufgrund der geringen



- Anodische Bondverbindung

Bild 2: Schematische Querschnittsdarstellung der Druckmesssonde mit Fabry-Pérot-Resonator.

Figure 2: Schematic cross-section view of the pressure sensor with Fabry-Pérot resonator.

Reflektivitäten der Spiegelflächen spricht man aus interferenzoptischer Sicht auch von einem Fabry-Pérot-Resonator geringer Güte. Silizium- und Glassubstrat sind durch anodisches Bonden vakuumdicht miteinander verbunden. Das dadurch gebildete Element wird im Folgenden als Druckwandlerchip bezeichnet. Der Druckwandlerchip ist zentrisch auf einem Glas-Kapillarrohr befestigt, in welchem mittig zum Resonator eine Lichtleitfaser angeordnet und fixiert ist.

Bei Beleuchtung ist das vom Resonator reflektierte Licht periodisch über der Wellenlänge moduliert. Die spektrale Position der Interferenzminima und -maxima bzw. die Periodenabstände hängen von der Spaltbreite ab. Ändert sich infolge der Membrandurchbiegung die Spaltbreite, so kommt es folglich zu einer spektralen Verschiebung des Interferenzsignals, welche mit dem Polychromator gemessen und anschließend softwaretechnisch ausgewertet wird.

Über die Auswertung der infolge Druckeinwirkung und damit Spaltbreitenänderung hervorgerufenen Wellenlängenverschiebung ist somit eine Druckmessung möglich.

3.2 Dimensionierung der Druckwandlerchips

3.2.1 Festlegung der Resonatorspaltbreite

Die Resonatorspaltbreite kann nicht willkürlich festgelegt werden, sondern muss unter Berücksichtigung folgender Randbedingungen erfolgen:

- der Genauigkeit der Wellenlängenbestimmung von 0,1 nm,
- des Einsatzes von LEDs und damit eines zur Verfügung stehenden spektralen Messbereiches von nur ca. 50 nm,
- des durch die spektrale Messtechnik und folglich einer LED-Mittenwellenlänge von 830 nm vorgegebenen Spektralgebietes,
- der kleinen Kohärenzlänge von LEDs und damit einer Beschränkung der maximalen Spaltbreite auf wenige 10 µm,
- der Genauigkeit, mit welcher die Resonatorspaltbreite hergestellt werden kann.

Zur Klärung der Frage nach der geeigneten Spaltbreite ist es erforderlich, sich den Zusammenhang zwischen der von einem Fabry-Pérot-Resonator (-Interferometer) reflektierten Intensität (I_r) in Abhängigkeit der Phasendifferenz $\delta(d, \lambda)$ zu betrachten. In der nachfolgenden Gleichung ist dieser Zusammenhang angegeben:

$$I_r(d, \lambda) = \frac{(\sqrt{R1} - \sqrt{R2})^2 + 4\sqrt{R1 \cdot R2} \cdot \left(\sin\left(\frac{\delta(d, \lambda)}{2}\right)\right)^2}{(1 - \sqrt{R1 \cdot R2})^2 + 4\sqrt{R1 \cdot R2} \cdot \left(\sin\left(\frac{\delta(d, \lambda)}{2}\right)\right)^2} \cdot I_0$$

mit

$$\delta(d, \lambda) = \frac{4\pi}{\lambda} n \cdot d \cdot \cos(\theta) \quad n = 1$$

$R1$ und $R2$ stellen hierbei die Reflektivitäten (in unserem Fall für Silizium: 0,33 und Glas: 0,0365) der beiden ebenen und parallel zueinander liegenden Spiegelflächen, I_0 die einfallende Intensität, d die Resonatorspaltbreite, θ den Einfallswinkel und n die Brechzahl des Mediums zwischen den Spiegelflächen dar.

Im Bild 3 sind unter Verwendung obiger Gleichungen (mit $\theta = 0^\circ$, senkrechter Lichteinfall) für verschiedene Spaltbreiten die Reflexionsspektren in dem durch den Polychromator analysierbaren Spektralbereich berechnet worden. Die Angabe der Interferenzordnung in der Legende bezieht sich hierbei auf das Reflexionsminimum bei $\lambda = 855$ nm. Der Wert in der nachstehenden Klammer bezeichnet die Resonatorspaltbreite.

Die Spektren sind bewusst so berechnet, dass ein Interferenzminimum genau bei der Wellenlänge von 855 nm liegt. Diese Wellenlängenposition stellt die so genannte Nullpunktlage bei Luftdruck dar. Denn kommt es infolge Druckeinwirkung und damit Membrandurchbiegung zu einer Verkleinerung der Resonatorspaltbreite, so verschieben sich die Interferenzsignale zu kürzeren Wellenlängen.

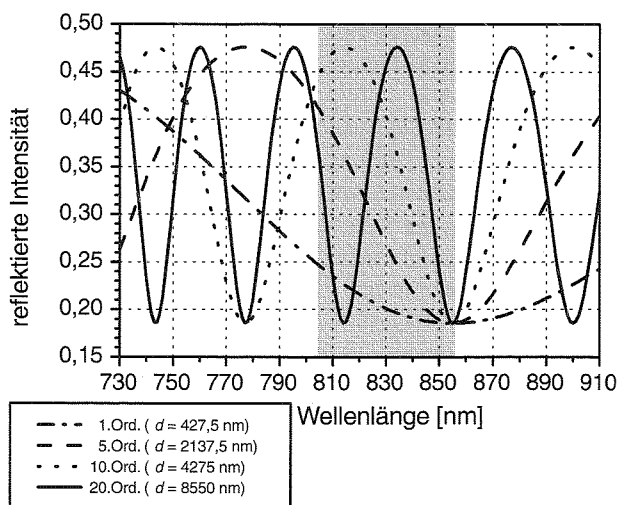


Bild 3: Für verschiedene Spaltbreiten berechnete Reflexionsspektren.

Figure 3: Calculated reflection spectra for different gap widths.

Die Wellenlängenposition von 855 nm ergibt sich aus der Mittenwellenlänge der LED von 830 nm und der Hälfte des durch die LED-Halbwertsbreite zur Verfügung stehenden spektralen Messbereiches von 50 nm (grau hinterlegt). Nur in diesem Bereich ist es möglich, die Verschiebung des Interferenzsignals optisch gut zu vermessen. Außerhalb dieses Bereiches ist aufgrund des sich stark verschlechternden Signal/Rausch-Verhältnisses eine genaue Messung nicht mehr möglich.

Bei allen Wellenlängen, die der Beziehung $\lambda = 2d/m$, $m = 1, 2, \dots$ genügen, besitzt das vom Spalt reflektierte Licht ein Minimum. „ m “ kennzeichnet die jeweilige Interferenzordnung. Damit ist auch der Zusammenhang zwischen der Spaltbreiten- und Wellenlängenänderung hergestellt. Bezogen auf eine maximal mögliche Wellenlängenverschiebung von $\Delta\lambda = 50$ nm erhält man für die erforderliche Spaltbreitenänderung Δd den Ausdruck $\Delta d = m \cdot \Delta\lambda/2 = m \cdot 25$ nm. Das bedeutet, dass je größer die Interferenzordnung und damit die Spaltbreite ist, um so größer ist die erforderliche Spaltbreitenänderung.

Aus diesem Zusammenhang sieht man, dass eine Druckmessung über die Beziehung $\Delta\lambda \sim \Delta d \sim \Delta p$ durchführbar ist, wenn innerhalb des nutzbaren Spektralbereiches (Druckmessbereich) in ein und derselben Interferenzordnung gemessen wird.

Diese Voraussetzung bedingt aber eine hohe technologische Präzision zur Herstellung definierter Resonatorspaltbreiten. So muss gewährleistet sein, dass in der Nullpunktlage (Luftdruck) ein Interferenzminimum bei der Wellenlänge von 855 nm liegt.

Für die optische Genauigkeit der Nullpunktlage wird ein Wert von ca. ± 4 nm gefordert, was $\pm 8\%$ des nutzbaren λ -Bereichs entspricht. Berechnet man aus der geforderten optischen Genauigkeit die Genauigkeit der herzustellenden Spaltbreite, so erhält man z. B. für den Fall eines 4275 nm breiten Spaltes, wenn in der 10. Int.-Ord. gemessen werden soll, einen Wert von ± 20 nm.

Kleinere Spaltbreiten und damit abnehmende Interferenzordnung führen bei gleich bleibender geforderter optischer Genauigkeit zu einer Erhöhung der Herstellungsgenauigkeit der Spaltbreite. So beträgt die Herstellungsgenauigkeit für einen Spalt mit $d = 2137,5$ nm (5. Int.-Ord. bei $\lambda = 855$ nm) ± 10 nm. Da für derart hohe Genauigkeitsanforderungen keine geeigneten Herstellungstechnologien vorhanden sind, kommen kleinere Spaltbreiten als ca. 4 μm nicht in Frage.

Größere Spaltbreiten ergeben dementsprechend eine Verringerung der Herstellungsgenauigkeit. Wie Bild 3 aber zeigt, liegen für große Spaltbreiten (z. B. $d = 8550$ nm) mehr als nur ein Reflexionsminimum im

spektralen Messbereich, wodurch die Eindeutigkeit der zu messenden Interferenzordnung verloren geht.

Aus diesen genannten Gründen wurde die Spaltbreite mit einem Wert von $d = 4275 \text{ nm}$ festgelegt. Die Messung der spektralen Verschiebung erfolgt dann folglich in der 10. Int.-Ord.

Im Bild 4 sind zwei Reflexionsspektren dargestellt, die sowohl für einen 4275 nm breiten Resonatorspalt als auch für eine Resonatorspaltbreite nach einer Wellenlängenverschiebung $\Delta\lambda = -50 \text{ nm}$ berechnet wurden.

Mit der schon genannten Beziehung $\Delta d = m \cdot 25 \text{ nm}$ und der festgelegten Interferenzordnung $m = 10$ berechnet sich die erforderliche Spaltbreitenänderung zu $\Delta d = 250 \text{ nm}$. Das bedeutet, dass die Siliziummembran hinsichtlich ihrer Druckempfindlichkeit so ausgelegt werden muss, dass die Membrandurchbiegung bei maximalem Druck (Druckbereichsendwert) gerade 250 nm beträgt. Optisch entspricht diese Spaltänderung dann genau einer spektralen Wellenlängenverschiebung von 50 nm . Das gilt für 1-bar-Sensoren genauso wie für 1000-bar-Sensoren.

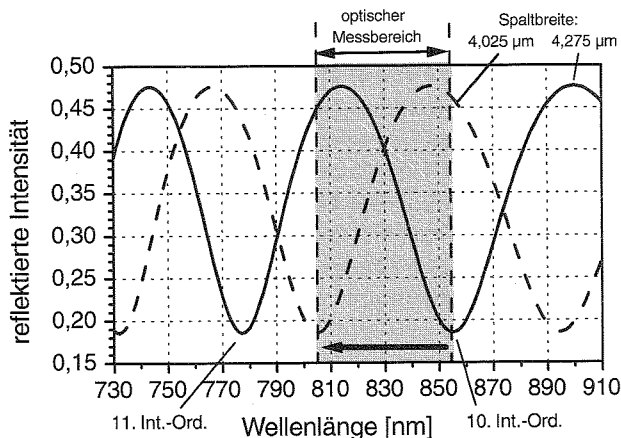


Bild 4: Berechnete Reflexionsspektren für Spaltbreiten von 4025 nm und 4275 nm .

Figure 4: Calculated reflection spectra for gap widths of 4025 nm and 4275 nm .

Die Realisierung einer Resonatorspaltbreite von 4275 nm mit einer Genauigkeit von $\pm 20 \text{ nm}$ stellt hohe Anforderungen an das Herstellungsverfahren. Verfahren wie Ionenimplantation in Silizium kommen aufgrund der notwendigen Tiefe, Verfahren wie das nasschemische Ätzen von Glas aufgrund der Ungenauigkeit nicht in Frage. Wir entschieden uns deshalb, die Spalte über die thermische Oxidation des Siliziums herzustellen (s. Abschnitt 4).

Wie aus Bild 2 ersichtlich, wird die Resonatorspaltbreite aus der Oxiddicke und der 50-nm-Ni-Cr -Schicht, welche zum anodischen Bonden notwendig ist, gebildet.

Da es sich um Absolutdrucksensoren handelt, kommt es infolge des Luftdrucks entsprechend ihrer Druckempfindlichkeit zu einer Anfangsdurchbiegung der Si-Membran um einen bestimmten Betrag, was zu einer Verringerung der Resonatorspaltbreite führt. Damit unabhängig von der Druckempfindlichkeit die Sensoren die gleiche Nullpunktlage besitzen, muss diese Durchbiegung durch eine entsprechend angepasste Oxidschichtdicke kompensiert werden. Tabelle 1 zeigt die resultierende Oxidschichtdicke am Beispiel dreier verschiedener Druckbereiche.

Aus der Tabelle 1 sieht man, dass diese Maßnahme aber nur für Sensoren mit Druckbereichen deutlich unter 100 bar eine Rolle spielt.

3.2.2 Modellierung der Membraneigenschaften

Ziel der Modellierung ist die Dimensionierung der Membranabmessungen des Druckwandlerchips für verschiedene Druckbereiche [5]. Da es sich um kreisförmige Membrangebiete handelt, sind es der Membranradius und die Membrandicke, die berechnet werden müssen.

Wie bereits erwähnt, müssen die Membranabmessungen so ausgelegt werden, dass für den jeweiligen Druckbereichsendwert die Membrandurchbiegung genau 250 nm beträgt. Wesentlich für die Modellierung ist die möglichst exakte Beschreibung der am Rand des Verformungselementes (Si-Membran) herrschenden Einspannbedingungen. Dabei dürfen nicht nur die

Druckbereich in bar	Druckempfindlichkeit (geometrische)	Membrandurchbiegung infolge Luftdruck von 1 bar	Soll- Spaltbreite	Dicke Ni-Cr-Schicht	herzustellende Oxiddicke
bis 1	-250 nm/bar	-250 nm	4275 nm	50 nm	4475 nm
bis 10	-25 nm/bar	-25 nm	4275 nm	50 nm	4250 nm
bis 100	$-2,5 \text{ nm/bar}$	$-2,5 \text{ nm}$	4275 nm	50 nm	$\approx 4230 \text{ nm}$

Tabelle 1: Angaben zur Berechnung der erforderlichen Oxidschichtdicke.

Table 1: Details for the calculation of required oxid thickness.

Einspannungsbedingungen des eigentlichen Verformungselementes (Membranbereich) berücksichtigt werden, sondern auch die Befestigung des Druckwandlerchips auf der Kapillare. Die reale Einspannung wird immer eine endliche Steifigkeit zeigen.

Analytische Lösungen wie z. B. die Plattentheorien nach Kirchhoff [6], Reissner [7], Love [8] oder Huber [9] werden den realen Bedingungen in vielen Fällen nicht gerecht. Das betrifft in unserem Fall z. B. die realen „Einspannungsbedingungen“ der Membran, die Orthotropie der Materialeigenschaften bei „dicken Platten“, den Einfluss von Querschubverformungen bei „dicken Platten“ sowie den Einfluss von Befestigungsbedingungen des Wandlerchips auf der Kapillare. So beträgt die Differenz zwischen dem experimentellen Ergebnis und der Berechnung nach der „Kirchhoffschen-Theorie der dünnen Platten“ für einen 1-bar-Sensor bereits 15%. Für Sensoren höherer Druckbereiche ist die Differenz entsprechend größer (z. B. 300-bar-Sensor: 93%). Aus diesem Grund wurde auf numerische Berechnungsme-

thoden zurückgegriffen, wie z. B. der „Methode der finiten Elemente“. Die Berechnungen wurden mit dem Programmpaket ANSYS 5.7 durchgeführt. Bild 5 zeigt das erstellte Modell (Viertelstruktur).

Aus Vereinfachungsgründen wurden bei diesem Modell die 50 nm dicke Ni-Cr-Schicht und die Glaskapillare mit der Metallisierungsschicht nicht berücksichtigt. Anstelle der Kapillare wird aber der Glassubstratboden ab einem Radius $\geq 0,55$ mm (Kapillarinnenradius) bis zum Rand des Druckchips unverrückbar festgehalten. Der Vergleich zwischen Berechnungen und Experiment zeigte, dass diese Vereinfachungen durchaus zulässig sind. Da beim Drucksensor eine allseitige Druckeinwirkung vorliegt, werden die Drucklasten nicht nur auf die Siliziumplattenoberseite, sondern auch auf die Chipseitenflächen aufgebracht. In Tabelle 2 sind die Materialkennwerte, welche im FE-Modell verwendet wurden, genannt.

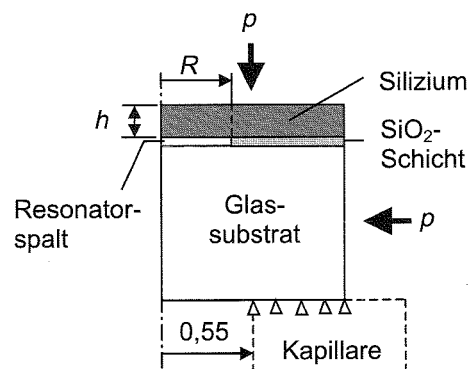


Bild 5: Schematische Modell-Darstellung;
 h – Membrandicke, R – Membranradius,
 Δ – unverrückbar.

Figure 5: Illustration of modelling technique;
 h – diaphragm thickness, R – diaphragm radius,
 Δ – fixed.

3.2.3 Vergleich zwischen FEM-Berechnung und Experiment

Bild 6 zeigt für einen Plattenradius von $R = 0,4$ mm den Vergleich zwischen experimentellen Ergebnissen und FEM-Berechnung.

Da keine exakte analytische Beschreibung des realen Druckwandlerchips vorliegt, wurde für die Abszisse das Verhältnis R^4/h^3 (R – Membranradius, h – Membrandicke) gewählt. Diese Beziehung liegt der „Kirchhoffschen Theorie der dünnen Platten“ zugrunde, bei der die Membrandurchbiegung proportional R^4/h^3 ist. FEM-Berechnungen zeigten, dass dieser Zusammenhang aber nur näherungsweise für Druckempfindlichkeiten > 100 nm/bar gültig ist.

Es ist festzustellen, dass für Druckbereiche < 50 bar eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und FEM ($< 6\%$) im Rahmen der Ungenauigkeit der Si-Dicken-Bestimmung vorliegt, mit abnehmender Druckempfindlichkeit (steifere Membranen) die Abweichungen aber immer größer werden. Die Sensoren

	Si-Platte	SiO ₂ -Schicht	Glassubstrat
Werkstoff	{100}-Silizium	Quarzglas	BOROFLOAT™
Struktur	orthotrop	isotrop	isotrop
E-Modul [N/mm ²]	E_x, E_y, E_z : 130 002	73 000	63 000
Poissonkonstante	$\nu_{xy}, \nu_{xz}, \nu_{yz}$: 0,2745	0,17	0,2
geometrische Abmessungen	Dicke $< 0,6$ mm; $0,2 \leq R \leq 0,5$ mm	Dicke: 4,5 μ m	Dicke: 0,7 mm; 2×2 mm ²

Tabelle 2: Materialkennwerte und geometrische Abmessungen des Druckchips.

Table 2: Material properties and geometric dimensions of the pressure transducer chip.

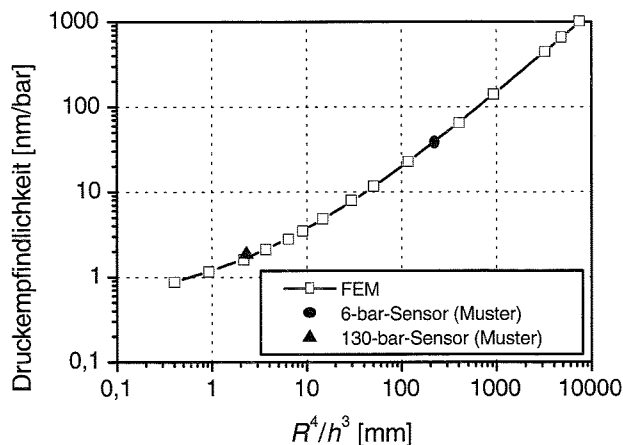


Bild 6: Vergleich zwischen FEM-Berechnung und Experiment für $R = 0,4$ mm.

Figure 6: Comparison between FEM and experimental data for $R = 0.4$ mm.

zeigen im Experiment eine größere Druckempfindlichkeit als durch die FEM berechnet. Das bedeutet, dass sie von ihrer Steifigkeit her gesehen etwas „weicher“ sind. Für einen 300-bar-Sensor beträgt die Abweichung, bezogen auf die FEM-Berechnung, $13 \pm 2,3\%$.

Es ist aber zu betonen, dass die Übereinstimmung der Ergebnisse trotz der Abweichungen bemerkenswert ist. Man muss sich immer vor Augen halten, dass Verformungen im nm-Bereich berechnet und gemessen werden, von Strukturen, die im mm-Bereich liegen.

Die FEM-Berechnungen zeigten, dass sowohl die Glassubstratdicke, der Kapillarenradius und die Chipabmessungen Einfluss auf die Druckempfindlichkeit des Druckwandlerchips haben. Je kleiner die Druckempfindlichkeiten sind (steifere Membranen), umso größeren Anteil hat die Verformung der Oberseite des Glassubstrates und ebenso nimmt der Einfluss des Kapillarenradius zu. Die in Bild 6 dargestellten Berechnungsergebnisse besitzen deshalb nur für eine Substratdicke von 0,7 mm, einen Kapillarenradius von 0,55 mm und eine Chipabmessung von 2×2 mm² Gültigkeit.

4 Herstellungstechnologie der Drucksensoren

Der technologische Ablauf zur Herstellung der Drucksensoren ist in Bild 7 dargestellt.

Ausgehend von beidseitig polierten Si-Wafern (N-Typ, {100}) mit einer Dicke von 200 ± 5 µm, werden im ersten Technologieschritt je nach Druckbereich (s. Tabelle 1) Oxidschichtdicken zwischen 4,23–4,475 µm mittels thermischer Oxidation des

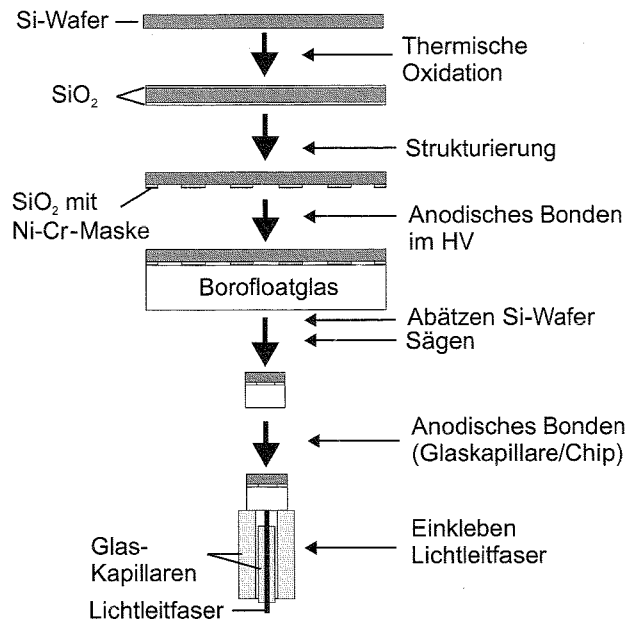


Bild 7: Technologische Schritte zur Herstellung faseroptischer Drucksensoren.

Figure 7: Fabrication sequence for fibre-optical pressure sensors.

Siliziums hergestellt. Dieser Prozess läuft bei einer Temperatur von 1150 °C in nahezu gesättigter Wasserdampf-atmosphäre (95 °C H₂O) ab [10]. Die Forderung nach einer definierten Oxidschichtdicke stellt hohe Anforderungen an die Prozessparameter des Oxidationsprozesses. So muss die „Bubblen“-Temperatur zur Erzeugung der Wasserdampf-atmosphäre auf $\pm 0,25$ °C und die Ofentemperatur auf ± 1 °C konstant gehalten werden. Unter Einhaltung dieser Forderungen und dadurch, dass der Oxidationsvorgang mit zunehmender Oxiddicke immer langsamer voranschreitet (der Wasserdampf muss durch das Oxid diffundieren), lässt sich die Oxidschichtdicke über die Dauer der Oxidationszeit genau einstellen. So beträgt die Oxidationszeit für 4,23 µm Oxiddicke 30:39 h und für 4,475 µm 34:19 h. An dieser Stelle ist zu erwähnen, dass es sich bei dem Oxid um amorphes SiO₂ handelt.

Anschließend werden in mehreren Strukturierungsschritten der SiO₂-Schicht die Membranbereiche hergestellt. Das Ätzen des Oxides erfolgt nasschemisch mit gepufferter Flusssäure. Der Vorteil dieser Methode ist, dass der Ätzprozess an der Si-Oberfläche stoppt. Eine Herstellung der Kavitäten durch Strukturierung des Glassubstrates ist dagegen von der Ätzzeit und den Eigenschaften des Ätzmediums (Temperatur, Konzentration) abhängig, was bei der benutzten Methode nicht der Fall ist.

Der einseitig strukturierte Siliziumwafer wird anschließend mit einer 0,7 mm dicken Platte aus BOROFLATTM-Glas (B33) bei ca. 400 °C im Hochvakuum anodisch gebondet. Das Verfahren liefert eine stoffschlüssige Verbindung zwischen beiden Fügepartnern, wobei hermetisch dichte Hohlräume (Kavitäten) entstehen, die praktisch luftleer ($p < 10^{-6}$ mbar) sind und die Sensoren so für Absolutdruckmessung geeignet machen.

Entsprechend der gewünschten Druckempfindlichkeit wird das Silizium auf die erforderliche Dicke mittels reactive ion beam etching (RIBE) abgeätzt. Nach einer Prüfung (Kontrolle der Spaltbreite) wird der Wafer in Einzelchips ($2 \times 2 \text{ mm}^2$) geteilt. Die dann vorliegenden Druckwandlerchips werden im Folgenden auf die Stirnfläche einer Glaskapillare anodisch aufgebondet.

Hier steht die Forderung nach bestmöglicher axialer Zentrierung der Druckwandlerchips zur Kapillarachse, denn die Membran soll im Mittelpunkt (Ort der größten Durchbiegung) optisch vermessen werden. Aus diesem Grund wurde der Druckchip von seinen lateralen Abmessungen so konzipiert, dass seine Diagonalenabmessung genau dem Kapillardurchmesser entspricht ($\varnothing = 2,8 \text{ mm}$) und somit eine gute Positioniermöglichkeit beider Fügepartner zueinander gegeben ist. Der Kapillardurchmesser wurde hierbei an die Abmessungen der Feuchtesensoren angepasst. Für die Realisierung einer anodischen Bondverbindung muss zuvor die Stirnfläche der Kapillaren metallisiert werden.

Die Verbindungstechnik mittels anodischem Bonden hat den großen Vorteil, dass hierdurch eine temperaturstabile und gegen korrosive Medien beständige Verbindung entsteht. Mit Klebstoffen wäre das nicht zu realisieren.

Am Schluss wird in den Kapillare-Druckwandlerchip-Verbund unter Verwendung einer Hilfskapillare die Lichtleitfaser eingeklebt. Für den industriellen Einsatz werden diese Kapillaren in Edelstahlrohre ($\varnothing_a : 6 \text{ mm}$)

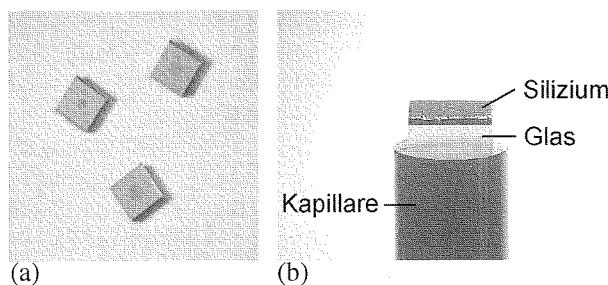


Bild 8: Druckwandlerchips: (a) einzeln, (b) gebondet auf Glaskapillare.

Figure 8: Transducer chips: (a) separate, (b) anodic bonded to glass capillary.

druckdicht und temperaturfest eingeklebt und mit einer SWAGELOK[®]-Verschraubung versehen. Bild 8a, b zeigt einzelne Druckwandlerchips ($2 \times 2 \text{ mm}^2$) mit unterschiedlichen Membrandurchmessern sowie einen auf eine Kapillare gebondeten Chip.

5 Sensorparameter

5.1 Druckempfindlichkeit

Messbereiche und Empfindlichkeit der Druckwandler werden durch die elastischen Eigenschaften der Membran sowie durch die optisch wirksamen Parameter wie Spaltbreite des Resonators und spektrale Auflösung des Polychromators bestimmt. Mittels der Genauigkeit von 0,1 nm bei der Bestimmung des 10. Interferenzminimums lassen sich somit Resonatorspaltbreiten von ca. $4,2 \mu\text{m}$ auf 0,5 nm genau bestimmen, was einer Genauigkeit für die Druckmessung von 0,2% entspricht.

5.2 Kennlinienlinearität

In Bild 9 sind für ausgewählte Druckbereiche die Druckcharakteristiken dargestellt.

Es ist festzustellen, dass die Druckkennlinien eine ausgezeichnete Linearität besitzen, was eine Druckkalibrierung der Sensoren wesentlich erleichtert.

Diese Linearität behält ihre Gültigkeit auch in Druckbereichen, die um ein Vielfaches über dem des eigentlichen Messbereiches liegen. So sind beispielsweise die Sensoren der Messbereiche 0–1,5 bar und

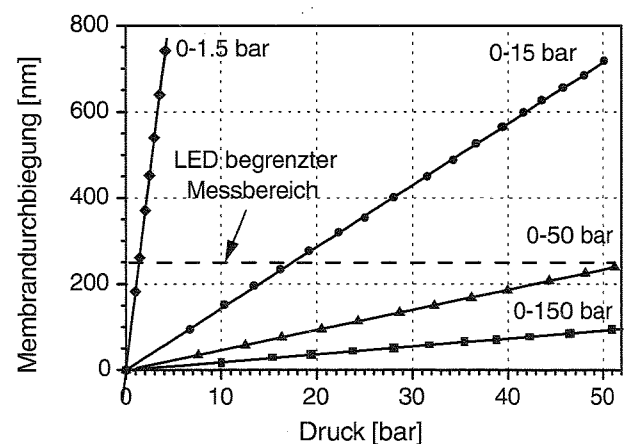


Bild 9: Druckcharakteristiken von Sensoren ausgewählter Druckmessbereiche.

Figure 9: Pressure sensor characteristic for different pressure ranges.

0–15 bar im Bild 9 bis zum 3-fachen Messbereichsenddruck gemessen worden. Aber auch bis zum 10-fachen des Messbereichsenddruckes (in diesem Fall 15 bar und 150 bar) wurde ein unverändertes Linearitätsverhalten für diese Sensoren experimentell nachgewiesen. Für Sensoren des Hochdruckbereichs > 100 bar konnte aufgrund der benötigten hohen Drücke der experimentelle Nachweis noch nicht erbracht werden.

5.3 Temperatureinsatzbereich

Die maximale Dauerbetriebstemperatur der Sensoren wird durch den verwendeten Klebstoff für die Ankopplung der Lichtleitfaser an die Glassubstratunterseite (s. Bild 2) bestimmt. Hier steht vordergründig die Forderung nach einem transparenten (immersiven) Übergang zwischen Faserstirnfläche und Glassubstrat. Aus fertigungstechnologischer Sicht ist ein schnell härtender Klebstoff zweckmäßig. Zum Einsatz kam aus diesen Gründen ein UV-härtendes Epoxidharz. Es zeigt eine Temperaturbeständigkeit bis 175 °C.

Ohne die Einschränkung des Klebstoffs ist der Kapillare/Druckwandlerchip-Verbund bis zu einer Dauerbetriebstemperatur von 350 °C einsetzbar.

5.4 Temperaturquerempfindlichkeit

Bisher wurde nur der Temperatureinfluss auf die Resonatorspaltbreite bei Luftdruck (Nullpunktlage) untersucht, wobei FEM-Berechnungen wie auch experimentelle Untersuchungen an ausgewählten Sensormustern durchgeführt wurden.

Es zeigte sich, dass mit kleiner werdender Druckempfindlichkeit die temperaturabhängige Spaltbreitenänderung abnimmt. So beträgt sie in einem Temperaturbereich von 0–180 °C für einen 1-bar-Sensor 0,042% FS/K und für einen 100-bar-Sensor 0,02% FS/K, was ausgesprochen gering ist. Bemerkenswert ist auch die gute Übereinstimmung zwischen FEM-Berechnung und Experiment. Bild 10 zeigt eine Darstellung der Spaltbreitenänderung in Abhängigkeit der Temperatur am Beispiel eines 100-bar-Sensors.

Experimentelle Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur auf die Druckempfindlichkeit wurden noch nicht durchgeführt. Schätzt man aus der Temperaturabhängigkeit der Steifigkeitskoeffizienten der verwendeten Materialien die sich ergebende Druckempfindlichkeitsänderung für eine ideal eingespannte kreisförmige Siliziumplatte ab, so erhält man eine Empfindlichkeitszunahme von ca. 0,0084%/K. Bei einer maximalen Temperatur von 180 °C bedeutet das in Bezug auf die Raumtemperatur eine Empfindlichkeitszunahme von $\approx 1,5\%$.

Der Temperatureinfluss auf die Druckempfindlichkeit ist Gegenstand zukünftiger Arbeiten.

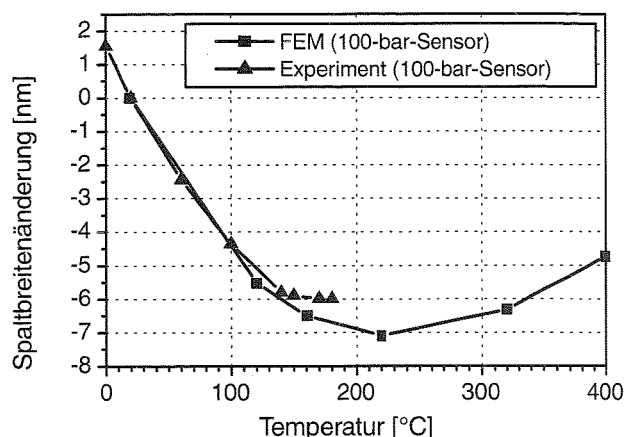


Bild 10: Spaltbreitenänderung als Funktion der Temperatur bei Luftdruck am Beispiel eines 100-bar-Sensors.

Figure 10: Diaphragm deflection versus temperature at atmospheric pressure (e. g. 100-bar-sensor).

6 Zusammenfassung

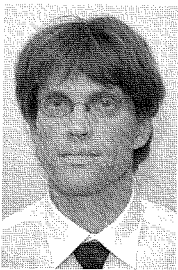
Es wurde ein faseroptischer Drucksensor vorgestellt, dessen Messwandler auf dem interferenzoptischen Fabry-Pérot-Prinzip beruht und welcher mittels eines hochauflösenden Polychromators ausgewertet wird.

Er zeichnet sich durch eine hohe Kennlinienlinearität und eine geringe Temperaturempfindlichkeit der Nullpunktlage aus. Aufgrund des Einsatzes von Materialien wie dem BOROFLOAT-Glas und dem Silizium sowie dem anodischen Bonden als Fügeverfahren ist dieser Sensor für den Einsatz unter rauen Bedingungen in der Industrie, welche teilweise extreme Anforderungen an die Sensoren stellt, bestens geeignet.

Literatur

- [1] G. Schwotzer, R. Willsch: Faseroptisches Sensorsystem für industrielle Prozesskontrolle, Umweltüberwachung, Biotechnologie und Medizintechnik, OPTO 1996, 25.–27. September 1996, Leipzig, Kongressband, S. 319–324.
- [2] G. Schwotzer, K.-J. Reichelt, E. Sinn, T. Wieduwilt, R. Willsch: Potential Low-Cost Spectral-Encoded Optical Fiber Sensor System, 12th International Conf. on Optical Fiber Sensors, Williamsburg, Technical Digest (1997).
- [3] <http://www.bartec.de>.
- [4] G. Schwotzer, T. Wieduwilt, M. Giebel, R. Willsch, W. Müller: Low-Cost optical miniature spectrometers and their application in spectral-encoded

- optical fibre sensors, 4th Micro Techniques Thüringen, Erfurt, Technical Digest (2002).
- [5] T. Wieduwilt: Werkstoffwissenschaftliche Untersuchungen zur Optimierung der mechanischen und thermischen Eigenschaften von optischen Druckwandlerchips nach dem Fabry-Pérot-Prinzip, Dipl.-Arb., Friedrich-Schiller-Universität Jena 2002.
- [6] G. Kirchhoff: Über das Gleichgewicht und die Bewegung einer elastischen Scheibe, J. Reine Angew. Math., 40 (1850), S. 51–88.
- [7] F. Vander Ween: Application of the boundary integral equation method to Reissner's plate model, International journal for numerical methods in engineering, 18 (1982), S 1–10.
- [8] A.E.H. Love: A treatise on the mathematical theory of elasticity, 4th ed., New York (1944), S. 465ff.
- [9] S.P. Timoshenko, S. Woinowsky-Krieger: Theory of plates and shells, New York, McGraw-Hill (1993).
- [10] T. Wieduwilt: Thermische Oxidation von Si-Wafern für die Herstellung von Oxidschichten zwischen 4–4,5 μm mit einer Genauigkeit von besser als $\pm 20\text{ nm}$, Stud.-Arb., Friedrich-Schiller-Universität Jena 2001.



Dipl.-Ing. Torsten Wieduwilt

ist wissenschaftlicher Mitarbeiter
im Bereich Optik, Abt. Optische
Mikrosysteme am Institut für Phy-
sikalische Hochtechnologie e.V.
Jena.

Hauptarbeitsgebiete: spektral-
optische Sensorik, mikrooptische
Sensorsysteme.

Adresse: Institut für Physikalische Hochtechnologie
e.V. Jena, Bereich Optik, Albert-Einstein-Str. 9,
07745 Jena, Tel.: +49-(03641)-206242,
Fax: +49-(03641)-206299,
E-Mail: torsten.wieduwilt@ipht-jena.de