

Dissertation

Gerrit Dumstorff
Modellierung und experimentelle
Untersuchung von materialintegrierten Sensoren

UNIVERSITÄT BREMEN
INSTITUT FÜR MIKROSENSOREN, -AKTOREN UND -SYSTEME

Modellierung und experimentelle Untersuchung von materialintegrierten Sensoren

vom Fachbereich für Physik und Elektrotechnik
der Universität Bremen

zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN
(Dr.-Ing.)

von
Dipl.-Ing. Gerrit Dumstorff
wohnhaft in Münster

Referent: Prof. Dr.-Ing. Walter Lang
Koreferent: Prof. Dr.-Ing. Steffen Paul

eingereicht am: 29. Juli 2015
Tag des Promotionskolloquiums: 06. November 2015

*„Bereist die Welt. Sie ist fantastischer als jeder Traum,
der in einer Fabrik hergestellt wird.“*

Ray Bradbury

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Modellierung, der Herstellung und der Charakterisierung materialintegrierter Sensoren. Für die Modellierung werden verschiedene, durch den materialintegrierten Sensor hervorgerufene Fremdkörpereffekte mithilfe von FE-Simulationen analysiert und daraus Orientierungshilfen für die Entwicklung solcher Sensoren abgeleitet. Darauf basierend werden für die Materialien Epoxidharz, Aluminium und Stahl Sensoren entwickelt, integriert und charakterisiert, um die in der Modellierung getroffenen Aussagen zu verifizieren.

Die Arbeit beginnt mit der grundlegenden theoretischen Untersuchung des Fremdkörpereffektes. Hierzu werden analytische und numerische Modellierungen herangezogen, um den Fremdkörpereffekt an verschiedenen Strukturen, die Bauteil und Sensor verkörpern, zu verstehen. Den Strukturen werden fiktive Materialeigenschaften zugewiesen, damit allgemeine Aussagen über den Fremdkörpereffekt bei mechanischen, thermischen, thermo-mechanischen und weiteren Belastungen getroffen werden können. Es zeigt sich, dass durch die Sensorintegration sowohl die Bauteileigenschaften als auch die Sensorantwort verändert werden können. Um diesen Effekt zu begrenzen, ist eine minimalinvasive Sensorintegration anzustreben. Hierfür werden Designrichtlinien zur Herstellung materialintegrierter Sensoren aufgestellt.

Die messtechnische Evaluierung des mechanischen Fremdkörpereffektes erfolgt zunächst mittels der Integration von Siliziumquadern in Probekörper aus Epoxidharz. Es zeigt sich, dass durch die Integration eines starren in ein weiches Material die absolute mechanische Festigkeit stark verringert werden kann. Darauf aufbauend werden Dehnungsmesstreifen (DMS) entwickelt, die an den Integrationsprozess in Epoxidharz angepasst sind. Diese DMS werden zum einen in einen Probekörper eingegossen und zum anderen auf diesen aufgeklebt. Durch die Integration erhöht sich die Sensitivität des DMS. Im Anschluss erfolgt die Entwicklung einer sensorischen Linearführung für Strukturüberwachungsaufgaben. Dafür wird zunächst die Sensorantwort in Abhängigkeit der Sensorposition analytisch und numerisch berechnet. Danach erfolgt der Einbau eines DMS in eine Linearführungsschiene aus Epoxidharz sowie deren Charakterisierung. Es zeigt sich, dass mit dem integrierten DMS Kräfte, die auf die Führungsschiene wirken, gemessen werden können.

Zur Untersuchung des thermo-mechanischen Fremdkörpereffektes wird die Integration von Sensoren in Aluminium betrachtet. Dafür werden zunächst resistive Sensoren auf einem Siliziumsubstrat gefertigt und in Aluminium eingegossen. Es zeigt sich, dass durch das Eingießen von Sensoren auf einem Siliziumsubstrat sehr große thermisch induzierte mechanische Spannungen entstehen, da Silizium einen wesentlich kleineren thermischen Ausdehnungskoeffizienten besitzt, als Aluminium. Daraufhin wird ein Sensor auf Basis eines Aluminiumsubstrates entwickelt. Mit Dünnschichttechnologie konnte keine elektrische Isolationsschicht gefunden werden, die den thermo-mechanischen Belastungen beim Eingießprozess in Aluminium überlebt. Allerdings zeigte sich, dass mit speziellen Dickschichtpasten resistive Strukturen gedruckt und in Aluminium integriert werden können. Prinzipiell ist das Eingießen dieser Sensoren möglich. Jedoch zeigte sich in der anschließenden Charakterisierung, dass sich durch den Integrationsprozess die Sensoreigenschaften stark ändern.

Der thermische Fremdkörpereffekt wird am Beispiel von einem sensorischen Werkstück und dem Fertigungsprozess „Schleifen“ betrachtet. Hierfür werden resistive Strukturen auf einem Stahls substrat gefertigt und dann in einen größeren Probekörper eingeklebt. Das so entstandene sensorische Werkstück wird in einer Schleifmaschine stückweise zerspannt. Es wird gezeigt, dass es mit dem Aufbau möglich ist, während des Schleifens Messdaten aus dem Materialinneren zu gewinnen. Durch das Einkleben entsteht jedoch ein Hotspot, wodurch die gewonnenen Messdaten nicht mit denen eines homogenen Bauteils übereinstimmen. Um diesen Einfluss zu ermitteln wird der Schleifprozess modelliert und darauf basierend die Sensorantwort korrigiert. Weiterhin ergibt sich ein Problem bei der Auswertung der Messdaten: Die resistiven Strukturen sind sowohl sensitiv gegenüber Dehnungen als auch der Temperatur. Dies kann messtechnisch bisher nicht getrennt werden; Lösungsansätze zur messtechnischen Trennung der beiden Größen werden jedoch aufgezeigt.

Zur Auswertung resistiver Sensoren werden verschiedene Schaltkreise betrachtet. Hauptbestandteil ist die Entwicklung einer Schaltung zur Auswertung einer WHEATSTONE-Messbrücke, die mit Wechselstrom betrieben wird. Im Vergleich zu einer mit Gleichstrom betriebenen Messbrücke verringert sich das Rauschen bei der in dieser Arbeit aufgebauten Wechselstrommessbrücke um den Faktor 28.

Abstract

The following thesis deals with the modeling, fabrication and characterization of material-integrated sensors. Sensor integration causes different foreign body effects. These effects are analyzed with analytical and numerical models. From this, design rules for the development of material-integrated sensors are derived. Based on this, different sensors to integrate in epoxy resin, aluminum and steel are developed, integrated and characterized to verify the statements of the modeling.

The study starts with the fundamental theoretical analysis of the foreign body effect. Therefore, analytical and numerical models are used, to understand the foreign body effect of different structures which are the structural component and the sensor. These structures are given fictional material properties to derive general statements about the foreign body effect in terms of mechanical, thermal, thermal-mechanical and further loads. It is observed that due to sensor integration, the overall structural behavior as well as the sensor response can be dramatically changed. The goal is to find a solution for minimally invasive sensor integration in the host material. Therefore design rules are given.

For the evaluation of the mechanical foreign body effect silicon is integrated in epoxy resin. It is shown that due to the integration of a relatively rigid body in a more flexible body the absolute mechanical strength can drastically decrease. This is why a strain gauge is developed, which is adapted to the integration process in epoxy resin. In the first step two approaches are pursued: integrating the strain gauges in a test specimen and mounting that on top of the test specimen. Due to the integration, the inner strain gauge shows a higher sensitivity than the outer strain gauge because of the better mechanical connection. In the second step the strain gauge is used to build up a sensorial linear guide for structural health monitoring. Therefore the sensor is integrated in a rail made of epoxy resin. The dependency of sensor response to its integration position is calculated numerically. It is shown that forces on the rail can be measured with the integrated strain gauge.

To determine the thermal-mechanical foreign body effect sensor integration in aluminum is focused. Therefore a resistive structure is fabricated on a silicon substrate and integrated in aluminum during casting. It is shown that due to the integration of the silicon large thermal-mechanical stress is generated in the silicon. This is due to the mismatch of thermal coefficient of expansion between silicon and aluminum with the factor of eight. This is why a sensor is fabricated on an aluminum substrate in the next step. Within the thin film technology no electrical isolating layer has been found which can withstand the high temperature and the stress during casting. In contrast to this, thick film sensors made by screen printing are successfully integrated in aluminum during casting. In general the integration is possible. But during characterization it is found out that due to the integration the characteristics of the sensor properties change dramatically.

The thermal foreign body effect is investigated on a sensorial workpiece during grinding. Therefore, resistive structures are fabricated on a steel substrate and integrated by adhesive in a larger workpiece. The final sensorial workpiece is then characterized in a grinding process by machining it. It is shown that data can get out of the steel during grinding. But due to the integration by adhesive a heat bridge is built up which changes the sensor response. To get knowledge about this influence the grinding process is calculated numerically and the sensor response is corrected. Furthermore, there is a big disadvantage regarding the measurement results: The resistive structures are sensitive to temperature and strain. In this thesis, decoupling of resistivity from temperature and strain was not performed. Nevertheless, some solutions to achieve this decoupling are presented.

To read out resistive structures, different electrical circuits are regarded. The focus is especially on the development of circuit to read out a WHEATSTONE bridge with AC excitation. In contrast to the bridge circuit driven by DC voltage, the AC driven bridge in this work has 28 times a lower noise level.

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | Einleitung | 3 |
| 1.1 | Materialintegrierte Sensorik: Begriffserklärungen | 4 |
| 1.2 | Materialintegrierte Sensoren - ein Überblick | 6 |
| 2 | Entwurfsgrundlagen für materialintegrierte Sensoren | 11 |
| 2.1 | Mechanisches Verhalten von Inlays | 12 |
| 2.1.1 | Ebener Spannungszustand | 13 |
| 2.1.2 | Kompensationsstrukturen zur Verringerung von mechanischen Spannungen | 20 |
| 2.2 | Thermisch-induzierter Stress beim Integrationsprozess | 21 |
| 2.3 | Thermisches Verhalten von Inlays | 23 |
| 2.4 | Andere Fremdkörpereffekte | 26 |
| 2.5 | Herstellung materialintegrierter Sensoren | 27 |
| 2.6 | Zusammenfassende Designrichtlinien | 29 |
| 3 | Elektronik zur Auswertung resistiver Strukturen | 31 |
| 3.1 | Piezoresistiver und thermoresistiver Effekt | 31 |
| 3.1.1 | Widerstandsänderung durch Temperatureinfluss | 32 |
| 3.1.2 | Widerstandsänderung durch Dehnung | 32 |
| 3.2 | Wheatstone'sche Messbrücke mit Gleichstrom | 34 |
| 3.3 | Messbrücken für Präzisionsmessungen | 38 |
| 3.3.1 | Rauschen und Störsignale | 38 |
| 3.3.2 | Messbrücken mit Wechselstromerregung | 40 |
| 4 | Integration von Sensoren in Epoxidharz | 45 |
| 4.1 | Silizium-Inlays in Epoxidharz | 45 |
| 4.1.1 | Aufbau der Probekörper | 47 |
| 4.1.2 | Vermessung der Probekörper | 47 |
| 4.1.3 | Auswertung der Zerstörungsprüfung | 47 |
| 4.2 | Dehnungsmessstreifen - Oberflächenmontage vs. Materialintegration | 49 |
| 4.2.1 | Modellierung der Sensitivität von äußerem und inneren DMS | 50 |
| 4.2.2 | Herstellung der Dehnungsmessstreifen und Probekörper | 50 |
| 4.2.3 | Messergebnisse äußerer und innerer Dehnungsmessstreifen | 52 |
| 4.3 | Entwicklung einer sensorischen Linearführung | 53 |
| 4.3.1 | Modellierung der Linearführung | 55 |
| 4.3.2 | Aufbau und Charakterisierung der sensorischen Linearführung | 59 |
| 5 | Eingießen von Sensoren in Aluminium | 63 |
| 5.1 | Die Gießanlage | 64 |
| 5.2 | Sensoren auf Siliziumsubstrat | 66 |
| 5.2.1 | Design, Herstellung und Eingießen der Sensoren | 67 |
| 5.2.2 | Resultate der Eingießversuche | 68 |
| 5.2.3 | Ausfallanalyse der Sensoren während des Eingießens | 69 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 5.3 | Sensoren auf Aluminiumsubstrat | 71 |
| 5.3.1 | Sensoren in Dünnschichttechnik | 71 |
| 5.3.2 | Sensoren in Dickschichttechnik | 76 |
| 6 | Charakterisierung eines Schleifprozesses durch Integration von Sensoren in Stahl | 81 |
| 6.1 | Der Fertigungsprozess „Schleifen“ | 83 |
| 6.2 | Energieflüsse im Schleifprozess: Modellierung und messtechnische Erfassung | 84 |
| 6.3 | Aufbau des sensorischen Werkstücks | 86 |
| 6.3.1 | Verbindungstechnik von Stahlinlay und Werkstück | 86 |
| 6.3.2 | Herstellung des sensorischen Probekörpers | 89 |
| 6.4 | Charakterisierung des Werkstücks in einer Schleifmaschine | 93 |
| 6.5 | Modellierung der Sensorantwort und Aussagekraft der Messergebnisse | 97 |
| 7 | Zusammenfassung und Ausblick | 103 |
| A | Anhang: Läpp- und Polierprozess | 107 |

Formelzeichen

| Symbol | Benennung | Einheit |
|----------------|---|-----------------|
| α | Thermischer Ausdehnungskoeffizient | K^{-1} |
| α_ρ | Temperaturkoeffizient des elektrischen Widerstandes | K^{-1} |
| α_{KSS} | Wärmeübergangskoeffizient | $Wm^{-2}K^{-1}$ |
| δ | Dickenparameter | |
| \dot{q} | Flächenbezogener Wärmeeintrag | Wm^{-2} |
| \dot{Q} | Wärmestrom | W |
| λ | Wärmeleitfähigkeit | $Wm^{-1}K^{-1}$ |
| λ_i | Wärmeleitfähigkeit des Inlays | $Wm^{-1}K^{-1}$ |
| λ_m | Wärmeleitfähigkeit der Matrix | $Wm^{-1}K^{-1}$ |
| μ | Temperaturfaktor | |
| ν | Querkontraktionszahl (Poissonzahl) | |
| ρ | Elektrische Leitfähigkeit | Ωm |
| σ | Mechanische Spannung | MPa |
| τ | Schubspannung | MPa |
| ε | Mechanische Dehnung | |
| A | Fläche | m^2 |
| a | Länge | m |
| a_e | Eingriffstiefe | m |
| a_p | Eingriffsbreite | m |
| b | Länge | m |
| b_k | Breite der Kontaktzone | m |
| D | Durchmesser | m |
| d | Länge | m |
| d_i | Dicke des Inlays | m |
| d_m | Dicke der Matrix | m |
| E | E-Modul | GPa |
| e | Verhältnis der E-Module | |
| E_f | 1/f Rauschspannung | V |
| E_i | E-Modul des Inlay | GPa |
| E_m | E-Modul der Matrix | GPa |
| E_t | Thermische Rauschspannung | V |
| F | Kraft | N |
| f | Frequenz | s^{-1} |
| f_g | Grenzfrequenz | s^{-1} |
| f_s | Samplingfrequenz | s^{-1} |
| F_t | Tangentialkraft | N |
| f_t | Trägerfrequenz | s^{-1} |
| G | Verstärkungsfaktor eines elektrischen Verstärkers | |
| h | Länge | m |
| h_i | Inlayhöhe | m |
| I | Flächenträgheitsmoment | m^4 |
| I_{SR} | Rauschstrom | A |
| K_v | Wärmeumwandlungsfaktor | m |

| | | |
|--------------------|---|-----------------|
| K_w | Wärmeverteilungsfaktor | |
| l | Länge | m |
| l_g | Kontaktlänge | m |
| M | Moment | Nm |
| n | Menge | |
| P'_c | Flächenbezogene Schleifleistung | Wm^{-2} |
| p_H | HERTZ'scher Druck | Nm^{-2} |
| p | Druck | Nm^{-2} |
| Q | Energie | J |
| q | Mechanischer Lastfaktor | |
| Q'_w | Zeitspannungsvolumen | m^2s^{-1} |
| R | Elektrischer Widerstand | Ω |
| r | Radius | m |
| R_{th} | Wärmewiderstand | KW^{-1} |
| R_{th}^{\square} | Flächenwärmewiderstand | $Wm^{-2}K^{-1}$ |
| T | Temperatur | K |
| t | Zeit | s |
| U | Elektrische Spannung | V |
| U_b | DC-Brückenspannung | V |
| u_b | AC-Brückenspannung | V |
| $u_{q,RMS}$ | Effektivwert AC-Quellspannung | V |
| U_q | DC-Quellspannung | V |
| u_q | AC-Quellspannung | V |
| V | Volumen | m^3 |
| v | Geschwindigkeit | ms^{-1} |
| v_{ft} | Vorschubgeschwindigkeit | ms^{-1} |
| v_s | Schnittgeschwindigkeit | ms^{-1} |
| k | Verstärkungsfaktor eines Dehnungsmessstreifen | |
| k_B | Boltzmannkonstante | |

Abkürzungsverzeichnis

| | |
|------------------------------------|---|
| Al | Aluminium |
| Al₂O₃ | Aluminiumoxid |
| AVT | Aufbau- und Verbindungstechnik |
| c-Si | Monokristallines Silizium |
| DMS | Dehnungsmessstreifen |
| FE | Finite-Elemente |
| FEM | Finite-Elemente-Methode |
| FIB | Focused-Ion-Beam |
| IFAM | Institut für Fertigungstechnik und Angewandte Materialforschung |
| IMSAS | Institut für Mikrosensoren, -aktoren und -systeme |
| INA | Instrumentenverstärker |
| IWT | Stiftung Institut für Werkstofftechnik |
| KSS | Kühlschmierstoff |
| OP | Operationsverstärker |
| PCB | Printed Circuit Board, dt.: Leiterplatte) |
| PECVD | Physical Enhanced Chemical Vapor Deposition |
| REM | Rasterelektronenmikroskop |
| RIE | Reactive Ion Etching, dt.: reaktives Ionenätzen |
| RPM | Rounds per Minute, dt.: Umdrehungen pro Minute |
| Si | Silizium |
| SNR | Signal to noise ratio |
| TCR | Temperature Coefficient of Resistance, dt.: temperaturabhängiger Widerstand |
| ZrO₂ | Zirkoniumdioxid, kurz: Zirkonoxid |

1

Einleitung

In verschiedenen Anwendungen ist es erwünscht im Werkstoff zu messen und Messdaten aus dem Inneren eines Werkstoffs/Bauteils gewinnen. Typische Anwendungen sind Strukturüberwachungsaufgaben oder Prozesskontrollen. Ein Dehnungsmessstreifen integriert in einen Flugzeugflügel nimmt mechanische Verformungen während des Fliegens auf. Der zeitliche Verlauf der chemischen Abbinde von Werkstoffen wie Beton oder Epoxidharz kann mit einem materialintegrierten Sensor bestimmt werden. Ein Thermoelement in einem Werkstück aus Stahl misst die Temperatur, während das Werkstück geschliffen wird.

Um Auskunft über den physikalischen Zustand im Materialinneren zu erhalten, kann man prinzipiell zwei verschiedene Typen von Sensoren verwenden: Externe Sensoren und interne Sensoren (siehe auch Abbildung 1.1). Dies kann an einem Beispiel verdeutlicht werden, indem die Detektion von Verformungen in einem Flugzeugflügel erfasst werden sollen. Durch einen Flugzeugflügel werden Ultraschallwellen gesendet und von einem externen Sensor, der außerhalb des Flügels angebracht ist, detektiert. Die Ultraschallwellen weisen eine bestimmte Charakteristik auf. Kommt es zu einer Verformung im Flügel, so ändert sich die Charakteristik der Ultraschallwellen, was vom Sensor detektiert wird. Damit nun von der Änderung der Wellencharakteristik auf Verformungen geschlossen werden kann, sind Modelle notwendig. Ein anderer Ansatz wird mit einem internen Sensor verfolgt. In den Flugzeugflügel wird ein Dehnungsmessstreifen eingebaut, der die Verformungen unmittelbar misst. Ein Modell ist dafür nicht notwendig. Durch das Einbringen des Sensors wird allerdings ein Fremdkörper und damit Fremdmaterial in den Flugzeugflügel eingebracht, der den Flugzeugflügel schwächt und zudem die Messung beeinflusst. Dies wird als Fremdkörpereffekt bezeichnet.

An diesem Beispiel zeigt sich ein Vorteil von materialintegrierten Sensoren: Die Messung findet direkt im Materialinneren statt und muss nicht indirekt über Modelle erfolgen. Allge-

mein betrachtet ergeben sich aber für alle materialintegrierten Sensoren zwei grundsätzliche Fragestellungen:

- Wie ist der Einfluss materialintegrierter Sensoren auf das makroskopische Gesamtverhalten?
- Wie wird die Messung durch den eingebrachten Sensor beeinflusst?

Da das Gebiet der materialintegrierten Sensorik sehr jung ist, finden sich nur wenige Publikationen, die die Integration von Sensoren in ein Material behandeln. Auf den Fremdkörper-effekt und die beiden genannten Fragestellungen wird in der Literatur kaum eingegangen.

Ziel dieser Arbeit ist es, den Fremdkörper-effekt grundlegend theoretisch zu untersuchen, Orientierungshilfen für die Entwicklung materialintegrierter Sensoren zu erarbeiten und diese messtechnisch zu belegen. Dafür werden zunächst in Kapitel 2 Modellierungen herangezogen, um den Fremdkörper-effekt an verschiedenen Strukturen, die Bauteil und Sensor verkörpern, zu verstehen. Den Strukturen werden fiktive Materialeigenschaften zugewiesen, damit allgemeine Aussagen über den Fremdkörper-effekt bei mechanischen, thermischen, thermo-mechanischen und weiteren Belastungen getroffen werden können. Im darauffolgenden Kapitel werden dann zunächst verschiedene Schaltungen zur Auswertung resistiver Sensoren betrachtet. Die experimentellen Untersuchungen des Fremdkörper-effekts folgen dann in Kapitel vier, fünf und sechs. Für die Untersuchungen des mechanischen Fremdkörper-effekts werden verschiedene Probekörper aus Epoxidharz untersucht und als Anwendung für die materialintegrierte Messung eine sensorische Linearführung aufgebaut. Der thermo-mechanische Fremdkörper-effekt wird am Beispiel der Sensorintegration in Aluminium beleuchtet. Zur Untersuchung des thermischen Fremdkörper-effekts werden in ein Werkstück Sensoren eingebracht. Mithilfe dieser Sensoren soll der Fertigungsprozess des Schleifens charakterisiert werden. Zunächst folgen jedoch in diesem Kapitel einige Begriffserklärungen und der aktuelle Stand der Technik zu materialintegrierten Sensoren.

1.1 Materialintegrierte Sensorik: Begriffserklärungen

Die einleitenden Beispiele zeigen, dass die Integration von Sensoren in Werkstoffe ein stark interdisziplinäres Gebiet ist, das aus verschiedenen Richtungen und Ingenieursbereichen beschrritten wird. Es gibt ein großes Interesse in den Bereichen Maschinenbau, Produktionstechnik, Automatisierung oder Werkstofftechnik, Sensoren in Werkstoffe zu integrieren, um Prozesse besser zu überwachen oder um eine Überwachung überhaupt erst möglich zu machen. Da die Entwicklung materialintegrierter Sensoren aus unterschiedlichen Fachrichtungen beschrritten wird, findet man in der Literatur verschiedene Begriffe. Einige sollen nachfolgend erklärt werden.

„Structural Health Monitoring“ („SHM“)

Der Begriff „Structural Health Monitoring“ (zu deutsch: Struktursüberwachung) bezeichnet die Überwachung einer physikalischen Struktur mithilfe von Sensorik. Ziel ist vorherzusagen, wann ein Bauteil auszufallen droht, weil es bestimmten Belastungen wie beispielsweise Temperaturschwankungen oder mechanischen Schwingungen ausgesetzt ist. Im wesentlichen bezieht sich SHM auf das mechanische Versagen von Bauteilen: Eine Brücke kann durch

Schwingungen zerstört werden oder eine Zugachse durch große Temperaturschwankungen brechen. Mithilfe von SHM möchte man derartige Ereignisse vorhersagen. Dies ist besonders unter Sicherheitsaspekten von hoher Bedeutung. Für die Vorhersage wird zum Teil auch der Begriff „Prognostics Health Monitoring“ kurz „PHM“ verwendet [1]. Erste Ansätze für SHM finden sich in den 80er und 90er Jahren vor allem im amerikanischen Raum (z.B. *Los Alamos National Laboratory*) [2].

„Condition Monitoring“

Condition Monitoring heißt übersetzt Zustandsüberwachung und ähnelt „SHM“. Zur Zustandsüberwachung zählt aber nicht nur der mechanische Zustand eines Bauteils sondern auch die Energieeffizienz einer Maschine. Aus der Überwachung des Energieverbrauchs lassen sich mögliche Ausfälle vorhersagen. Eine Maschine hat im Normalbetrieb eine Energieaufnahme von Q . Ändert sich der Wert Q unerwartet, so lassen sich Rückschlüsse ziehen, dass die Maschine einen Defekt aufweist oder in nächster Zeit ein Defekt auftreten wird. Es könnte sich beispielhaft um ein verschlissenes Lager handeln, das erhöhte Reibung verursacht und somit einen höheren Energieverbrauch hat. Oder ein elektronisches Bauteil hat eine höhere Leistungsaufnahme durch altersbedingte Elektromigration. Mit dem Begriff „Condition Monitoring“ ist auch die deutschlandweite Forschungsförderung *Industrie 4.0* verknüpft [3, 4].

„More-than-Moore“

1965 stellte GORDEN MOORE in [5] eine Gesetzmäßigkeit für die zukünftige Entwicklung integrierter Schaltkreise auf: Alle 12 Monate verdoppelt sich die Anzahl der Transistoren pro Fläche (wobei dies später auf 24 Monate korrigiert wurde). Diese Gesetzmäßigkeit wurde weltweit unter „Moore's Law“ bekannt. Üblicherweise werden in der CMOS-Technologie Schaltungen mit Transistoren u.a. Bauelementen hergestellt. Heute findet neben der Miniaturisierung auch eine Diversifizierung statt. So werden zusätzlich zur Elektronik auch Sensoren oder optische Komponenten direkt auf dem Chip integriert [6]. Die Sensorfertigung oder die Herstellung der optischen Komponenten muss an die CMOS-Technologie angepasst werden. Demnach werden nach dem MOORE'schen Gesetz nicht mehr nur Transistoren miniaturisiert sondern auch andere Funktionen integriert, also „Mehr als MOORE“.

„Sensorintegration“

Unter „Sensorintegration“ versteht man die Integration von Sensoren in einen Werkstoff. Die Sensorintegration kann als Oberbegriff für die Entwicklung plus Herstellung eines Sensors und die Einbringung dieses Sensors in einen Werkstoff gesehen werden. Als Anwendung der Sensorintegration kann SHM oder Condition Monitoring gesehen werden, aber beispielsweise auch die Charakterisierung von Herstellungsprozessen. Da der Begriff „Sensorintegration“ nicht etabliert und in der Literatur nicht oft zu finden ist, gibt es keine ähnlich einheitliche Definition wie beispielsweise beim Structural Health Monitoring.

„Function Scale Integration“

Der Begriff „Function Scale Integration“ bezieht sich im Wesentlichen auf die Sensorintegration. Um Sensoren in einen Werkstoff einbringen zu können, müssen der Sensor und die Sensorstruktur an den einzubettenden Werkstoff und die Funktion angepasst werden [7]. Sensoren für Kohlefaserverbundwerkstoffe werden beispielsweise als dünne Folie gefertigt, um so in die Dimension einzelner Kohlefasern zu gelangen. Ein Sensor für die Integration in Stahl

würde direkt auf dem Stahl gefertigt werden.

„Embedded Sensors“

Der Begriff „Embedded Sensors“ (zu deutsch: „Eingebettete Sensoren“) kann zwei verschiedene Bedeutungen haben. Einerseits kann man darunter einen Sensor verstehen, der in ein Material eingebettet wird. Häufig wird in der englischsprachigen Fachliteratur aber unter „Embedded Sensors“ die Implementierung (Einbettung) von Sensoren in ein informationstechnisches System oder Netzwerk verstanden [8–11]. Der Begriff leitet sich dann aus dem Oberbegriff „Embedded System“ ab. Aus diesem Grund sollte auf den Begriff „embedded sensor“ bzw. „Eingebetteter Sensor“ in Bezug auf die Sensorintegration eher verzichtet werden.

1.2 Materialintegrierte Sensoren - ein Überblick

In der Literatur finden sich verschiedene Ansätze der Sensorintegration. Sensoren wurden bereits in diverse Materialien wie Kunststoffe, Verbundwerkstoffe, Metalle und Keramiken integriert. Einige dieser Sensoren werden in diesem Kapitel näher beschrieben.

Viele der Sensoren, die man in der Literatur findet, basieren auf einfachen und schon lange bekannten Messprinzipien wie Thermoelementen, Dehnungsmessstreifen oder piezoelektrischen Keramiken. Daneben gibt es einen häufig verwendeten Ansatz aus der Optik, um Messdaten aus einem Material zu gewinnen. Dafür werden Glasfasern in ein Material eingebracht [12–17], was in Abbildung 1.1 schematisch dargestellt ist. Wird eine Glasfaser beispielsweise verkrümmt oder ändert sich ihre Temperatur, so ändert sich auch die Charakteristik der eingekoppelten Wellenlänge. Dies kann außerhalb des Materials mit optischen und optoelektronischen Baugruppen ausgewertet werden. Allerdings ist die Technik der Glasfaser Integration relativ begrenzt, da die Fasern oft einen geringen Biegeradius aufweisen, nur wenige Messgrößen betrachtet werden können und zusätzlich die optische Auswertung sehr kostenintensiv ist. Aus diesen Gründen wird diese Art der Sensoren im nachfolgenden Überblick nicht betrachtet.

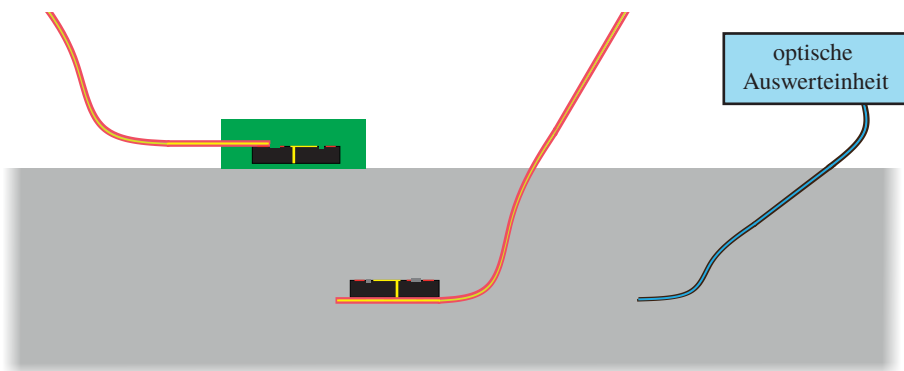


Abb. 1.1: Drei verschiedene Ansätze, zur Generierung von Messdaten aus einem Material. Links: Externer Sensor, Mitte: Interner Sensor, Rechts: Integrierte Glasfaser

Beton

Einer der ältesten Ansätze der Sensorintegration kommt aus dem Baubereich zur Überwachung von Beton. Qin et al. präsentieren in [18] einen Sensor, der die Abbindung des Betons überwacht. Während der Abbindung entsteht Druckstress im Stahlbeton, der ebenfalls mit materialintegrierten Piezokeramiken gemessen werden kann [19]. Ein anderer in Beton integrierter Sensor misst die Korrosion von Stahl im Stahlbeton [20]. Bei Sensoren in Beton ist der Effekt der Materialwunde in den meisten Fällen als gering zu betrachten, da die Sensoren zwar relativ groß sind, im Verhältnis zu Betonteilen aber klein und somit einen vernachlässigbaren Einfluss haben.

Faserverbundwerkstoff

Der wohl größte und von der Luftfahrt getriebene Bereich der materialintegrierten Sensorik ist die Überwachung von Faserverbundwerkstoffen. Ein großer Teil der Forschung in diesem Bereich beschäftigt sich mit Sensoren zur Strukturüberwachung. So werden verschiedene, siliziumbasierte Sensoren eingesetzt, um Dehnungen im Faserbund zu messen [21–23]. Ein anderer Ansatz sind materialintegrierte Piezokeramiken, die mithilfe von akustischen Wellen Defekte im Material detektieren können [24–28]. Die Wasseraufnahme von Faserverbundwerkstoffen ist ebenso bedeutend für die Strukturüberwachung, da dadurch der Werkstoff geschwächt wird. Daher wird von Sauer et al. in [29] ein in den Faserverbund eingebauter Sensor beschrieben, der die Wasseraufnahme im Laminat misst.

Neben SHM-Anwendungen ist die Überwachung der Aushärtung des Epoxidharzes, welches den Faserverbundwerkstoff zusammenhält, von großem wissenschaftlichem Interesse. Lee et al. präsentieren in [30] einen auf Silizium gefertigten und in Kohlefaserverbundwerkstoff integrierten Sensor mit einer Interdigitalstruktur. Diese misst Kapazitätsänderung und damit die Ionenleitung bei der Aushärtung. Solche Systeme mit relativ großen Abmessungen sind bereits kommerziell erhältlich [31]. Die meisten der Sensoren für Faserverbundwerkstoffe, die bisher in der Literatur vorgestellt wurden, stellen einen erheblichen Fremdkörpereffekt dar, da sie größere Mengen an verschiedenen Materialien verwenden [22, 24–27, 31]. Erste Ansätze zur Miniaturisierung und somit zur Reduzierung des Effekts der Materialwunde liefern Boll et al. [32]. Hier wurde ein dielektrischer Sensor in Form einer 5 μm dicken Folie hergestellt und in Kohlefaserverbundwerkstoff eingebracht, was in Abbildung 1.2 gezeigt wird.

Materialintegrierte Sensoren werden auch verwendet, um den Bearbeitungsprozess von Faserverbundwerkstoffen messtechnisch zu erfassen. Ein Beispiel sind handelsübliche Thermo-elemente, die in Kohlefaserverbundwerkstoff eingebracht sind, um Temperaturen während des Bohrprozesses zu messen [33, 34].

Der Fremdkörpereffekt in Faserverbundwerkstoffen wurde in zwei Arbeiten untersucht. KAHALI et al. vergleichen die Substrattypen Siliziumwafer (bis 525 μm Dicke) und Polyimidfolien (5 μm Dicke), die in den Faserverbundwerkstoff eingebracht sind und einer zerstörenden Biegeprüfung unterzogen werden. Gegenüber einem Faserverbund ohne Fremdkörper sinkt die Festigkeit mit Silizium um bis zu 30%, bei Polyimidfolien aber nur bis etwa 10%. Zu einem ähnlichen Ergebnis bei Polyimidfolie kommen auch KIM et al. [35]. Sie integrieren 65 μm dicke Polyimidfolien in einen Faserverbund, wodurch die Festigkeit gegenüber ohne Polyimidfolie kaum verändert wird. Gleiches haben KIM et al. für Thermo-elemente aus Eisen-Konstantan mit einem Durchmesser von 0,4 mm gemessen. Hier wurde die Festigkeit des Laminats eben-

falls kaum beeinflusst.

Metalle

Bei der Integration von Sensoren in Metalle finden sich ebenfalls einige Ansätze. So werden zum Beispiel in [36] Piezokeramiken präsentiert, die beim Tiefziehen von Aluminium integriert werden. Eine andere Technologie ist die direkte Integration von Piezokeramiken während des Aluminium-Druckgusses, was von verschiedenen Gruppen bereits umgesetzt wurde [37–43]. Ein Temperatursensor der in Aluminium eingeschweißt wird, ist in [44] zu finden. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass auf Basis von Silizium Thermogeneratoren [45] oder gedruckte Strukturen [46] während des Druckgusses von Aluminium integriert werden können. Die Ausfallraten der Sensoren beim Eingießen sind jedoch groß, da hoher thermischer Stress entsteht, der die Sensoren zerstört. Neben Aluminium findet man auch Sensoren, die in Stahl integriert sind. Dies sind beispielsweise Thermoelemente, die direkt mikrosystemtechnisch auf den Stahl aufgebracht sind [47–51] oder handelsübliche Thermoelemente, die in den Stahl eingeklebt werden [52]. Hauptanwendungsgebiet ist hier die Charakterisierung verschiedener Fertigungsverfahren, wie Schleifen oder Schweißen. Ein Dehnungsmessstreifen integriert in die Oberfläche eines Rings eines Wälzkörperlagers zur Herstellung sensitiver Wälzkörperlager ist in [53] beschrieben.

Kunststoffe

Die Integration von Sensoren in Kunststoffe stand bisher nur wenig im Fokus der Wissenschaft. Ein Ansatz, Dehnungsmessstreifen und Thermoelemente in verschiedene Kunststoffe während des Lasersinterns einzubringen, finden sich in [54]. Die Integration von Dehnungsmessstreifen in eine Elastomer-Dichtung für SHM-Anwendungen werden in [55] beschrieben.

Keramiken

Im Bereich der Keramiken fokussieren fast alle wissenschaftlichen Publikationen die Sensorintegration in Werkzeuge der Fertigungstechnik. Ein Beispiel sind thermische Sensoren, die in Saphir eingebaut sind [56] oder Thermopiles in einer kubischen Bornitridkeramik, zur Charakterisierung von Drehprozessen [57, 58]. Ein anderes Beispiel sind intelligente Schleifscheiben. So wurde beispielsweise ein drahtloser IR-Sensor in eine Schleifscheibe integriert, um Temperaturen im Schleifprozess zu messen [59] oder Piezokeramiken zur Messung von Kräften während des Schleifprozesses [60].

Insgesamt lässt sich festhalten, dass in den meisten Publikationen der Integrationsprozess sowie der Sensor selbst und die Messungen im Vordergrund stehen. Auf den Fremdkörpereffekt wird nur vereinzelt eingegangen und wenn nur nebensächlich behandelt. Konkrete Konzepte zur Reduzierung des Fremdkörpereffektes sind ebenfalls nur selten zu finden. Inwiefern ein materialintegrierter Sensor das Materialverhalten beeinflussen kann, ist Schwerpunkt der nächsten Kapitel.

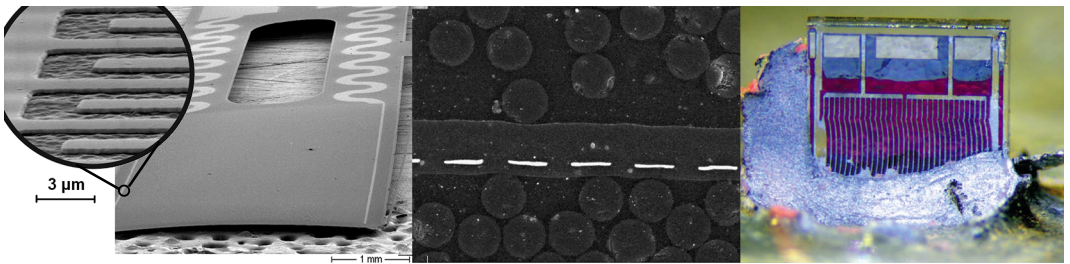


Abb. 1.2: Materialintegrierte Sensoren des IMSAS. Links: Interdigital-Struktur aus Gold auf einer 10 μm-dicken Folie zur Messung der Aushärtung von Faserverbundwerkstoffen [32]. Mitte: Schnitt durch einen Faserverbundwerkstoff mit dem links abgebildeten Foliensensor; deutlich zu erkennen ist, dass die Foliendicke im Bereich einer einzelnen Faser liegt. Rechts: Thermogenerator integriert in Aluminium [45].

2

Entwurfsgrundlagen für materialintegrierte Sensoren

Zwei Beispiele für materialintegrierte Sensoren, wie sie heutzutage mit Standardtechnologien aufgebaut werden könnten, sind in Abbildung 2.1 zu sehen. Beide Technologien können stellvertretend für viele Beispiele aus der Literatur stehen, wie in Kapitel 1.2 zu finden. In den nachfolgenden Betrachtungen wird der materialintegrierte Sensor als **Inlay** mit Index i bezeichnet, das Bauteil bzw. der Werkstoff in den das Inlay integriert wird **Matrix** mit Index m . Bei beiden Beispielen ist das Inlay ein Chip aus Silizium mit verschiedenen funktionellen Strukturen wie zum Beispiel einem Temperaturfühler. In Abbildung 2.1(a) hat der Chip ein Gehäuse und ist auf einer starren Leiterplatte montiert. Über ein Kabel wird der Chip mit Energie versorgt; die Daten werden ebenfalls via Kabel ausgelesen. In Abbildung 2.1(b) ist der Chip ein bare-die (Chip ohne Gehäuse) der direkt auf eine flexible Leiterplatte aufgebracht ist. Die flexible Leiterplatte ist gleichzeitig das Kabel für die Energiezufuhr und den Datenverkehr. Bei beiden Technologien werden viele verschiedene Materialien verwendet, die sehr unterschiedliche physikalische Eigenschaften aufweisen. Es kommt zur Degradation des makroskopischen Gesamtverhaltens. So wird beispielsweise durch das Inlay die Zugfestigkeit reduziert oder die thermische Leitfähigkeit so verändert, dass ein Hotspot entsteht und dieser zur Überhitzung führen kann. Dabei zeigt sich, dass ein Inlay immer Einfluss auf das makroskopische Gesamtverhalten hat.

Bisher gibt es in der Literatur keine grundlegende Beschreibung, wie materialintegrierte Sensoren das makroskopische Gesamtverhalten beeinflussen und wie der Sensor selbst die Messergebnisse gegenüber einem homogenen Material verändert. Darauf liegt der Fokus in diesem Kapitel. Es werden Modellierungen unter mechanischen, thermischen und thermo-

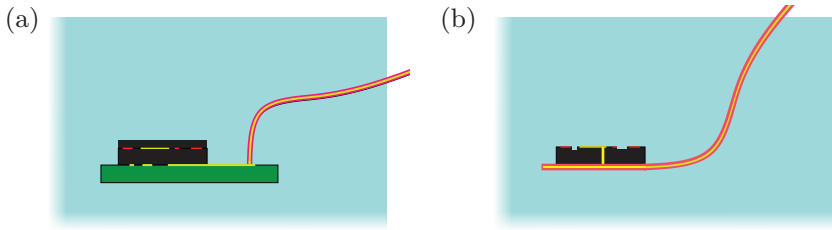


Abb. 2.1: Beispiel für zwei materialintegrierte Sensoren, wie sie heutzutage mit Standardtechnologien aufgebaut werden können.

mechanische Belastungen durchgeführt, analysiert und diskutiert. Dafür werden keine diskreten Materialien verwendet, sondern vielmehr fiktive Materialien, die sich in spezifischen physikalischen Eigenschaften unterscheiden.

2.1 Mechanisches Verhalten von Inlays

Einer der wichtigsten Teile beim Entwurf von materialintegrierten Sensoren ist die Betrachtung des mechanischen Verhaltens von Matrix und Inlay. An zwei analytischen Beispielen mit Zug- und Biegebelastung wird deutlich, wie der Einfluss des Inlays auf das makroskopische Gesamtverhalten ist:

Das Gesetz nach HOOKE beschreibt das Deformationsverhalten für linear elastische Werkstoffe.

$$\sigma = \varepsilon \cdot E \quad (2.1)$$

Die mechanische Spannung σ in einem Material entsteht durch eine lineare Dehnung ε in Abhängigkeit der materialabhängigen Elastizitätskonstanten E . Nimmt man an, dass die Dicke eines Inlays wesentlich kleiner ist als die Dicke der Matrix und die Inlaydicke einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Dehnung ε der Matrix hat, so muss das Inlay den gleichen Weg zurück legen, wie die Matrix durch Anlegen einer mechanischen Spannung:

$$\begin{aligned} \varepsilon_i &= \varepsilon_m \\ \frac{E_i}{\sigma_i} &= \frac{E_m}{\sigma_m} \\ \sigma_i &= \sigma_m \frac{E_i}{E_m}. \end{aligned} \quad (2.2)$$

Der Stress, der im Inlay generiert wird, ist damit nur abhängig von den Materialparametern E_i und E_m . Der Stress im Inlay ist größer als in der Matrix, wenn $E_i > E_m$ und kleiner wenn $E_i < E_m$. Stellt man sich beispielsweise ein Stück Silizium mit $E_{\text{Si}, <100>} = 130 \text{ GPa}$, integriert in Polycarbonat (PC) mit $E_{\text{PC}} = 3 \text{ GPa}$ vor, so ist die mechanische Spannung im Silizium nach Gleichung 2.2 43mal höher als im Polycarbonat.

Ein ähnlicher Ansatz kann für den Fall der Biegung gemacht werden. Wirkt auf einen Balken das Moment M , dann ergibt sich für den Biegeradius r bei kleinen Auslenkungen [61]

$$r = \frac{E \cdot I}{M} \quad (2.3)$$

mit dem Flächenträgheitsmoment I . Denkt man an einen kleinen Balken (Inlay), der zentriert in einen großen Balken (Matrix) integriert ist, so erfährt das Inlay den gleichen Biegeradius wie die Matrix:

$$r_i = r_m \quad (2.4)$$

$$\frac{E_i \cdot I_i}{M_i} = \frac{E_m \cdot I_m}{M_m} \quad (2.5)$$

Das Flächenträgheitsmoment eines Balkens mit der Kantenlänge a ist

$$I = \frac{a^3}{12}. \quad (2.6)$$

Geht man beim Inlay ebenfalls von einer quadratischen Querschnittfläche aus, das die Kantenlänge $0,1a$ hat, dann wird Gleichung 2.5 zu:

$$\frac{E_i \cdot 0,001a^3}{12M_i} = \frac{E_m \cdot a^3}{12M_m} \quad (2.7)$$

$$M_i = 0,001 \cdot M_m \frac{E_i}{E_m} \quad (2.8)$$

Auf das Inlay wirkt ein geringeres Moment als auf die Matrix. Selbst wenn das Elastizitätsmodul des Inlays wesentlich größer ist, wirkt sich dies kaum auf das Biegemoment M_i aus. Allerdings impliziert Gleichung 2.3, dass das Inlay in der neutralen Faser der Matrix platziert ist. Dies würde für einen Temperatursensor Sinn machen - ein Kraftsensor, der in der neutralen Faser platziert ist, wird aber nichts messen. Neben dem mechanischen Verhalten des Inlays und der Matrix ist also die Funktion und somit die Position des Inlays in der Matrix von großer Bedeutung.

2.1.1 Ebener Spannungszustand

Zur Veranschaulichung der Reaktionskräfte, die auf ein Inlay und eine Matrix wirken, wird eine FE-Simulation zur Hilfe genommen. In der realen Welt gibt es nur dreidimensionale Objekte; zum generellen Verständnis von physikalischen Vorgängen reicht aber oftmals eine zweidimensionale Betrachtung der Dinge aus.

Im nachfolgenden Abschnitt werden zwei verschiedene Lastfälle betrachtet: Zugbelastung und Biegebelastung. Die Geometrie und die darauf wirkenden Kräfte sind in Abbildung 2.2 gezeigt. In beiden Fällen ist ein kleiner Balken — Inlay — in einen großen Balken — Matrix — integriert. Die Geometrieparameter sind wie folgt:

- Zugbelastung: Inlay 0,5 mm x 8 mm, Matrix 4 mm x 20 mm
- Biegebelastung: Inlay 0,5 mm x 8 mm, Matrix 4 mm x 100 mm

Die Ergebnisse der Berechnungen sind alle normiert, dimensionslos und geometrieunabhängig. Bei Zugbelastung wird die Geometrie mit einer Flächenkraft σ_{zug} belastet, welche durch ein Loslager aufgenommen wird. Im Fall der Biegung wird nur die Hälfte der Geometrie aufgrund der Symmetrie zur y -Achse simuliert. Auf die Geometrie wirkt in der y -Achse eine Biegekraft, die von zwei Loslagern aufgenommen wird. Bei der Betrachtung der Biegung ist die neutrale Faser von großer Bedeutung. Aus diesem Grund wird das Inlay zuerst zentral, also in der neutralen Faser der Matrix positioniert und danach um die Exzentrizität $ec = 1 \text{ mm}$ aus der neutralen Faser in den Bereich der Zugkräfte verschoben. Bei der Biegung gibt es zwei Arten von Belastung, die durch die neutrale Faser getrennt werden. Entsprechend Abbildung 2.2 liegt „über“ der neutralen Faser Druckbelastung und „unterhalb“ Zugbelastung vor. Da Werkstoffe im Allgemeinen eine höhere Druckfestigkeit als Zugfestigkeit aushalten, wird das Inlay folglich in den mechanisch schwächeren Teil (Zugbeanspruchung) verschoben.

Die beiden einleitenden Beispiele in diesem Kapitel haben gezeigt, dass der wichtigste Parameter bei mechanischer Belastung das E-Modul ist. Aus diesem Grund wird in den folgenden Betrachtungen zunächst das E-Modul des Inlays variiert, alle anderen Materialkonstanten bleiben gleich. Weiterhin wird aber auch die Materialdicke und die Querkontraktionszahl des Inlays variiert, um deren Einfluss zu zeigen. Inlay und Matrix sind ohne äußere Kräfte stressfrei, sprich es entsteht während des Integrationsprozesses kein Stress. Das Verhältnis der beiden E-Module kann mit dem Faktor e beschrieben werden:

$$e = \frac{E_{\text{inlay}}}{E_{\text{matrix}}}. \quad (2.9)$$

Weiterhin werden die Funktionsschichten, die den eigentlichen Sensor ausmachen, vernachlässigt. Sensoren werden in der Regel auf Silizium gefertigt, das eine Dicke von etwa $d = 0,5 \text{ mm}$ hat (4-Zoll-Wafer, einseitig poliert). Schichtdicken in der Mikrosystemtechnik liegen häufig im Nanometerbereich; ein mehrschichtiger Aufbau ist in der Regel nur wenige Mikrometer dick und wird deshalb im Folgenden zunächst vernachlässigt. Um eine generelle Sicht auf den mechanischen Zustand zu haben, ist es hilfreich, eine Vergleichsspannung zu verwenden. Die Älteste und wohl am häufigsten Verwendete ist die Vergleichsspannung nach VON MISES. Für den ebenen Spannungszustand berechnet sich die VON MISES Vergleichsspannung nach [62] wie folgt:

$$\sigma_{\text{VON MISES}} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2}. \quad (2.10)$$

Mithilfe einer FE-Simulation werden die Reaktionskräfte im Komposit gezeigt. Die Modellierung wurde mit der Software *Comsol Multiphysics* unter der Verwendung des *Solid Mechanics Module* und einer stationären Studie durchgeführt.

Die mechanischen Spannungen, die im Inlay, in der Matrix und an den Grenzflächen wirken, werden mit dem dimensionslosen mechanischen Lastfaktor q beschrieben:

$$q = \frac{\sigma_{\text{VON MISES}}}{\sigma_{\text{ref}}}. \quad (2.11)$$

Für Zugbelastung ist $\sigma_{\text{ref}} = \sigma_{\text{Zug}}$, im Fall der Biegung ist $\sigma_{\text{ref}} = \sigma_{\text{Kante}}$, wobei σ_{Kante} die VON MISES Vergleichsspannung ist, die an der äußeren Kante an der Matrix ohne Inlay entsteht. Die Querkontraktionszahl wird auf $\nu = 0,25$ gesetzt.

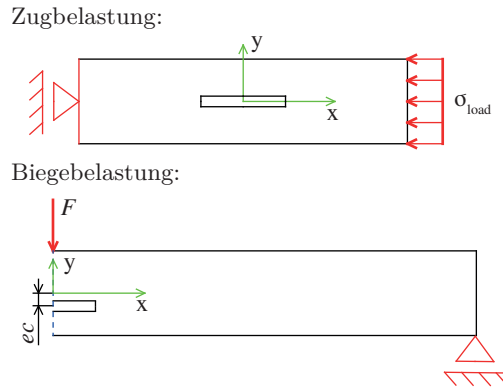


Abb. 2.2: Geometrie für die beiden mechanischen Lastfälle. Bei Zugbelastung ist die linke Seite des Zugstabs als Loslager ausgelegt. Auf die rechte Seite wird eine mechanische Spannung σ_{load} angelegt. Im Falle der Biegung wurde die rechte Seite des Biegestabs als Loslager ausgelegt und die Auslenkung erfolgte in der Mitte des Biegestabs mit einer Kraft F . Die blau gestrichelte Linie zeigt die Symmetrielinie. ec ist die Exzentrizität (Abstand Inlay zu neutraler Faser).

Mechanisches Verhalten bei Zugbelastung

Der Lastfaktor q an verschiedenen Punkten im Inlay und in der Matrix in Abhängigkeit von e (Verhältnisse der Elastizitätsmodule) ist in Abbildung 2.3 aufgezeichnet. In Abbildung 2.3(b) ist das Inlay weniger elastisch als die Matrix ($e = 10$). Wie im einleitenden Beispiel in Gleichung 2.2 muss das Inlay der Matrix folgen, wodurch eine erhöhte mechanische Spannung im Inlay entsteht. So ist mittig im Inlay am Punkt 1 die mechanische Last etwa 3,5 mal größer als die Flächenkraft σ_{zug} . Allerdings wird die Matrix auch entlastet, da das Inlay eine höhere Flächenlast trägt, was die mechanische Belastung an Punkt 4 zeigt. Wäre das Inlay ein Dehnungsmessstreifen, so würde dieser nicht die Dehnung messen, die im gleichen Bauteil ohne Inlay herrschen würde. Im Bereich von Position 1 wäre die Dehnung bei $e = 10$ 3,5mal höher gegenüber $e = 1$ und die Messung müsste um etwa den Faktor 3,5 korrigiert werden.

Betrachtet man die Kanten des Inlays (Position 2), so ist der Lastfaktor hier nochmal höher. In der Matrix an der Kante zum Inlay ergibt sich eine um Faktor 2,1 erhöhte Belastung. Beides birgt große Gefahren im Hinblick auf eine Delamination der Grenzfläche Matrix/Inlay. Zudem kann dieses der Ausgangspunkt von Rissen und Risswachstum sein, was zum Ausfall des Gesamtbauteils führen kann. Ein Beispiel für diesen Lastfall wäre eine Nadel, die in Gummi integriert ist. Zieht man das Gummi auseinander, so folgt die vergleichsweise wenig elastische Nadel der Auslenkung des Gummis nicht. Es kommt zu Delaminationen an den Grenzflächen. Ein anderes Beispiel ist ein Stück Keramik integriert in einen Kunststoff. Bei Zugbelastung werden die Kanten der Keramik in den Kunststoff gepresst. Die Keramik wirkt wie eine „eingebaute Säge“, die den Kunststoff von innen „aufschneidet“. Im Gegensatz dazu wirkt sich ein Inlay, das wesentlich elastischer ist als die Matrix ($e = 0,1$), positiv auf das mechanische Gesamtverhalten aus, was in Abbildung 2.3 zu sehen ist. So wird das Inlay im Vergleich zur Matrix nur gering mechanisch belastet, da es durch die höhere Elastizität der Matrix folgen kann. Allerdings ist das sehr elastische Inlay wie ein Loch in der Matrix,

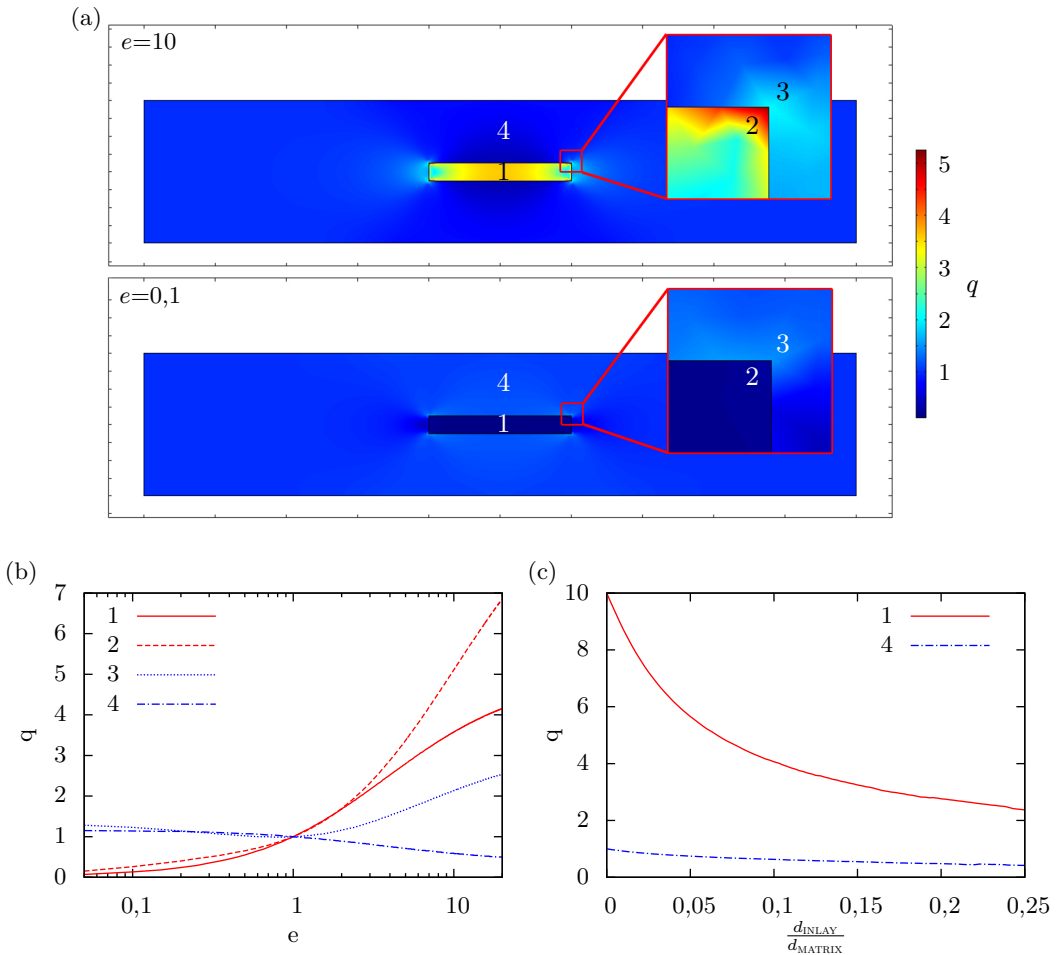


Abb. 2.3: Ergebnisse der Berechnungen für Zugbelastung. (a) Belastungen in der Matrix und dem Inlay für $e = 10$ und $e = 0,1$; (b) Lastfaktor q in Abhängigkeit von e an verschiedenen Positionen in Matrix und Inlay an den Position in (a); (c) Lastfaktor q in Abhängigkeit des Dickenverhältnis δ für Position 1 und 4 in (a)

das die Matrix schwächt. Folglich erhöht sich die Belastung in der Matrix an Position 3, da die Querschnittfläche sinkt und das weiche Inlay kaum Last trägt. Ein Inlay, welches ein Dehnungsmessstreifen wäre, würde hier nicht die Dehnung messen, die in einem Bauteil ohne Inlay wirkt. Es wäre ebenfalls eine Korrektur der Dehnung notwendig. Weiterhin kommt es an den rechteckigen Kanten durch den scharfen Übergang zu einer erhöhten mechanischen Belastung. Diese ist aber wesentlich geringer, im Vergleich zu einem deutlich unelastischeren Inlay. Hier besteht ebenfalls die Gefahr von Rissen und Risswachstum.

Um den Einfluss der Inlaydicke zu betrachten, wird nachfolgend die Dicke des Inlays d_i variiert. Dafür wird der Dickenparameter δ verwendet:

$$\delta = \frac{d_i}{d_m} \quad (2.12)$$

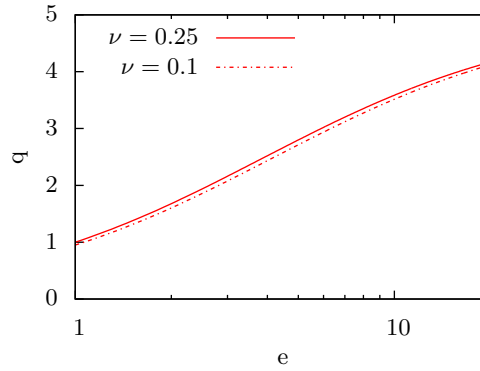


Abb. 2.4: Lastfaktor q des Inlays an Position 1 gemäß Abbildung 2.3(a) in Abhängigkeit von e für zwei verschiedene Querkontraktionszahlen: durchgängige Linie $\nu_i = \nu_m = 0.25$ entspricht der roten durchgängigen Linie in Abb. 2.3.

Abbildung 2.3d zeigt die Variation von δ zwischen 0 und 0,25 bei $e = 10$ in der Mitte des Inlays (gemäß Position 1, Abb. 2.3). Je dünner das Inlay ist, um so höher wird die mechanische Belastung. Für $d_i \rightarrow 0$ beträgt der Lastfaktor 10. Das stimmt mit dem einleitenden eindimensionalen Beispiel in Gleichung 2.2 überein. Ein sehr dünnes Inlay hat einen zu vernachlässigenden Einfluss auf das mechanische Gesamtverhalten, da es aufgrund des geringen Querschnitts kaum Last trägt. Auf der anderen Seite steigt die Belastung in der Matrix an Position 4, wenn das Inlay dünner wird, wobei der Grenzwert von 1 nicht überschritten werden kann. Bei einem weichen Inlay verhält es sich genau umgekehrt. Es wirkt wie ein Loch in der Matrix. Wird es größer (d_i steigt), so sinkt die Querschnittsfläche der Matrix bei gleichbleibender Zugbelastung. Das führt zu einer höheren mechanischen Spannung und die Belastung q steigt.

Bisher wurde die Querkontraktion bei Inlay und Matrix konstant gehalten. Um diesen Einfluss für verschiedene Werte von e zu untersuchen, wird die Grundgeometrie aus Abbildung 2.2 (Inlay 0,5 mm x 4 mm) verwendet und $\nu_i = 0,1$ und $\nu_m = 0,25$ gesetzt. Das Ergebnis ist in Abbildung 2.4 zu sehen. Die mechanische Belastung im Inlay nimmt mit geringerer Querkontraktionszahl leicht ab, da das Inlay steifer wird und somit nicht so stark quer kontrahiert. Der Einfluss ist jedoch gering. Die Querkontraktionszahl steht außerdem im direkten Zusammenhang mit dem E-Modul und somit mit dem Verhältnis e . Im Allgemeinen kann man sagen, dass mit steigendem E-Modul eines Werkstoffs ν sinkt (Gummi $\approx 0,45$, Kunststoffe $\approx 0,35$, Metalle $\approx 0,25$, Keramiken $\approx 0,15$). Bei einem wenig elastischen Inlay würde sich mit steigendem E-Modul die mechanische Belastung aufgrund der sinkenden Querkontraktionszahl geringfügig verbessern. Insgesamt überwiegt aber der Einfluss der stark unterschiedlichen E-Module.

Mechanisches Verhalten bei Biegebelastung

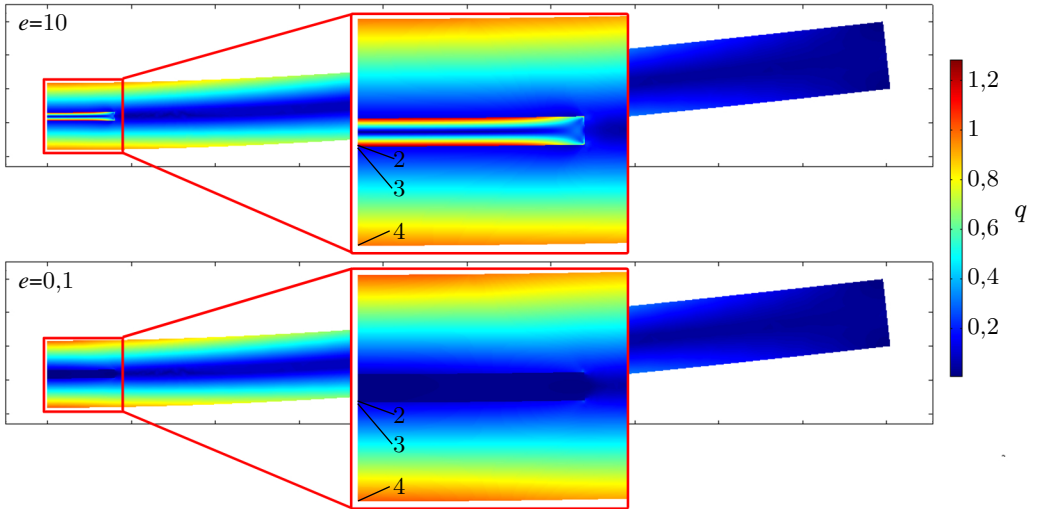
Die Ergebnisse der FE-Berechnungen für ein Inlay in der neutralen Faser sind in Abbildung 2.5a und 2.5c gezeigt. Position 1 ist nicht eingezeichnet, da es in der neutralen Faser keine mechanischen Spannungen gibt. Betrachtet man zunächst ein vergleichsweise wenig

elastisches Inlay, so ist der Lastfaktor im Inlay an der Kante zur Matrix (Pos. 2) bis $e = 8$ kleiner als an der Außenkante der Matrix (Pos. 4). Die Belastung in der Matrix am Inlay (Pos. 3) ist ebenfalls gering. Ein Inlay platziert in der neutralen Faser kann also um einen gewissen Faktor weniger elastisch sein als die Matrix, ohne dass das Gesamtbauteil geschwächt wird. Ist das Inlay sehr elastisch verglichen zur Matrix ($e = 0,1$), so hat dies nur wenig Einfluss. Zwar wirkt das Inlay wie ein Loch in der Matrix, da es aber in der neutralen Faser positioniert ist, wo kaum mechanische Belastungen entstehen, hat es so gut wie keine Auswirkungen auf das mechanische Gesamtverhalten.

Betrachtet man hingegen ein „weiches“ Inlay, das außerhalb der neutralen Faser sitzt, so wird der Einfluss größer, was sich in Abbildung 2.5b und 2.5d erkennen lässt. Durch das „Loch“ steigt die Belastung an der Außenkante bei einem zehnmal weicheren Inlay um 20% an ($q = 1,2$). Bei einem vergleichsweise weniger elastischen Inlay ist die Belastung im Inlay an der Grenzfläche zur Matrix wesentlich größer als an der Außenkante der Matrix (vgl. Pos. 2 und Pos. 4), da das Inlay viel steifer ist als die Matrix. Je steifer das Inlay, um so größer die mechanische Belastung. Auf der anderen Seite sinkt aber die mechanische Belastung in der Matrix, da das Inlay mit steigendem E-Modul eine höhere Last trägt. Das heißt: das Inlay steht gegenüber der Matrix unter einer höheren mechanischen Belastung. Kommt es zu einem Bruch im Inlay, so wird sich dieser auch durch die Matrix fortsetzen und zum Versagen des Bauteils führen. Ein Beispiel hierfür ist wieder die Nadel, integriert in Silikon. Biegt man das Silikon, so wird die Nadel aufgrund der viel steiferen Eigenschaften dem Silikon nicht folgen. Im Gegenteil: Die Nadel sticht durch das Silikon durch. Ähnliches würde wohl bei einer brüchigen Keramik, die in Kunststoff integriert ist, passieren. Da der Kunststoff viel biegsamer als die Keramik ist, wird die Keramik schnell brechen. Ein Resultat, das sich für beide Betrachtungen ergibt, ist die Belastung des Inlays an den Kanten. Scharfe Kanten an der Grenzfläche Inlay/Matrix sollten in jedem Fall vermieden werden, da sie immer ein Ausgangspunkt für Risswachstum sein können. Diesbezügliche Kompensationsstrukturen werden im nächsten Kapitel 2.1.2 betrachtet.

Um den Einfluss der Inlaydicke bei der Biegung zu betrachten, wird wieder der Dickenparameter δ verwendet (Verhältnis Inlaydicke zu Matrixdicke, s.a. Gleichung 2.12). Die Variation der Inlaydicke in der neutralen Faser wird nicht betrachtet. Da die neutrale Faser frei von mechanischen Spannungen ist und sich bei sehr dünnen Inlays das Inlay sich sehr nah an der neutralen Faser befindet, ist die mechanische Belastung durch Biegung zu vernachlässigen. Bei Inlays außerhalb der neutralen Faser ist dies nicht der Fall. Abbildung 2.6a zeigt die Variation von δ zwischen 0 und 0,25 bei $e = 10$. Betrachtet man zunächst die mechanische Belastung im Inlay an der Grenzfläche zur Matrix (gemäß Position 2 in Abb. 2.5), so steigt die mechanische Spannung im Inlay mit abnehmender Inlaydicke. Da die Inlaydicke abnimmt, trägt das Inlay eine geringere Last. Somit steigt auch die mechanische Belastung in der Matrix. Der Wert $q = 1$ wird dabei nicht überschritten, da für $\delta \rightarrow 0$ die Inlaydicke zu null wird und somit kein Inlay in der Matrix vorhanden ist. In Abbildung 2.6b ist die Variation von δ für ein weiches Inlay ($e = 0,1$) außen an der Matrix aufgezeichnet (gemäß Position 2 in Abb. 2.5b). Hier wird erneut deutlich, dass das Inlay wie eine Art „Loch“ wirkt. Mit zunehmender Inlaydicke (δ steigt) steigt auch die mechanische Belastung an der Außenkante der Matrix, da das „Loch“ größer wird und das Widerstandsmoment sinkt (konstante Belastung!).

(a) Inlay in neutraler Faser:



(b) Inlay außerhalb der neutralen Faser:

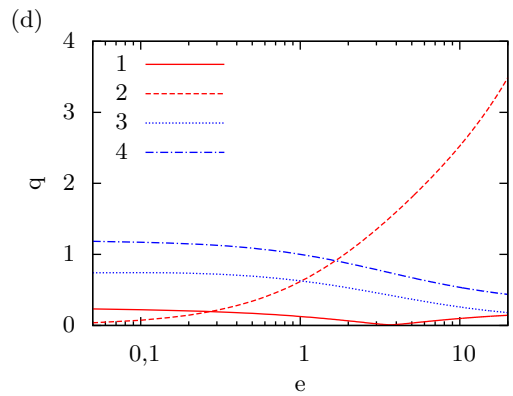
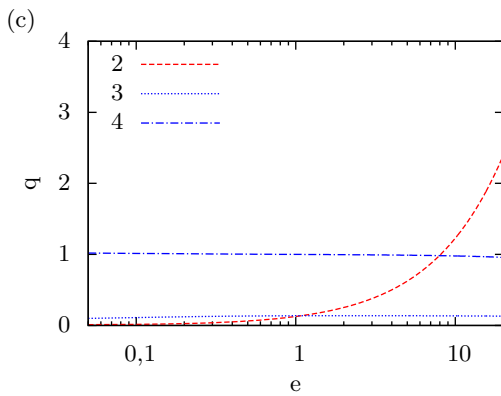
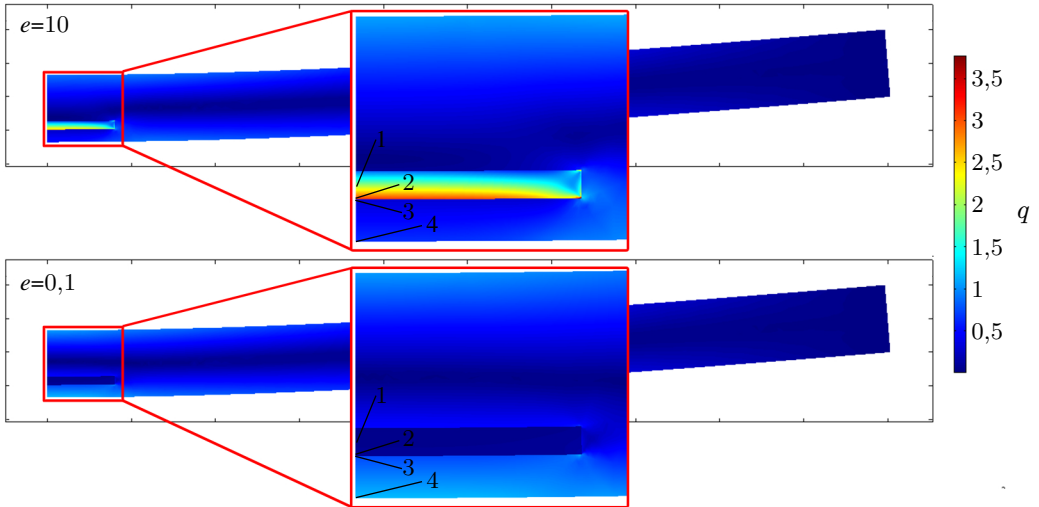


Abb. 2.5: Ergebnis der FE-Berechnungen für den Fall der Biegung. (a) und (b) Lastfaktor q im Inlay und in der Matrix

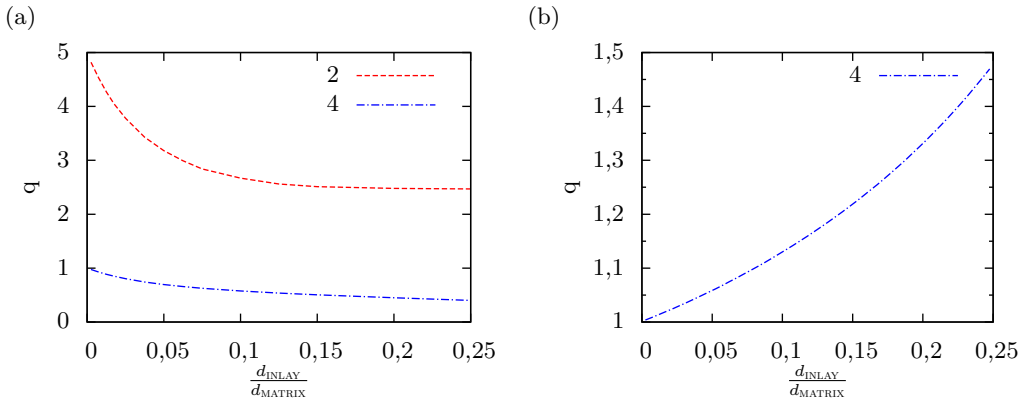


Abb. 2.6: Einfluss der Inlaydicke für ein Inlay das außerhalb der neutralen Faser positioniert ist. (a) Lastfaktor q für ein hartes Inlay ($e = 10$) an Position 2 (Grenzfläche Inlay/Matrix) und 4 (äußere Kante der Matrix) in Abbildung 2.5; (b) weiches Inlay ($e = 0,1$) an der Position 4 (äußere Kante der Matrix) in Abbildung 2.5

2.1.2 Kompensationsstrukturen zur Verringerung von mechanischen Spannungen

In der praktischen Anwendung kann es dazu kommen, dass man ein gegenüber der Matrix weniger elastisches Inlay verwenden muss ($E_i > E_m$). Ursachen könnten Prozessrestriktionen wie Chemikalienbeständigkeit oder Temperaturbudget beim Prozessieren und Integrieren sein, aber auch eine notwendige höhere Festigkeit des Inlays bei der Integration. Die Belastung von Inlay und Matrix bei Zugbelastung hat vor allem im Bereich der Ecken und Kanten erhebliche mechanische Spannungen erzeugt (siehe Abschnitt 2.1.1). Durch Abrunden oder Phasen der Kanten und Ecken können mechanische Spannungen abgebaut werden, was Abbildung 2.7 zeigt. Hier wurde die Geometrie aus Kapitel 2.1.1 verwendet. Mit einer 45° Kante oder einer Abrundung verringert sich die Belastung auf $q < 3,5$ (Vergleich: 90° Kante $q = 5$). Die Berechnungen in Abschnitt 2.1.1 haben gezeigt, dass die Belastung mittig im Inlay $q = 3,5$ beträgt. Durch Phasen oder Abrunden verschieben sich die größten mechanischen Spannungen von der Kante des Inlays mittig ins Inlay. Die Herstellung solcher Kompensationsstrukturen ist ebenfalls durch Anätzen oder mechanischen Abtrag (Fräsen) relativ einfach umsetzbar.

Eine andere Möglichkeit besteht darin, das Inlay an Ecken und Kanten mit sehr elastischem Material zu versehen. Man baut eine Art Stoßfänger um das Inlay. Silizium könnte man an den Kanten mit Gummi versehen und dann in Epoxidharz integrieren. Nachteilig ist jedoch, dass man ein zusätzliches Fremdmaterial einbringt und das vergleichsweise sehr elastische Material für Kraftübertragungen bei Verformungsmessungen eher ungeeignet ist. Auch in der Literatur findet man Kompensationsstrukturen. In [63] und weiterführend in [64] werden beispielsweise Leiterbahnen mäandrierend auf einem Silikonsubstrat ausgelegt, sodass bei den sehr großen Dehnungen des Silikons die Leiterbahnen nicht zerstört werden. Ziel dabei ist es, hochelastische Leiterplatten aufzubauen. Diese Technologie wird als SCB (Stretchable Circuit Board) bezeichnet [65, 66]. Eine andere Möglichkeit der Stresskompensation findet

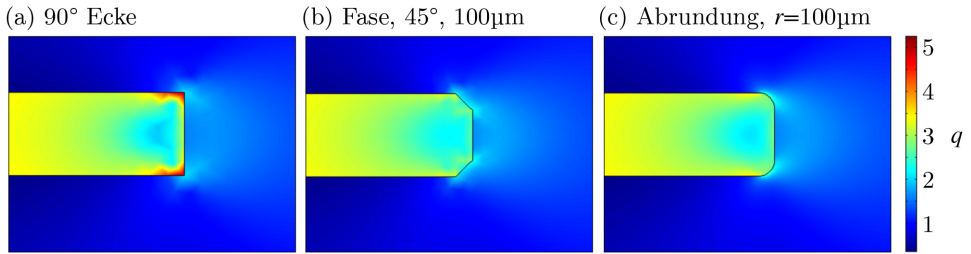


Abb. 2.7: Mechanische Belastung für drei verschiedene Geometrien an den Ecken des Inlays. Durch abrunden oder phasen entstehen deutlich weniger mechanische Spannungen an den Ecken.

man auch bei Membranen, die ein definiertes Profil haben (corrugated membranes) [67, 68]. So kann man bei Membranen, die aus einem vergleichsweise wenig elastischen Material wie Nitrid sind, sehr große Auslenkungen erreichen. Es gibt folglich verschiedene Ansätze, um mechanische Belastungen bei der Verbindung von hochelastischen und weniger elastischen Werkstoffen zu reduzieren. Diese unterscheiden sich aber je nach Werkstoff und Anwendung und müssen für jedes System einzeln betrachtet werden.

2.2 Thermisch-induzierter Stress beim Integrationsprozess

Betrachtet man den Integrationsprozess des Sensors, so kommt es in vielen Fällen zu thermischer Belastung der Matrix und somit auch des Inlays. Die thermische Ausdehnung ε_{th} eines Körpers setzt sich aus dem Produkt aus dem Temperaturhub ΔT und dem linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α , der materialabhängig ist, zusammen:

$$\varepsilon_{\text{th}} = \alpha \Delta T. \quad (2.13)$$

Daraus kann bei nicht freier Bewegung eine mechanische Spannung σ_{th} entstehen. Setzt man das HOOKEsche Gesetz in Gleichung 2.13 ein, so erhält man:

$$\sigma_{\text{th}} = E \cdot \alpha \Delta T. \quad (2.14)$$

Haben Inlay und Matrix unterschiedliche lineare thermische Ausdehnungskoeffizienten, so kommt es beim Erwärmen oder Abkühlen zu mechanischen Spannungen. Die Matrix kann sich dabei frei bewegen, das Inlay jedoch nicht, da es vollständig vom Matrixmaterial eingeschlossen ist. Geht man wieder davon aus, dass das Inlay dünn im Vergleich zur Matrix ist und somit einen vernachlässigbaren mechanischen Einfluss auf das Gesamtverhalten hat, so unterliegt das Inlay beim Abkühlen (oder Erwärmen) der gleichen Auslenkung wie die Matrix: $\varepsilon_{\text{th,i}} = \varepsilon_{\text{th,m}}$. Gibt es einen Unterschied zwischen thermischen Ausdehnungskoeffizienten, so ist aufgrund des linearen Verhaltens $\alpha = \alpha_i - \alpha_m$. Damit wird Gleichung 2.14 zu

$$\sigma_{\text{th}} = E_i(\alpha_i - \alpha_m)\Delta T. \quad (2.15)$$

Die mechanische Spannung, die bei der Integration auf ein Inlay wirken kann, ist demnach sowohl abhängig von den thermischen Ausdehnungskoeffizienten, als auch vom E-Modul

des Inlays. Denkt man beispielsweise an Silizium, das in Aluminium integriert werden soll, so würde man zunächst davon ausgehen, dass die Kombination der beiden Werkstoffe aus Sicht der E-Module eine noch akzeptable Materialwunde hervorruft (vgl.: $E_{\text{Si}} = 130 \text{ GPa}$, $E_{\text{Al}} = 70 \text{ GPa}$). Betrachtet man jedoch die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der beiden Materialien, so unterscheiden sich diese etwa um den Faktor acht. Durch die Integration entstehen demnach große mechanische Spannungen im Silizium, was sich im späteren Kapitel 4.1 bestätigt.

Bei thermisch induziertem mechanischen Stress muss zwischen Druck- und Zugstress unterschieden werden, was sich in Abbildung 2.8 zeigt. Man stelle sich vor Matrix und Inlay haben das gleiche E-Modul und das Inlay wird bei einer bestimmten Temperatur T_{int} in eine Matrix integriert und auf Raumtemperatur abgekühlt. Die Matrix kann sich frei bewegen und zieht sich beim Abkühlen um $\varepsilon = -0,01$ zusammen (schwarze Gerade entlang der x-Achse in Abbildung 2.8(a)). Das Inlay muss diesen Weg mitgehen, da es in die Matrix integriert ist. Hat das Inlay jetzt einen von der Matrix unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten, so kommt es zu Zugstress, wenn $\alpha_i > \alpha_m$ oder zu Druckstress, wenn $\alpha_i < \alpha_m$. Am Beispiel von Abbildung 2.8a hat das Inlay bei Raumtemperatur Zugstress von $\sigma = 200 \text{ MPa}$ oder Druckstress $\sigma = -200 \text{ MPa}$. Setzt man die Matrix jetzt einer Zugspannung aus, so wird sie um den Faktor ε_m gedehnt und es entsteht eine mechanische Spannung σ . Inlay und Matrix haben das gleiche E-Modul und die gleiche Zugfestigkeit von $\sigma_{\text{max}} = 600 \text{ MPa}$. Das Inlay mit dem höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten fällt bei einer geringeren Dehnung früher als die Matrix aus, da bereits bei $\varepsilon \approx 0,0013$ die Zugfestigkeitsgrenze des Inlays überschritten wird. An dieser Stelle erreicht die Matrix aber erst eine mechanische Spannung von $\sigma_m = 400 \text{ MPa}$ und ist somit noch nicht an der Zugfestigkeitsgrenze. Anders verhält es sich für ein Inlay, das einen geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten besitzt: Da es unter Druckstress steht, muss bei einer Zugbelastung zunächst die Druckspannung abgebaut werden, bevor das Inlay auf Zug belastet wird. Wenn die Matrix bereits an der Zugfestigkeitsgrenze angekommen ist, so liegt die mechanische Spannung im Inlay erst bei $\sigma_i = 400 \text{ MPa}$.

An einem Beispiel lässt sich dies nochmals verdeutlichen. Man stelle sich vor, dass ein Dehnungsmessstreifen in Aluminium eingegossen werden soll. Der Dehnungsmessstreifen wird auf einem Aluminiumsubstrat gefertigt. Als Isolationsschicht wird der keramische Werkstoff Zirkonoxid¹ ($E_{\text{ZrO}_2} = 205 \text{ GPa}$) verwendet. Als metallische Funktionsschicht könnte Aluminium zum Einsatz kommen, in der keine mechanischen Spannungen zu erwarten sind. Mechanischen Spannungen entstehen aber im ZrO_2 beim Abkühlen der Schmelze von 600° auf Raumtemperatur, da der Ausdehnungskoeffizient von Zirkonoxid $\alpha_{\text{ZrO}_2} = 11 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ [69] nur halb so groß ist, wie der von Aluminium (Aluminiumgießlegierung AlSi9Cu3 : $\alpha_{\text{AlSi9Cu3}} = 22 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ [70]). Das Aluminium zieht sich beim Abkühlen um 1,27% zusammen (s. Gl. 2.13. Unter der Voraussetzung, dass die ZrO_2 -Schicht sehr dünn ist und einen zu vernachlässigenden Einfluss auf das mechanische Gesamtverhalten hat, entsteht beim Abkühlen nach Gleichung 2.15 die mechanische Spannung $\sigma_{\text{ZrO}_2} = -2603 \text{ MPa}$ (Druckstress) im Zirkonoxid.

Nach der Integration des Sensors (der Zirkonoxidschicht) wird das Aluminium einer Zugbelastung ausgesetzt. Bei einer Dehnung von 0,2% erreicht das Aluminium die Zugfestigkeitsgrenze

¹ Eigentlich Zirkoniumdioxid, wird aber sehr häufig mit Zirkonoxid abgekürzt

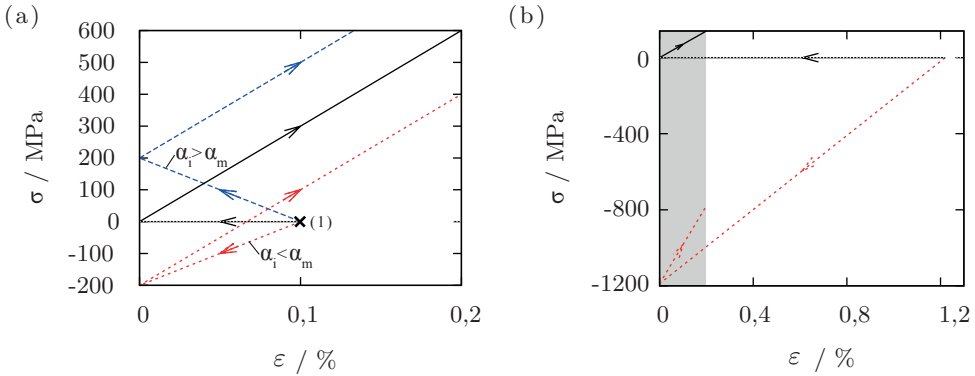


Abb. 2.8: a) Mechanisches Verhalten von Inlay und Matrix während des Abkühlens und anschließender mechanischer Belastung; schwarze Linie: Matrix, blau gestrichelte Linie: $\alpha_i > \alpha_m$, rote gepunktete Linie $\alpha_i < \alpha_m$; b) Mechanisches Verhalten von Zirkonoxid in Aluminium während der Abkühlphase und danach unter Zugbelastung, schwarze Linie: Aluminium, rote gestrichelte Linie: ZrO₂, im ZrO₂ entsteht Druckstress da $\alpha_{\text{ZrO}_2} < \alpha_{\text{Al}}$, der graue Bereich kennzeichnet den Festigkeitsbereich bis $\varepsilon = 0,2\%$

von $\sigma_{\text{max}} = 140$ MPa. Die Zirkonoxidschicht bleibt dabei aber im Bereich des Druckstress und fällt somit nicht aus. Es stellt also nach der Integration kein mechanisches Risiko in Form einer mechanischen Materialwunde dar. Es bleibt aber offen, ob es dem Druckstress von $\sigma_{\text{ZrO}_2} = -1189$ MPa standhält und keinen Spannungsrisser erfährt.

2.3 Thermisches Verhalten von Inlays

Ein Inlay kann neben dem mechanischen Fremdkörperverhalten auch thermisches Fremdkörperverhalten zeigen. Dies tritt dann auf, wenn die Wärmeleitfähigkeit von Inlay und Matrix verschieden sind. In Abbildung 2.9a ist eine Sandwichstruktur aus Matrix und Inlay mit den Dicken d_m und d_i gezeigt. Die eine Seite weist eine um ΔT erhöhte Temperatur auf. Dadurch kommt es zu einem Wärmestrom \dot{Q} , der sich aus Wärmewiderstand R_{th} und Temperatur-Differenz ΔT berechnet:

$$\dot{Q} = \frac{\Delta T}{R_{\text{th}}}. \quad (2.16)$$

Da die Fläche von Matrix und Inlay gleich sind, reduziert sich die Betrachtung auf ein eindimensionales Problem und kann in das in Abbildung 2.9b gezeigte thermische Ersatzschaltbild überführt werden. Der Wärmewiderstand R_{th} eines Körpers ist die Dicke d dividiert durch das Produkt aus Querschnittfläche A und materialabhängigen Wärmeleitfähigkeit λ

$$R_{\text{th}} = \frac{d}{\lambda \cdot A}. \quad (2.17)$$

Mit einem Inlay berechnet sich dann der Wärmewiderstand wie folgt:

$$R_{\text{th,ges}} = \frac{d_m - d_i}{2 \cdot \lambda_m \cdot A} + \frac{d_i}{\lambda_i \cdot A} + \frac{d_m - d_i}{2 \cdot \lambda_m \cdot A}$$

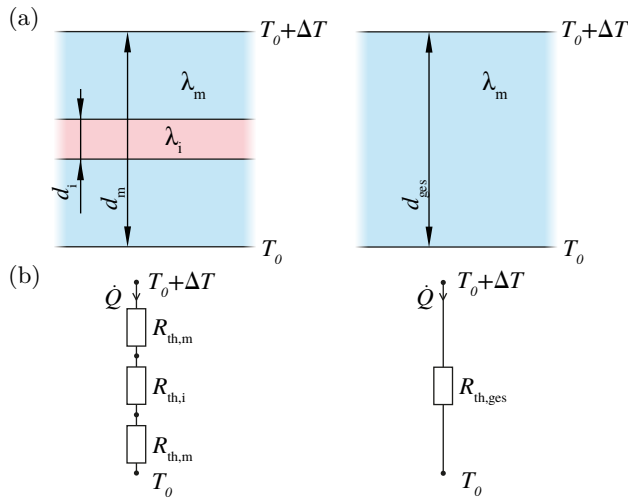


Abb. 2.9: Thermischer Fremdkörpereffekt an einem eindimensionalen Beispiel: a) Sandwichstruktur aus Inlay (rot) und Matrix (blau) b) Ersatzschaltbild zur Berechnung des thermischen Fremdkörpereffekts.

$$R_{\text{th,ges}} = \frac{d_m - d_i}{\lambda_m \cdot A} + \frac{d_i}{\lambda_i \cdot A}. \quad (2.18)$$

Die Flächen von Inlay und Matrix sind gleich; deshalb kann der Flächenwärmewiderstand $R_{\text{th}}^{\square} = R_{\text{th}} \cdot A$ betrachtet werden und Gleichung 2.18 wird zu:

$$R_{\text{th}}^{\square} = \frac{d_m - d_i}{\lambda_m} + \frac{d_i}{\lambda_i}. \quad (2.19)$$

Ist die $d_i = 0,1d_m$ und $\lambda_i = 0,1\lambda_m$, so verdoppelt sich ungefähr der Flächenwärmewiderstand nach Gleichung 2.18 (exakt: Faktor 1,9). Ein Inlay kann demnach den Wärmewiderstand eines Bauteils stark verändern. Die Folge kann beispielsweise ein Wärmestau sein, der zur Überhitzung von Bauteilen oder dem Inlay selbst führen kann.

Das eindimensionale Modell kann einen ersten Eindruck für den thermischen Fremdkörpereffekt vermitteln. Um dies noch einmal in einem zweidimensionalen Beispiel zu vertiefen, wurde die Grundgeometrie aus den Berechnungen zur Zugbelastung zugrunde gelegt (Inlay 0,5 mm x 8 mm, Matrix 4 mm x 20 mm). An der unteren Kante der Matrix beträgt die Temperatur T_0 , während an der oberen Kante die Temperatur $T_0 + \Delta T$ herrscht. Die Berechnungen wurden mit *Comsol Multiphysics* unter der Verwendung des Moduls *Heat Transfer in Solids* und einer stationären Studie durchgeführt. Zur besseren Veranschaulichung wird der dimensionslose Temperaturfaktor μ mit der lokalen Temperatur T eingeführt:

$$\mu = \frac{T - T_0}{\Delta T}. \quad (2.20)$$

Abbildung 2.10a zeigt das Resultat für eine zehnmal geringere thermische Leitfähigkeit des Inlays ($\lambda_i = 0,1\lambda_m$). Der Verlauf des Temperaturfaktors μ entlang der x-Achse über dem Inlay ist in Abbildung 2.10c zu sehen. Das Inlay verursacht eine deutliche Veränderung des Temperaturfeldes. Durch die geringere thermische Leitfähigkeit entsteht ein Hotspot über dem

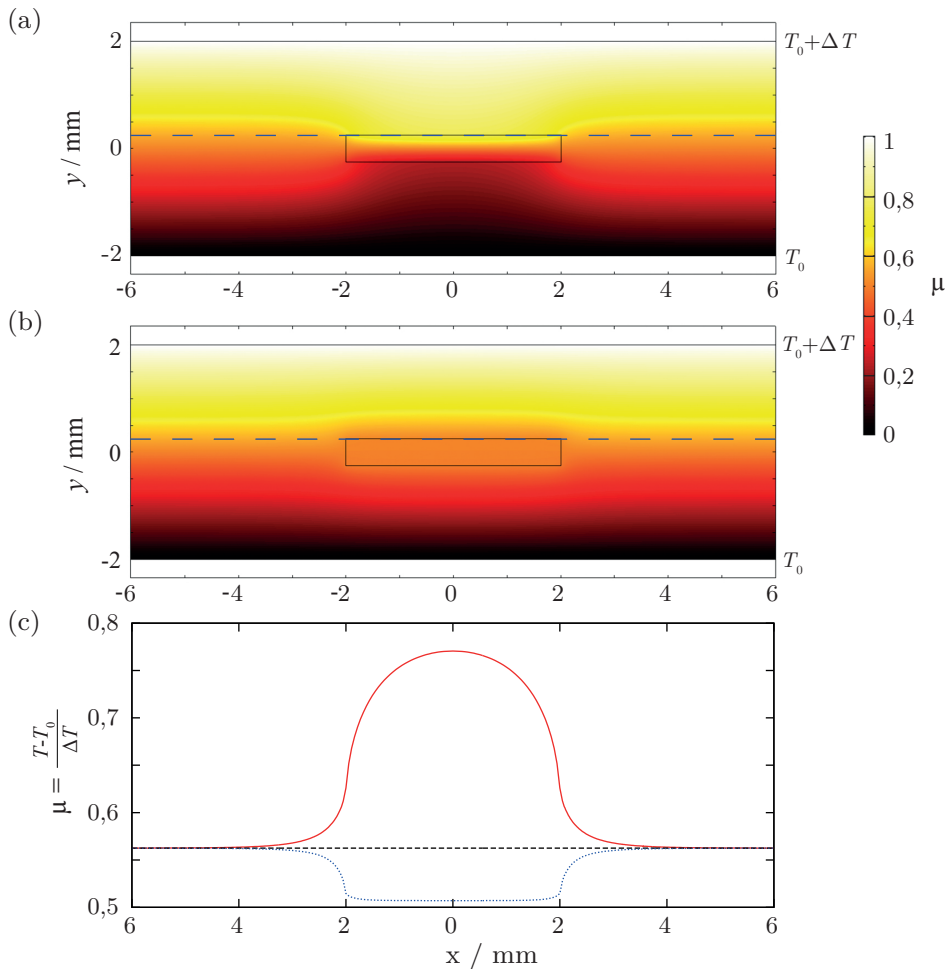


Abb. 2.10: FE-Berechnungen, um die Auswirkungen eines Inlays mit einer von der Matrix verschiedenen thermischen Leitfähigkeit zu zeigen. a) $\lambda_i = 0,1\lambda_m \rightarrow$ Hotspot, b) $\lambda_i = 10\lambda_m \rightarrow$ Wärmebrücke, c) Temperaturfaktor μ entlang der blau gestrichelten Linie in a) und b); durchgezogene rote Linie $\lambda_i = 0,1\lambda_m$, blau gepunktete Linie $\lambda_i = 10\lambda_m$ und schwarze gestrichelte Linie ohne Inlay

Inlay erzeugt. Ohne Inlay ist der Temperaturfaktor über dem Inlay $\mu = 0,56$, mit Inlay steigt er um etwa 37% auf $\mu = 0,77$. Das hat drei Konsequenzen: Erstens kann eine Überhitzung zum Ausfall der Matrix oder des Inlays führen, weil die maximal zulässige Arbeitstemperatur überschritten wird. Zweitens misst ein Inlay mit einem Temperatursensor jetzt nicht mehr die eigentliche Temperatur in der Matrix, sondern die Temperatur des Hotspots. Und drittens kann dies zu thermisch induzierten mechanischen Spannungen führen, wenn Inlay und Matrix einen unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten haben. Dies kann wiederum zum mechanischen Ausfall führen (siehe auch Kapitel 2.2). Die Ergebnisse der Berechnungen für eine zehnfach höhere Leitfähigkeit des Inlays gegenüber der Matrix ($\lambda_i = 10\lambda_m$) sind in Abbildung 2.10 zu sehen. In diesem Fall entsteht kein Hotspot sondern eine Wärmebrücke.

Überhitzung kann nicht auftreten, aber ein Temperatursensor misst ebenfalls nicht die richtige Temperatur. Es kann bei einem Unterschied der thermischen Ausdehnungskoeffizienten ebenfalls zu thermisch induzierten mechanischen Spannungen kommen, die dann zum mechanischen Ausfall führen.

Um den thermischen Fremdkörperereffekt möglichst gering zu halten können zwei Dinge angestrebt werden: Einerseits hilft es, das Inlay möglichst dünn zu gestalten. Andererseits ist es erstrebenswert, die Wärmeleitfähigkeit des Inlays an die der Matrix anzupassen. Bei letzterem sollte dann der thermische Ausdehnungskoeffizient angepasst sein, um thermisch induzierte mechanische Spannungen so klein wie möglich zu halten.

2.4 Andere Fremdkörperereffekte

Neben dem mechanischen, thermischen und thermomechanischen Fremdkörperereffekt gibt es noch weitere Fremdkörperereffekte. So kann ein Inlay das Verhalten von Feuchtigkeitsaufnahme verändern und als „Dampfsperre“ wirken. Auch ein verändertes Verhalten bei Strahlungseinwirkung auf Matrix und Inlay kann eintreten. Altert ein Inlay bei UV-Strahlung schneller als die Matrix, so kann es zu Versprödung kommen. Die Folge sind Risse im Inlay, die sich und mechanischer Belastung dann wiederum durch die Matrix ziehen und zum Ausfall des gesamten Systems führen können. Alle genannten Punkte hätten wieder zur Folge, dass eine Korrektur der Messergebnisse erfolgen müsste, um Messwerte zum realen Bauteil ohne Inlay zu erhalten.

Das Inlay zeigt möglicherweise ein anderes Alterungsverhalten, was insbesondere bei mechanischer Beanspruchung mit in Betracht gezogen werden muss. Dadurch kann die Langzeitfestigkeit herabgesetzt werden. Weiterhin können Inlay und Matrix beim Dauereinsatz ineinander diffundieren. Das kann einen positiven Effekt haben, weil sich die Haftung an den Grenzflächen verbessert. Es kann sich aber auch negativ auswirken, wenn dadurch die Funktionalität zerstört wird oder die Haftung abnimmt und das Inlay sich von der Matrix löst und „lose“ in der Matrix ist. Dies kann ebenfalls passieren, wenn die Haftung an der Grenzfläche Inlay/Matrix sehr gering ist. Um die Haftung zu verbessern, können einerseits Haftvermittler verwendet werden, andererseits kann die Oberfläche durch Aufrauen vergrößert werden. Eine andere Möglichkeit ist die gezielte Strukturierung der Inlay Oberfläche mit einem wellen- oder rechteckförmigen Profil. Alternativ kann das Inlay mit Löchern versehen werden. Anschließend kann im Integrationsprozess von zum Beispiel flüssigem Aluminium oder Epoxidharz die Matrix in die Löcher fließen und sich so im Inlay „verankern“.

Inlays (Sensoren) müssen mit ihrer Umwelt kommunizieren und folglich mit Energie versorgt werden; die Sensordaten müssen nach außen gelangen. Eine drahtlose Lösung ist nicht immer möglich, da die Signale nicht durch Metalle dringen oder bauliche Gründe dagegen sprechen. Die Zuleitung unterliegen zum größten Teil den Anforderungen, die an das Inlay gestellt sind. Denkt man an die Sensorintegration in Elastomere, so müssen die Zuleitungen sehr flexibel sein. Ansonsten könnten die Zuleitungen brechen, vom Sensor abreißen oder die Matrix sogar mechanisch zerstören, wenn die Zuleitungen sich durch das Material schneiden. Bei Aluminium beispielsweise müssen die Zuleitungen den Temperaturen standhalten.

Die Materialfestigkeiten müssen ebenfalls berücksichtigt werden. Die mechanische Festigkeit

des Inlays darf nicht vor der Festigkeitsgrenze der Matrix überschritten werden. Das gleiche gilt für Temperaturbelastungen. Das Inlay muss eine höhere Temperaturfestigkeit aufweisen als die Matrix. Wenn das nicht beachtet wird, reduziert sich die Belastbarkeit des Komposits aus Matrix und Inlay. Andererseits kann ein Inlay auch an einer Stelle platziert werden, an der es weniger Belastungen ausgesetzt ist, an der aber gleichzeitig noch genügend Sensitivität gegeben ist, um die benötigten Daten aus dem Material bereit stellen zu können.

Weiterhin wurden die Funktionsschichten des Sensors bisher nicht betrachtet. Funktionsschichten sind meistens sehr dünn bzw. können mit den Technologiemöglichkeiten der Mikrosystemtechnik sehr dünn ausgelegt werden. Eine einzelne Schicht ist meistens kleiner 1 μm . Damit weisen sie einen nahezu vernachlässigbaren thermischen Fremdkörpereffekt auf. Bei mechanischer Beanspruchung muss man nach der Belastungsart differenzieren. Im Falle der Biegung treten in der Regel keine Schwierigkeiten auf, da Schichtaufbauten im einstelligen Mikrometerbereich sehr flexibel sind (z.B. flexibler Strömungssensor [71]). Werden die Funktionsschichten auf Zug belastet, so müssen sie ähnlich dehnbar sein wie die Matrix und dürfen mechanisch nicht früher als die Matrix ausfallen. Ähnlich verhält es sich bei Stress, der während des Integrationsprozesses entstehen kann. Druckstress ist weniger ein Problem, wenn er nicht zu groß wird. Bei Zugstress darf die Funktionsschicht aber ebenfalls nicht ausfallen.

2.5 Herstellung materialintegrierter Sensoren

Eingangs wurde anhand der Abbildung 2.1 gezeigt, wie sich Sensoren für die Materialintegration mit Standardtechnologien herstellen lassen. Wie die Resultate aus den vorherigen Berechnungen zeigen, entsteht durch Verwendung dieser Technologien eine große Materialwunde. Mit den Erkenntnissen aus den vorherigen Abschnitten lassen sich jetzt Ansätze für die Herstellung materialintegrierter Sensoren ableiten. In Abbildung 2.11 ist ein genereller Technologieablauf für materialintegrierte Sensoren aufgezeichnet. Zunächst muss die Sensorfunktion und das Material der Matrix gegeben sein (1). Ausgehend von den Erkenntnissen, die mithilfe der Modellierungen in diesem Kapitel gewonnen wurden, können für verschiedene Materialsysteme und -belastungen spezielle Designregeln festgelegt werden (2). Danach folgt die Prozessierung des auf den Integrationsprozess angepassten Sensors (3) und schließlich die Sensorintegration (4). Dies lässt sich anhand von drei Beispielen veranschaulichen:

- **Kohlefaserverbundwerkstoffe (CFK):** Silizium würde in CFK zu großen mechanischen Spannungen an den Kanten führen, da es härter als CFK ist, was die vorherigen Modellrechnungen gezeigt haben. Außerdem ist es spröde und ein Einkristall, was zu Brüchen bei mechanischer Belastung führen kann. Ferner ist der Siliziumchip wesentlich größer als eine Faser des CFK. Die Folge ist eine Delamination. Dies wurde bereits in [72] auch experimentell nachgewiesen. Das heißt: ein DMS der in CFK integriert werden soll, muss als dünne Folie (Foliensensor) hergestellt werden (siehe Abbildung 2.11(a)). Die Folie sollte nicht dicker als eine einzelne Karbonfaser (7 μm) sein. Als Folienmaterial eignet sich Polyimid, da es sehr temperaturstabil ist und die Fertigungstemperaturen des CFK von 180 °C aushält. Dieser Technologieansatz stammt aus Arbeiten des IMSAS an kapazitiven Sensoren. [32, 73].
- **Aluminium:** Ein Inlay aus Silizium integriert in Aluminium führt zu großen mecha-

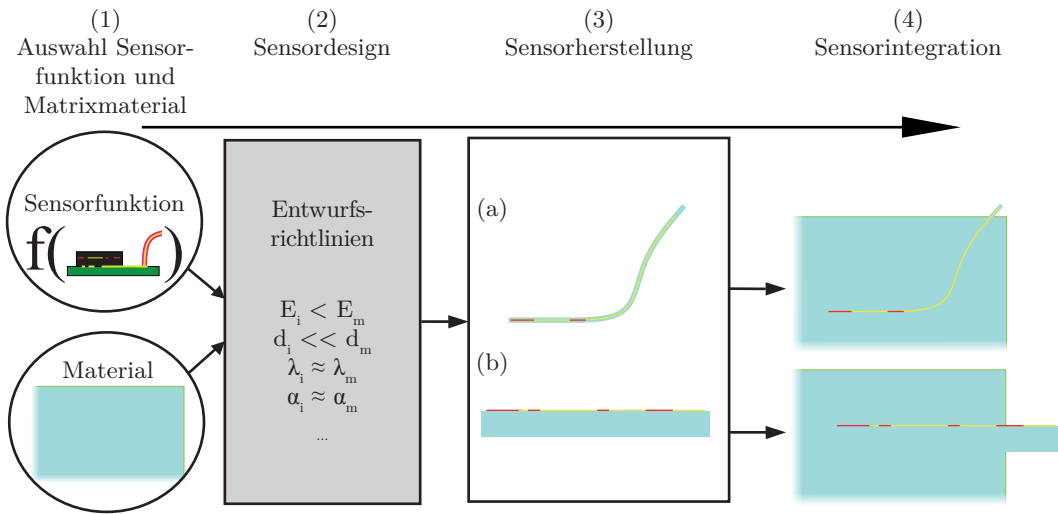


Abb. 2.11: Beispiel für zwei materialintegrierte Sensoren, wie sie heutzutage mit Standardtechnologien aufgebaut werden können.

nischen Spannungen im Silizium, wenn es während des Gießprozesses integriert wird. Grund ist der große Unterschied der thermischen Ausdehnungskoeffizienten (siehe Kapitel 2.2). Außerdem ist Silizium spröde und der hohe Druckstress würde im Einkristall zu Brüchen führen. Eine Folie wie bei CFK würde beim flüssigen Aluminium, das mit bis zu 300 bar im Druckguss in die Form gespritzt wird, reißen. Daher wäre der Aufbau des Sensors auf einem Aluminiumsubstrat sinnvoll (siehe Abbildung 2.11(b)). Nach der Integration lässt sich das Sensorsubstrat als solches optisch nicht mehr erkennen, da es aus dem Material der Matrix ist und mit dieser im Idealfall verschmilzt. Die größte Herausforderung beim Aufbau von Sensoren werden Isolationsschichten sein. Gängige keramische Werkstoffe der MEMS-Technologie wie Siliziumnitrid und Siliziumoxid haben einen etwa zehnmal kleineren thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Ob sie dem enormen Temperaturhuben bei der Sensorintegration standhalten und nicht ausfallen ist fraglich. Es müssen andere keramische Werkstoffe gefunden werden. Zirkoniumoxid wäre eine mögliche Keramik, da der thermische Ausdehnungskoeffizient gegenüber Aluminium nur halb so groß ist.

- **Polycarbonat (PC):** Silizium, integriert in Polycarbonat, führt unter Zugbelastung zu hohem Stress (s. Kapitel 2.1). Auch hier könnten die Sprödeheit und die Einkristallinität des Siliziums die mechanischen Eigenschaften des Komposits Inlay/Matrix zusätzlich negativ beeinflussen. Die Fertigung eines DMS für die Integration in Polycarbonat könnte sowohl als Foliensensor oder auf einem Polycarbonatsubstrat erfolgen (Abbildung 2.11 (a) und (b)). Ein Substrat aus Polycarbonat ist in der Handhabung vermutlich einfacher als eine dünne Folie und ist deshalb zu bevorzugen. Die Isolation zum PC ist nicht notwendig, da PC ein Isolator ist. Als Leiterbahnen wären tendenziell elastischere Metalle wie Gold oder Aluminium zu bevorzugen. Nach der Integration des Sensors wäre das Substrat, wie beim Aluminium bereits beschrieben, als solches optisch nicht mehr erkennbar.

2.6 Zusammenfassende Designrichtlinien

Die Berechnungen in diesem Kapitel haben gezeigt, dass je nach Art der Belastung und den Materialeigenschaften ein unterschiedlich ausgeprägter Wundeeffekt durch das in die Matrix integrierte Inlay auftreten kann. Zusammenfassend ergibt sich:

- **Mechanische Belastung:** Für Zugbelastung sollte das Inlay ein gleiches oder etwas geringeres E-Modul aufweisen. Wenn das E-Modul des Inlays geringer ist als das der Matrix, dann sollte das Verhältnis von Inlaydicke in Bezug auf die Matrixdicke nicht zu groß sein, da sonst die Gesamtmatrix geschwächt wird (Inlay = Loch). Bei Biegebelastung kommt es auf die Position des Inlays an. Liegt es in oder in der Nähe der neutralen Faser, so kann das E-Modul des Inlays in gewissen Grenzen größer sein als das der Matrix. Ist das Inlay außerhalb der neutralen Faser, so muss es möglichst dünn und damit flexibel gestaltet sein. Je nach Belastungsfall kann bei einer Messung die Dehnung anders sein, als bei einem homogenen Material, sodass eine Korrektur der Messwerte notwendig ist.
- **Thermische Belastung:** Wenn das Inlay im Vergleich zur Matrix dünn ist, dann ist der thermische Fremdkörperereffekt gering und kann in den meisten Fällen vernachlässigt werden. Bei einem vergleichsweise dicken Inlay muss die thermische Leitfähigkeit an die Matrix angepasst werden. Anderenfalls misst der Sensor nicht die reale Temperatur und es muss eine Korrektur vorgenommen werden. Zusätzlich kann es zu mechanischen Spannungen und zur Überhitzung kommen, wenn keine Anpassung der thermischen Leitfähigkeit erfolgt.
- **Thermisch induzierte mechanische Belastung:** Durch große Temperaturhübe kann es während des Integrationsprozesses zu großen mechanischen Spannungen im Inlay kommen, wenn die Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Inlay und Matrix sehr groß sind. Folglich muss eine Anpassung erfolgen, wobei leichter Druckstress besser ist als Zugstress.
- Weitere Fremdkörperereffekte können bei Feuchtigkeitseinwirkung auftreten, weil das Inlay beispielsweise als Dampfsperre wirkt. Auch durch unterschiedliches Verhalten von Inlay und Matrix bei Strahlung können Fremdkörperereffekte auftreten.
- Durch Kompensationsstrukturen können Spitzenbelastungen reduziert werden. Das Phasen oder Abrunden wäre ein Beispiel.
- Die Haftung zwischen Inlay und Matrix muss ausreichend groß sein, damit der Sensor nicht lose in der Matrix liegt und Messergebnisse verfälscht werden.
- Die Aufbau- und Verbindungstechnik muss ebenso an die Randbedingungen des Integrationsprozesses und der Matrix angepasst sein.
- Die Grenzen der Materialfestigkeit der Funktionsschichten dürfen nicht vor der Materialfestigkeitsgrenze der Matrix überschritten werden. Alternativ kann der Sensor an einer Stelle mit weniger Belastung integriert werden. Dann muss aber eine ausreichende Sensitivität sichergestellt werden.
- Bei jedem Systementwurf müssen der Einfluss des Inlays auf die Matrix und das makroskopische Gesamtverhalten evaluiert werden. Wenn nötig, müssen Messwerte mit

Korrekturfaktoren versehen werden. Erst dann erhalten die Messergebnisse die notwendige Aussagekraft und die Messsicherheit ist gegeben.

Die hier gewonnen theoretischen Erkenntnisse werden in den folgenden Kapiteln durch Experimente validiert. Dazu werden in die drei Materialien Epoxidharz, Aluminium und Stahl Sensoren integriert, um mechanische, thermisch induzierte mechanische und thermische Fremdkörpereffekte zu untersuchen.

3

Elektronik zur Auswertung resistiver Strukturen

Dehnungsmessstreifen zur Messung von Kräften und Thermistoren zur Messung von Temperatur werden heutzutage in vielen Anwendungen eingesetzt. Die Herstellung dieser Sensoren ist einfach und kostengünstig. In den folgenden Kapiteln werden solche Strukturen bei der Entwicklung materialintegrierter Sensoren zum Einsatz kommen. Daher wird in diesem Kapitel der thermoresistive Effekt (Veränderung des Widerstandes unter Einwirkung von Temperatur) und der piezoresistive Effekt (Veränderung des Widerstandes unter Einwirkung von Kräften) betrachtet. Im Anschluss wird die Auswertung von resistiven Strukturen mithilfe verschiedener elektrischer Schaltungen fokussiert.

3.1 Piezoresistiver und thermoresistiver Effekt

Der Ohmsche Widerstand R eines Leiters ist allgemein bekannt als

$$R = \rho \frac{l}{A}. \quad (3.1)$$

ρ ist der spezifische Widerstand, l die Leiterlänge und A die Querschnittsfläche des Leiters. An dieser Gleichung lässt sich erkennen, dass sich der Widerstand eines elektrischen Leiters ändert, wenn sich der spezifische Widerstand oder die Geometrie ändert.

3.1.1 Widerstandsänderung durch Temperatureinfluss

Betrachtet man zunächst den spezifischen Widerstand, so ist ρ abhängig von der Temperatur. Für ρ wird als Referenztemperatur meist die Raumtemperatur $T_0 = 20^\circ\text{C}$ angegeben und die Temperaturabhängigkeit über den Temperaturkoeffizienten α_ρ ausgedrückt (Abkürzung TCR, engl.: Temperature Coefficient of Resistance, dt.: temperaturabhängiger Widerstand). Der Widerstand bei einem Temperaturunterschied von $\Delta T = T - T_0$ ist in erster Näherung

$$R = \rho \frac{l}{A} (1 + \alpha_\rho) \Delta T. \quad (3.2)$$

Mit dem Widerstand R_0 bei der Temperatur T_0 wird aus der vorherigen Gleichung:

$$R = R_0 (1 + \alpha_\rho) \Delta T. \quad (3.3)$$

3.1.2 Widerstandsänderung durch Dehnung

Die Änderung des Widerstandes durch die Änderung der Geometrie wird bei Dehnungsmessstreifen (kurz: DMS) ausgenutzt. Die Herleitung ist in verschiedenen Quellen zu finden wie z.B. [74]. Sie erfolgt ausgehend von Gleichung 3.1, die zunächst mit $\frac{l}{l}$ erweitert wird:

$$R = \rho \frac{l^2}{A \cdot l} = \rho \frac{l^2}{V} \quad (3.4)$$

V ist dabei das Volumen des Leiters. Bildet man das totale Differential, dann folgt:

$$dR = \frac{\partial R}{\partial \rho} d\rho + \frac{\partial R}{\partial l} dl + \frac{\partial R}{\partial V} dV. \quad (3.5)$$

Geht man von endlichen Widerstandsänderungen aus, so verändert sich die vorherige Gleichung zu

$$\Delta R = \frac{\partial R}{\partial \rho} \Delta \rho + \frac{\partial R}{\partial l} \Delta l + \frac{\partial R}{\partial V} \Delta V. \quad (3.6)$$

Daraus folgt mit Gleichung 3.1

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + 2 \frac{\Delta l}{l} - \frac{\Delta V}{V}. \quad (3.7)$$

Die mechanische Dehnung des DMS in Leitungsrichtung ist:

$$\frac{\Delta l}{l} = \varepsilon. \quad (3.8)$$

Die Volumenänderung kann ebenfalls über die Dehnungen in den drei Raumrichtungen beschrieben werden. Erfolgt die Dehnung des Leiters in x -Richtung, so kommt es zu einer Querkontraktion in y - und z -Richtung, die als ε_q bezeichnet werden kann.

$$\frac{\Delta V}{V} = \varepsilon + 2\varepsilon_q \quad (3.9)$$

Die Querdehnung steht über die Querkontraktionszahl ν in direktem Zusammenhang mit der Dehnung ε , denn $\varepsilon_q = -\nu\varepsilon$. Damit wird Gleichung 3.9 zu

$$\frac{\Delta V}{V} = \varepsilon(1 - 2\nu) \quad (3.10)$$

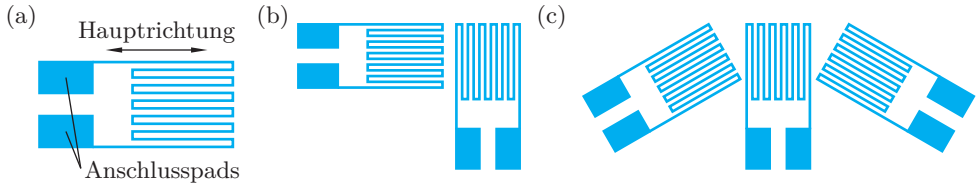


Abb. 3.1: (a) Einzelner Dehnungsmessstreifen (DMS) mit Haupttrichtung; (b) xy-DMS zur Messung von Kräften in zwei Haupttrichtungen oder zur Bestimmung der Querkontraktion; (c) Drei DMS in einer 60° -Anordnung zur Bestimmung der Hauptspannungsrichtung

Setzt man Gleichung 3.9 und 3.10 in Gleichung 3.7 ein, so erhält man nach Umstellung:

$$\frac{\Delta R}{R} = \left(1 + 2\nu + \frac{\Delta\rho}{\rho\varepsilon} \right) \varepsilon. \quad (3.11)$$

Der in der Klammer stehende Teil wird als k-Faktor oder Verstärkungsfaktor bezeichnet und ist ein Maß für die Empfindlichkeit eines DMS.

$$k = 1 + 2\nu + \frac{\Delta\rho}{\rho\varepsilon}. \quad (3.12)$$

Damit ergibt sich für die Änderung des Widerstandes bei einer Dehnung in Haupttrichtung gemäß Abbildung 3.1

$$\frac{\Delta R}{R} = k \cdot \varepsilon. \quad (3.13)$$

Vernachlässigt man die Änderung des spezifischen elektrischen Widerstandes durch Krafterwirkung, so ergibt sich für den rein geometrischen Anteil des k-Faktors

$$k_{\text{geom}} = 1 + 2\nu. \quad (3.14)$$

Metalle haben eine Querkontraktionszahl von etwa $\nu = 0,3$. Damit ergibt sich für den rein geometrischen Anteil der Widerstandsänderung eine Empfindlichkeit von $k = 1,6$. Nach Gleichung 3.11 steigt der Widerstand bei einer positiven mechanischen Dehnung; der Leiter wird länger. Zusätzlich verringert sich die Querschnittfläche durch die Querkontraktion. Die Geometrieänderung ist aber nicht der einzige Effekt, der zur Widerstandserhöhung führt. Durch die mechanische Dehnung wird der Abstand der Atome verändert und somit ändert sich ρ . Bei den meisten Metallen steigt ρ . Deshalb liegt der k-Faktor der am häufigsten verwendeten Metalle zwischen 2 und 6, was in Tabelle 3.1 zu sehen ist. Es gibt aber auch Metalle wie Nickel oder Bismut, bei denen der spezifische Widerstand unter Krafterwirkung sinkt [75].

Der Effekt, dass sich der Widerstand eines metallischen Leiters in Folge einer Dehnung ändert, wurde 1856 von WILLIAM THOMSON (LORD KLEVIN) entdeckt. [76] Zur technischen Anwendung kam es allerdings erst etwa 100 Jahre später. EDWARD SIMMONS JR und ARTHUR RUGE hatten gleichzeitig, jedoch unabhängig voneinander die Idee, für einen Dehnungsmessstreifen [77, 78]. Seitdem gehört der Dehnungsmessstreifen zu den wichtigsten Sensoren in der mechanischen Spannungsanalyse. Am häufigsten wird Konstantan als Material verwendet, da es einen besonders geringen TCR hat und somit der Temperatureinfluss auf die Messung nur gering ist [79].

Halbleitermaterialien werden ebenfalls für DMS eingesetzt. So hat kristallines p-dotiertes Silizium einen Verstärkungsfaktor von bis zu $k_{\max} = 180$ und n-dotiertes Silizium einen negativen Verstärkungsfaktor von bis zu $k_{\max} = -100$. Nach Entdeckung des piezoresistiven Effekts in Silizium durch CHARLES SMITH im Jahre 1954 [80] wurde Silizium für einen DMS erstmals im Jahre 1961 durch WILLIAM PFANN verwendet [81]. Nachteilig bei DMS aus Halbleitermaterialien ist die hohe, nicht lineare Temperaturabhängigkeit, der wesentlich höhere Preis im Vergleich zu Metall-DMS und die gegenüber Metallen geringe maximale Dehnbarkeit aufgrund des Einkristalls. Halbleiter-DMS werden meistens in Mikrosystemen wie z.B. Drucksensoren [82] oder Kantilever [83] verwendet, da die Mikrosysteme selbst aus Silizium bestehen und sich die direkte Implementierung der DMS ins Silizium anbietet. Siliziumcarbid wird ebenfalls als Halbleitermaterial für DMS verwendet und kann k-Faktoren zwischen -24,8 bis +49 aufweisen [84].

Heutzutage werden zunehmend neue Materialien entwickelt, mit dem Ziel einen sehr hohen k-Faktor zu erreichen. Dies können Mischungen aus verschiedenen Werkstoffgruppen sein, wie beispielsweise Gold und Silizium mit $k_{\max} = 50$ [85] oder Gold-Silizium-Cermet mit $k_{\max} = 38$ [86]. Eine andere Möglichkeit, hohe k-Faktoren zu erreichen, ist die Funktionalisierung von Schichten mit Nanopartikeln. So können k-Faktoren bis 200 erreicht werden [87]. Dünne kohlenstoffbasierte Schichten, sog. DLC-Schichten (engl.: diamond-like carbon), können ebenso für DMS verwendet werden. Sie haben zum Teil sehr hohe Verstärkungsfaktoren. Nickelbasierte DLC-Schichten beispielsweise können k-Faktoren bis 20 aufweisen [88] oder Bor-Dotierte Kohlenstoffschichten k-Faktoren bis 50 [89]. Je nach Aufbau der DLC-Schicht wird von k-Faktoren zwischen 4000 [90] und 17980 [91] in Graphenschichten berichtet.

Tabelle 3.1: Spezifischer Widerstand ρ , TCR α_ρ und k-Faktor verschiedener Werkstoffe . Die Werte sind abhängig von Prozessparametern und können daher von anderen Messwerten abweichen.

| Werkstoff | $\rho / \Omega\text{m}$ | $\alpha_\rho / 1/K$ | k-Faktor |
|------------------------|-------------------------|---------------------|------------------------|
| Konstantan | 4,3-5,0E-7 [92] | 1E-5 [93] | 2,0-2,1 [92] |
| Gold | 3,94E-8 [94] | 3,4E-3 [93] | 2,6 [95, 96] |
| Chrom | 3,8E-7 [94] | 1,5E-3 [97] | - |
| Platin | 1,65E-7 [94] | 3E-3 [93] | 2,4-4,5 [98]; 3-6 [99] |
| c-Si, n-dotiert, <100> | 1E-3; 10 [74] | 2E-3, 8E-3 [100] | -50; -90 [74] |
| c-Si, p-dotiert, <111> | 1E-3; 10 [74] | 2E-3, 8E-3 [100] | 80; 180 [74] |

3.2 Wheatstone'sche Messbrücke mit Gleichstrom

Die Änderung des Widerstandes eines DMS bei Dehnung ist im Vergleich zum thermoresistiven Effekt gering. Daher ist die Verwendung einer geeigneten Auswerteschaltung wichtig. Das zeigt sich an einem einfachen Beispiel: Man stelle sich einen Zugstab vor, der die maximale Last von $F = 1000\text{N}$ tragen darf und dabei um $\varepsilon = 0,01$ gedehnt wird. Die Last soll mit einem DMS aus Konstantan mit einer Genauigkeit von 1N bestimmt werden. Daraus resultiert, dass die Widerstandsänderung mit einer Genauigkeit von 2E-5 bestimmt werden muss. Ein DMS mit Nennwert $R = 100\Omega$ ändert sich somit nur um $\Delta R = 0,002\Omega$. Dem-

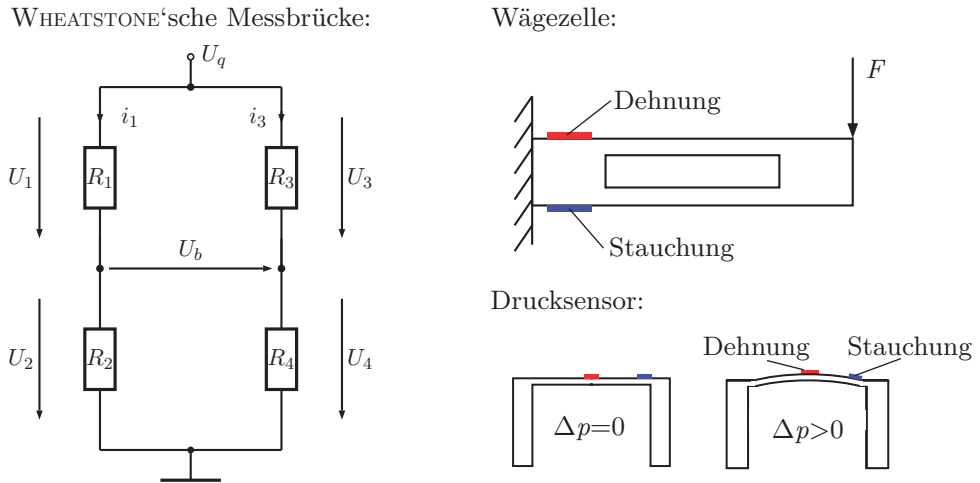


Abb. 3.2: Die Wheatstone'sche Messbrücke mit vier Widerständen, die an die Quellspannung U_q angeschlossen sind. Ändern sich ein oder mehr Widerstände, so ändert sich die Brückenspannung U_b . Anwendung findet die Messbrücke z.B. bei Wägezellen oder Drucksensoren. Bei letzterem verformt sich eine Membran infolge eines Druckunterschiedes zwischen Membran-Ober- und Unterseite. Dabei werden zwei DMS gedehnt (rot) und zwei gestaucht (blau). Ähnlich ist es bei einer Wägezelle. Hier werden auf einen doppelten Biegebalken jeweils zwei DMS in der zug- und druck-beanspruchten Zone aufgeklebt.

nach muss bereits bei einer geringen Auflösung der Dehnung die Widerstandsänderung sehr präzise bestimmt werden muss. Dafür eignet sich die WHEATSTONE'sche Messbrücke, die 1843 von Charles WHEATSTONE entwickelt worden ist [101]. Häufig wird diese Schaltung auch WHEATSTONE-Brücke oder einfach Messbrücke genannt. Die WHEATSTONE'sche Messbrücke ist in Abbildung 3.2 zu sehen. Sie besteht aus zwei Widerstandsteilern, die parallel geschaltet sind. Ein einzelner Widerstandsteiler wird als Brückenweig bezeichnet. Die Herleitung der Beziehungen der Messbrücke erfolgt ausgehend vom KIRCHHOFF'schen Maschensatz:

$$U_b = U_4 - U_2. \quad (3.15)$$

U_b ist die Brückenspannung. Mit den beiden Spannungsteilern

$$\frac{U_4}{U_q} = \frac{R_4}{R_3 + R_4} \quad \text{und} \quad \frac{U_2}{U_q} = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \quad (3.16)$$

folgt dann für Gleichung 3.15

$$\frac{U_b}{U_q} = \frac{R_4}{R_3 + R_4} - \frac{R_2}{R_1 + R_2}. \quad (3.17)$$

Die Brücke wird als abgeglichen bezeichnet, wenn $R_1 = R_2$ und $R_3 = R_4$. Dann wird die Brückenspannung $U_b = 0$. Wenn sich ein oder mehrere Widerstände ändern, so wird die Brücke verstimmt. Für kleine Widerstandsänderungen $\Delta R \ll R$ erhält man in erster Näherung (Vernachlässigung höherer Glieder) die Beziehung [74]

$$\frac{U_b}{U_q} = \frac{1}{4} \left(\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} - \frac{\Delta R_3}{R_3} + \frac{\Delta R_4}{R_4} \right). \quad (3.18)$$

Setzt man abschließend Gleichung 3.13 für die Änderung des Widerstandes bei Dehnung ein, so erhält man

$$\frac{U_b}{U_q} = \frac{1}{4}k(\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3 + \varepsilon_4). \quad (3.19)$$

Voraussetzung dafür ist, dass der k -Faktor bei allen DMS gleich ist, was in der Praxis in der Regel der Fall ist [74]. Die Messung mit der WHEATSTONE-Brücke ist eine differentielle Messung und daher wesentlich genauer als die Messung mit einem einfachen Widerstandsteiler.

Die Messbrücke wird häufig mit einer Gleichspannung betrieben. Wichtig beim Betrieb der Messbrücke ist die Verwendung eines Messgeräts mit einem hohen Eingangswiderstand zur Aufnahme der Brückenspannung. Ist dies nicht der Fall, dann wird die Brücke belastet und es fällt eine Spannung über dem Eingang des Messgerätes ab, die den Messwert verfälscht. Instrumentenverstärker (kurz: INA) eignen sich besonders gut für diese Aufgabe, da sie einen hohen Eingangswiderstand und eine hohe Gleichtaktunterdrückung haben, sowie keinen Offset aufweisen.

Je nachdem wie viele Widerstände der Messbrücke als DMS ausgelegt sind, spricht man von Voll-, Halb- oder Viertelbrücke:

- **Vollbrücke:** Bei der Vollbrücke sind alle vier Widerstände DMS. Für die größtmögliche Sensitivität nach Gleichung 3.19 müssen die Widerstände R_1 und R_4 gedehnt und R_2 und R_3 gestaucht werden (oder umgekehrt). Die Schaltung der Widerstände zu einer Vollbrücke ist in Abbildung 3.3 zu sehen. Der große Vorteil bei der Vollbrücke ist die Temperaturkompensation: Steigt der Widerstand durch Temperatur, so steigen alle Widerstände gleichzeitig und die Brückenspannung ändert sich nicht. Weiterhin hat sie eine lineare Ausgangskennlinie.
- **Halbbrücke:** Die Halbbrücke lässt sich sowohl mit als auch ohne Temperaturkompensation aufbauen, was in Abbildung 3.3 gezeigt ist. Bei der temperaturkompensierten Halbbrücke kann man zwei DMS in einen Brückenzweig schalten oder jeweils einen DMS in einen Brückenzweig, wobei dann die DMS diagonal angeordnet sein müssen (R_1 und R_3 oder R_2 und R_4 gemäß Abb. 3.3). Liegen die DMS nicht auf einer Diagonalen, so spricht man von einer Halbbrücke ohne Temperaturkompensation. Die Halbbrücke weißt nach Gleichung 3.19 die halbe Sensitivität der Vollbrücke auf.
- **Viertelbrücke:** Bei der Viertelbrücke ist nur einer der vier Widerstände in der Messbrücke ein DMS, was in Abbildung 3.3 zu sehen ist. Damit weist sie die geringste Sensitivität auf. Der Aufbau einer Temperaturkompensation ist nur in gewissen Grenzen möglich. Dafür müssen die drei übrigen Widerstände zur Ergänzung der Messbrücke nah an den DMS positioniert werden, damit sie den gleichen Temperaturbedingungen unterliegen. Ist dies nicht der Fall, so kann bei einer Widerstandsänderung nicht unterschieden werden, ob eine Dehnung oder Temperaturänderung die Ursache ist. Ein andere Möglichkeit ist die Verwendung von Konstantan. Da Konstantan einen geringen TCR hat steigt der Widerstand bei Temperaturänderung geringer an, als bei Dehnung. Dies erhöht allerdings die Messunsicherheit. Weiterhin weißt die Viertelbrücke eine nichtlineare Ausgangskennlinie auf, die bei kleinen Änderungen von R aber vernachlässigt werden kann. Nachteilig ist ebenfalls, dass sich bei einer Widerstandsänderung auch die Leistungsaufnahme und damit die Temperatur des DMS verändert. Dann kommt es zu einer Scheindehnung.

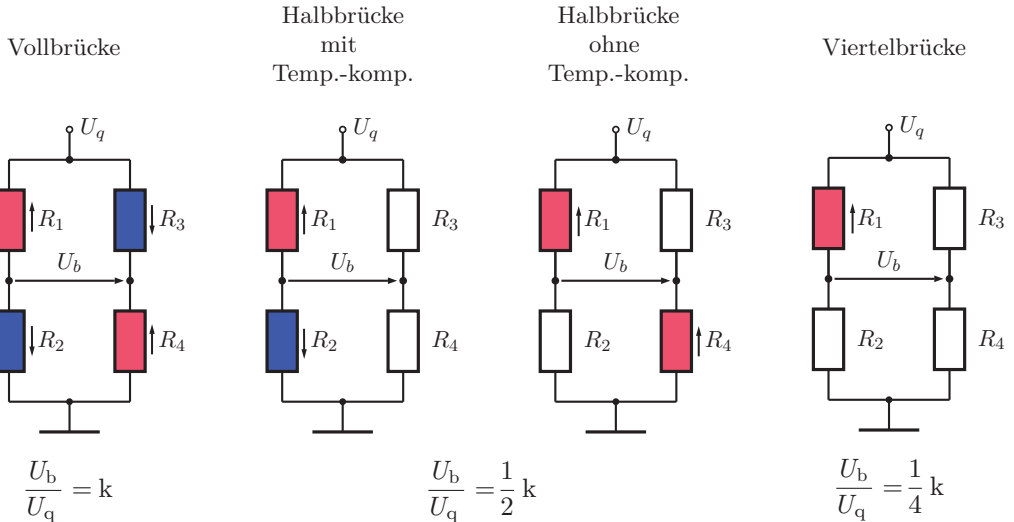


Abb. 3.3: Beispiele für Voll-, Halb-, und Viertelbrücke und den entsprechenden Sensitivitäten, wenn alle DMS gleich sind.

Die Auswahl, welche Messbrücke verwendet wird, hängt vom Aufbau ab. Bei Messwertaufnehmern werden fast ausschließlich Vollbrücken verwendet. Dies kann z.B. eine Wägezelle sein, die in Abbildung 3.2 zu sehen ist. Ein doppelter Biegebalken wird fest eingespannt und durch eine Kraft verformt. Zwei DMS werden „oberhalb“ der neutralen Faser in der zugbeanspruchten Zone aufgeklebt und folglich gedehnt. Die anderen zwei DMS werden „unterhalb“ der neutralen Faser in der druckbeanspruchten Zone aufgebracht und gestaucht. Bei Drucksensoren erfolgt das gleiche Prinzip: zwei DMS werden auf Zug, zwei auf Druck beansprucht (siehe Abbildung 3.2). In der Spannungsanalyse lassen sich DMS oft nicht zu Vollbrücken zusammenschalten. Gründe dafür können sein, dass das Messobjekt z.B. nur auf Zug belastet ist, aus Kostengründen nur zwei DMS verwendet werden oder baulich bedingt lediglich Platz für einen oder zwei DMS vorhanden ist. Dann baut man Halb- oder Viertelbrücken auf. Bei einem Zugstab würde man klassischerweise eine Halbbrücke aufbauen: Ein DMS ist in Hauptrichtung ausgerichtet und wird gedehnt. Der zweite DMS ist im 90°-Winkel dazu angeordnet und wird aufgrund der Querkontraktion des Bauteils gestaucht (siehe auch Abbildung 3.1).

In der Praxis kommt es häufiger vor, dass die Zuleitungen zu einem DMS innerhalb der Messbrücke sehr lang sein können. Dies trifft z.B. zu, wenn bei einer Viertelbrücke der DMS weit entfernt von den anderen drei Widerständen platziert ist. Lange Zuleitungen haben zwei grundsätzliche Nachteile: Erstens verringert sich die Empfindlichkeit, da DMS und Zuleitung in Reihe geschaltet sind und zweitens kann die Messung durch Temperatureinflüsse, die auf die Zuleitungen wirken, verfälscht werden. Zur Vermeidung des Temperatureinflusses lässt sich eine Messbrücke mit Zuleitungskompensation aufbauen, wie es in Abbildung 3.4 gezeigt ist. Bei Variante 1 wird der Widerstandsteiler durch die Zuleitungswiderstände R_{Zul} gleichmäßig belastet und die Brückenspannung ändert sich bei Änderungen von R_{Zul} nicht. Dafür

Viertelbrücke mit Temperaturkompensation:

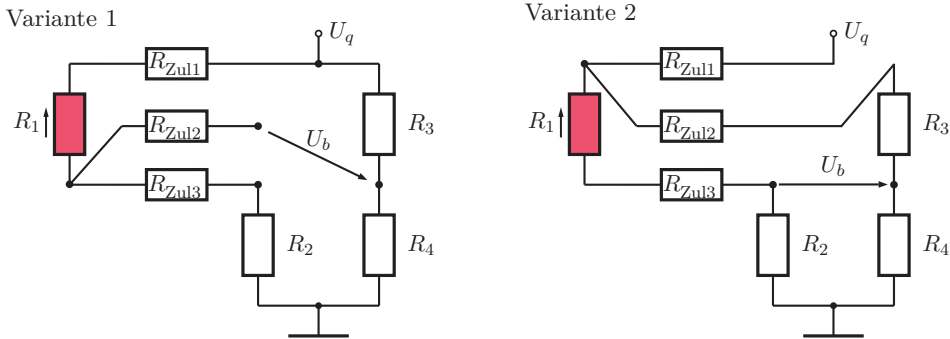


Abb. 3.4: Zwei Möglichkeiten der Zuleitungskompensation bei der Viertelbrücke.

sollten die Leitungen Zul1 und Zul3 gleich sein und möglichst nah beieinander verlaufen, damit sie die gleiche Temperatur aufweisen. Der Widerstand von Zul2 hat keinen Einfluss, wenn der Eingangswiderstand des Messgerätes zur Auswertung der Brückenspannung hoch genug ist. Bei Variante 2 sollten Zul2 und Zul3 gleich sein und möglichst nah beieinander verlaufen. Ändert sich der Widerstand R_{Zul2} im linken Brückenweig, so ändert sich in gleicher Weise der Widerstand R_{Zul3} und die Brückenspannung bleibt konstant. Die Zuleitung 1 hat keinen Einfluss, da sie außerhalb der Brücke liegt.

3.3 Messbrücken für Präzisionsmessungen

Die im vorherigen Kapitel 3.2 beschriebene Wheatstone'sche Messbrücke mit Gleichstromerregung — nachfolgend DC-Messbrücke genannt — lässt sich einfach und kostengünstig aufbauen. In der praktischen Anwendung ergeben sich jedoch bei Präzisionsmessungen Schwierigkeiten, da die Messbrücke bei DC-Erregung niederfrequentes Rauschen ($1/f$ -Rauschen) aufweist. Weiterhin ist die DC-Messbrücke anfällig für Drift, sowie elektromagnetische Strahlung, wenn keine Schirmung vorhanden ist [102]. Zur Reduzierung von $1/f$ -Rauschen und Eliminierung von Störsignalen, kann die Messbrücke mit Wechselstrom betrieben werden. Dann spricht man von einer Wechselstrommessbrücke oder AC-Messbrücke. Nachteilig bei der AC-Messbrücke ist die Beeinflussung der Messsignale durch parasitäre Kapazitäten/Induktivitäten der Widerstände und Zuleitungen. Außerdem ist der Aufbau einer AC-Messbrücke gegenüber einer DC-Messbrücke häufig aufwändiger und teurer.

3.3.1 Rauschen und Störsignale

In elektrischen Schaltkreisen gibt es verschiedene Ursachen für Rauschen und Störsignale. Störsignale lassen sich in der Regel einer bestimmten Frequenz zuordnen und herausrechnen, da sie einen systematischen Fehler darstellen. Rauschen ist dagegen stochastisch. Es lässt sich keiner bestimmten Frequenz zuordnen und ist nicht reproduzierbar. [103]

Die Qualität eines Signals lässt sich über das Signal-Rauschverhalten SNR (engl.: Signal to

Noise Ratio) ausdrücken [103]:

$$\text{SNR} = \frac{\text{Nutzsignalleistung}}{\text{Rauschleistung}} \quad (3.20)$$

Thermisches Rauschen

Thermisches Rauschen entsteht durch die Vibration der im Leiter vorhandenen Ladungsträger. Es ist vergleichbar mit der Brown'schen Teilchenbewegung von Partikeln in einem Medium. Das thermische Rauschen wurde 1927 von J.B. JOHNSON experimentell nachgewiesen [104] und 1928 von H. NYQUIST mathematisch beschrieben [105]. Die effektive thermische Rauschspannung E_t ist abhängig vom Widerstand R , der Boltzmann-Konstante k_B , der Temperatur T des Leiters und der Bandbreite Δf [103]:

$$E_t = \sqrt{4k_B T R \Delta f}. \quad (3.21)$$

Aus der Gleichung folgt, dass sich thermisches Rauschen in der praktischen Anwendung nur in gewissen Grenzen reduzieren lässt.

1/f Rauschen

Die Ursache für 1/f-Rauschen (auch niederfrequentes Rauschen oder Flicker-Rauschen) ist bisher nicht vollständig geklärt. Es wird angenommen, dass es von der Fluktuationen der Leitfähigkeit herrührt [106, 107]. So konnten Rauschfrequenzen bis zu $6\text{E}-5$ Hz festgestellt werden [108]. 1/f-Rauschen basiert auf empirischen Untersuchungen. Die spektrale Leistungsdichte des Rauschens kann wie folgt beschrieben werden [106]:

$$P_f = \frac{\beta U}{n} \frac{1}{f} \quad (3.22)$$

U ist dabei die angelegte Spannung, β ein empirisch ermittelter Parameter, der von der Dotierungskonzentration des Halbleiters abhängt, n die Anzahl der Ladungsträger und f die Frequenz. Integriert man Gleichung 3.22 von f_{\min} bis f_{\max} , so erhält man für die Rauschspannung E_f [106]:

$$E_f = U \sqrt{\frac{\beta}{n} \ln \left(\frac{f_{\max}}{f_{\min}} \right)}. \quad (3.23)$$

Die Rauschspannung bei 1/f-Rauschen steigt mit sinkender Frequenz an. Deshalb ist das Rauschen in Systemen, die mit Gleichspannung betrieben werden, besonders hoch. Wird die Messung mit Wechselstrom durchgeführt, so reduziert sich das 1/f-Rauschen je nach Betriebsfrequenz.

Schrotrauschen

Für das Schrotrauschen (engl. Shot Noise) ist ursächlich der Strom verantwortlich. Er fließt in Leitern nicht völlig gleichmäßig und glatt, sondern ist eher eine Summe aus Strompulsen von Ladungsträgern. Der effektive Strom des Schrotrauschens ist nach [103]:

$$I_{\text{SR}} = \sqrt{2eI\Delta f}. \quad (3.24)$$

e ist die Elementarladung, I der im Leiter fließende Strom und Δf die Bandbreite. Da in elektrischen Systemen immer ein Strom fließt, lässt sich das Schrotrauschen zwar reduzieren, aber nicht vollständig eliminieren. Da in Messbrücken eine Eigenerwärmung der DMS

unerwünscht ist, hält man den durch den DMS fließenden Strom gering, wodurch auch der Einfluss des Schrotrauschens klein wird.

Störsignale

Neben den drei genannten Rauschursachen gibt es noch Störquellen, die das Messsignal beeinflussen und SNR verringern. Eine Störquelle sind elektromagnetische Interferenzen die z.B. von Monitoren, Leuchtstoffröhren oder Motoren verursacht werden. Diese senden elektromagnetische Strahlung aus, die dann in Leiterbahnen, die wie Antennen wirken, einkoppeln. Einige dieser Rauschquellen liegen im Bereich der Netzfrequenz von 50 Hz. Das Störsignal lässt sich in AC- und DC-Messbrücken reduzieren, indem man das Gesamtsystem schirmt, was aber nicht immer möglich ist. Alternativ kann man mit Filtern arbeiten und die bekannten Störfrequenzen herausfiltern. Dann filtert man aber gleichzeitig auch das Messsignal. Dabei gehen Informationen verloren und das Messsignal wird verfälscht. Da es sich um einen systematischen Fehler handelt, kann man ihn alternativ auch herausrechnen. [103]

Weitere Störsignale können thermoelektrische Spannungen sein, die durch Temperaturunterschiede zwischen metallischen Übergängen entstehen. Offsetdrift in Verstärkern kann ebenfalls zu Störsignalen führen. Diese beiden Störsignale haben sehr niedrige Frequenzen bis deutlich unter 1 Hz. [103]

3.3.2 Messbrücken mit Wechselstromerregung

Es gibt verschiedene Möglichkeiten, Messbrücken mit Wechselstrom zu betreiben und das Brückensignal auszuwerten. Nachfolgend werden drei verschiedene Ansätze beschrieben.

Phasendetektor

Beim Betrieb der Messbrücke mit Wechselstrom wird für die Messung ein Phasendetektor eingesetzt, der den Realteil des Brückensignals berechnet. Dazu wird jedoch die parasitäre Kapazität der einzelnen Widerstände vernachlässigt, was eine große Limitierung ist und zu Ungenauigkeiten bei der Messung führt. Der Aufbau ist jedoch kostengünstiger im Vergleich zu anderen AC-Messbrücken, die im Folgenden beschrieben werden. [102]

Digitale Messwertverarbeitung

Durch digitale Messdatenverarbeitung lassen sich ebenfalls Präzisionsmessbrücken aufbauen. Ein Beispiel ist in [102] beschrieben. Die Messbrücke wird dabei als Halbbrücke aufgebaut und mit zwei Frequenzen erregt. Das Erregersignal und die verstärkte Brückenspannung werden im Anschluss digitalisiert. Durch Filtern lassen sich beide Signale mit den unterschiedlichen Frequenzen wieder voneinander trennen. Anschließend erfolgt eine 90° -Phasenverschiebung der beiden Erregersignale, um diese vom verstärkten Brückensignal zu subtrahieren. Zwei Frequenzen sind notwendig, um die parasitäre Kapazität der beiden DMS in der Halbbrücke zu bestimmen. Somit kann präziser als mit einem Phasendetektor gemessen werden. Die notwendige 90° -Phasenverschiebung im digitalen Bereich ist jedoch eine große Herausforderung und kann zu größeren zeitlichen Verzögerungen führen, die das System verlangsamen. Dadurch kann der Aufbau aufgrund der zeitlichen Verzögerung nur für eine sehr begrenzte Anzahl an Messbrücken verwendet werden.

Eine andere digitale Lösung ist die Programmierung eines Lock-in-Verstärkers. Dies könnte

beispielsweise mit *LabView* erfolgen [109, 110]. Dafür könnte man die im nächsten Absatz beschriebene analoge Schaltung mit Lock-in-Verstärker softwaretechnisch umsetzen.

Messbrücke mit Lock-in Verstärker

Aufbauten von Messbrücken, die mit Lock-in-Verstärkern ausgewertet werden, findet man bei verschiedenen Chipherstellern [111, 112]. An die Messbrücke wird eine Erregerspannung u_q mit der Trägerfrequenz f_t angelegt. Wird die Messbrücke infolge einer Widerstandsänderung aus dem Gleichgewicht gebracht, so entsteht ein Brückensignal u_b . Die Auswertung des Brückensignals erfolgt im Lock-in Verstärker. Dafür werden u_b und u_q in den Lock-in Verstärker geführt. Am Ausgang entsteht dann ein zum Brückensignal proportionales Signal. Durch den Betrieb der Messbrücke mit einer Wechselfrequenz werden vor allem der Einfluss von $1/f$ -Rauschen und Störsignalen reduziert. Dafür muss allerdings die Trägerfrequenz richtig gewählt werden: Diese muss höher sein als die meisten Störquellen, damit eine ausreichende Separierung von Störsignalen und Nutzsignal erfolgen kann [113]. Nachteilig jedoch ist, dass es Messfehlern kommen kann, wenn es zwischen dem Brückensignal und dem Referenzsignal zu einer Phasenverschiebung kommt.

Spezielle ASICs und industrielle Lösungen

Der Chiphersteller *Analog Devices* bietet einen integrierten Schaltkreis (*AD7730*) für die Auswertung von Brückenschaltungen an. Dieser Chip kann ein AC-Signal für die Messbrücke ausgeben und das Brückensignal entsprechend auswerten. Der große Vorteil dieses Chips liegt im internen Sigma-Delta-Wandler, der das Brückensignal direkt digitalisiert und über eine Schnittstelle ausgibt. Nachteilig ist jedoch, dass man gegenüber den im vorherigen Abschnitt beschriebenen Systemen mit Lock-in-Verstärker in der Designfreiheit wesentlich eingeschränkter ist. So lässt sich die Trägerfrequenz beispielsweise nicht frei wählen und der Sigma-Delta-Wandler hat eine maximale Geschwindigkeit von 600 Hz.

Eine weitere Möglichkeit zum Aufbau einer AC-Messbrücke sind fertige Messgeräte von Herstellern wie *Hottinger Baldwin Messtechnik* [114], *NVMS Measurement Systems* [115] oder von *Gantner Instruments* [116]. Alle Messgeräte haben den Nachteil, dass sie nicht für Vierelbrücken geeignet sind.

Aufbau und Charakterisierung einer Messbrücke mit AC-Erregung und Lock-in Verstärker

In dieser Arbeit wurde die Präzisionsmessbrücke in Anlehnung an [111] aufgebaut. Der Schaltplan ist in Abbildung 3.5 zu sehen. Der wichtigste Teil der Schaltung ist der Modulator/Demodulator *AD630* von *Analog Devices*, der als Lock-in Verstärker geschaltet wird. Der Eingang des *AD630* wird mit dem verstärkten Brückensignal gespeist. Zur Verstärkung wird der Instrumentenverstärker *AD8226*, ebenfalls von *Analog Devices*, eingesetzt [117]. Im Gegensatz zum *AD8221*, der in [111] verwendet wird, hat der *AD8226* einen Überspannungsschutz am Eingang, sodass er durch zu große Spannungsdifferenzen nicht sofort zerstört wird. Der Verstärkungsfaktor G des *AD8226* wird über den Widerstand $R_5 = 51,4\text{ k}\Omega$ auf $G = 2$ gesetzt. An den Ausgang des *AD630* ist ein Tiefpass dritter Ordnung angeschlossen, um die Trägerfrequenz vom Gleichspannungssignal zu trennen. Die Grenzfrequenz des Tiefpass beträgt $f_g = 187\text{ Hz}$. Nach dem Tiefpass folgt ein Spannungsfolger, um den Tiefpass nicht

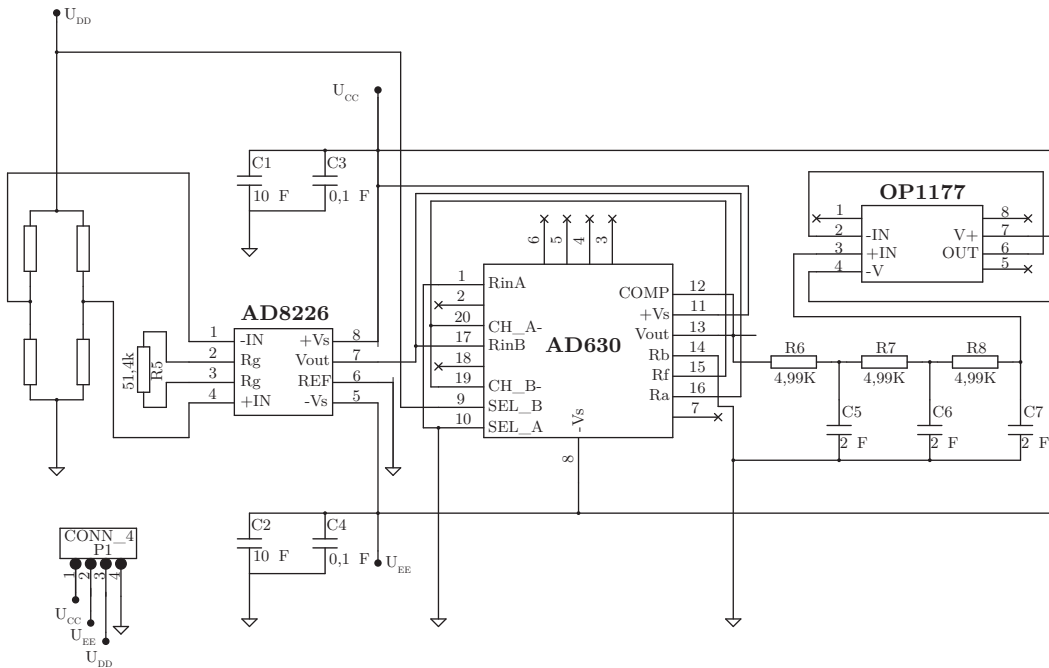


Abb. 3.5: Schaltkreis der AC-Messbrücke mit Lock-in-Verstärker nach [111]

zu stark zu belasten. Hierfür wird der Operationsverstärker *OP1177* (*Analog Devices*) verwendet, indem der Ausgang auf den Eingang rückgekoppelt wird [118]. Der *AD630*, sowie der *AD8226* und der *OP1177* werden über $U_{CC} = 15\text{ V}$ und $U_{EE} = -15\text{ V}$ versorgt. Die Brücke wird über U_{DD} mit einem Funktionsgenerator gespeist, um die Trägerfrequenz und Amplitude frei wählen zu können.

Der Vergleich von AC- und DC-Messbrücke erfolgt an einer Vollbrücke, um Quereinflüsse durch Temperatur, Stromänderungen bei Dehnung und Nichtlinearitäten zu vermeiden. Dazu wird die Wägezelle *BCA-M 10* von *CAS Waagen* verwendet, die eine maximale Last von 10 kg aufweist [119]. Die oben beschriebene AC-Messbrücke wird mit $u_{q,RMS} = 5\text{ V}$ und der Trägerfrequenz $f_t = 1000\text{ Hz}$ beschaltet. Für die DC-Messbrücke wird nur der Instrumentenverstärker *AD8226* verwendet. Das Signal wird an Pin 7 des *AD8226* abgegriffen. Die Brücke wird mit $U_q = 5\text{ V}$ betrieben.

Zur Charakterisierung des Rauschniveaus wurden jeweils $n = 100000$ Samples mit einer Samplingfrequenz von $f_s = 20\text{ kHz}$ aufgenommen. Das Ergebnis ist in Abbildung 3.6 zu sehen. Das Rauschniveau der AC-Messbrücke ist deutlich geringer als das der DC-Messbrücke. Die Standardabweichung beträgt bei der DC-Messbrücke $\sigma_{std,DC} = 8,95\text{E-}5\text{ V}$ und bei der AC-Messbrücke $\sigma_{std,AC} = 3,12\text{E-}6\text{ V}$. Damit ist die Steilheit der Verteilungsfunktion in Abbildung 3.6b bei der AC-Messbrücke wesentlich größer als bei der DC-Messung. Betrachtet man den Quotienten der beiden Standardabweichungen, so verringert sich das Rauschniveau um den Faktor 29, wenn die Messbrücke mit Wechselstrom anstelle von Gleichstrom betrieben wird. Damit kann eine Dehnung ε mit der hier aufgebauten AC-Messbrücke wesentlich

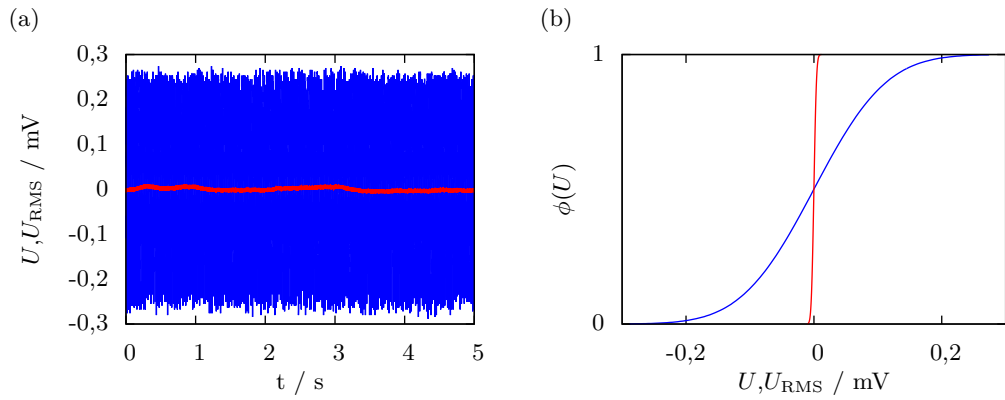


Abb. 3.6: Vergleich einer Messbrücke mit AC- (rot) und DC-Erregung (blau). (a) Rauschniveau; (b) Verteilungsfunktion der in (a) abgebildeten Messwerte.

präziser erfasst werden.

4

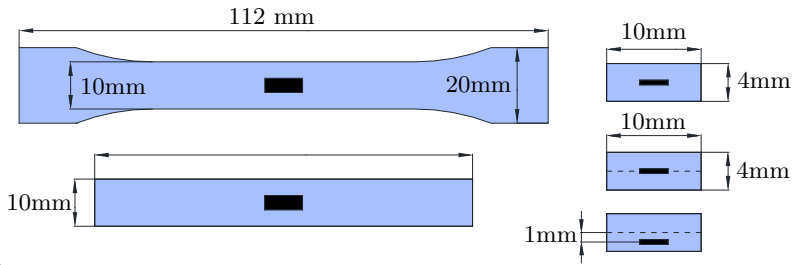
Integration von Sensoren in Epoxidharz

In diesem Kapitel wird der mechanische Fremdkörpereffekt experimentell untersucht. Als Matrixmaterial wird Epoxidharz verwendet, da es sich sehr einfach verarbeiten und in Form bringen lässt und zudem elektrisch isolierend ist. Für die praktischen Versuche werden zunächst Inlays aus Silizium ohne sensorische Funktion in Epoxidharz integriert, um die mechanische Festigkeit zu messen. Im Anschluss erfolgt die Integration eines an die Matrix angepassten Dehnungsmessstreifens. Damit wird untersucht, wie sich die Sensitivität zwischen einem auf die Oberfläche eines Probekörper aufgeklebten DMS und einem materialintegrierten DMS unterscheidet. Abschließend wird eine sensorische Linearführung modelliert, aufgebaut und charakterisiert.

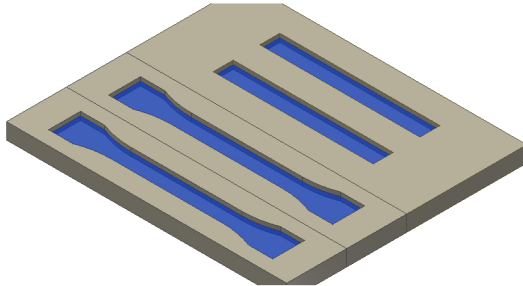
4.1 Silizium-Inlays in Epoxidharz

Ein starres Inlay integriert in eine vergleichsweise elastische Matrix führt zu erhöhten mechanischen Spannungen im Inlay und der Matrix (siehe Kapitel 2.1). Um dies auch experimentell zu untersuchen, eignet sich als Inlaymaterial Silizium, da dies der Standardwerkstoff der Elektronik und Mikrosystemtechnik ist. Silizium wird in Epoxidharz als Matrixmaterial eingebettet und einer zerstörenden Festigkeitsprüfung unterzogen. Das verwendete Epoxidharz (Polycarbonat) hat ein E-Modul von $E_{\text{Epoxi}} = 2,85 \text{ GPa}$ [120]. Dagegen ist Silizium mit einem E-Modul von 130 GPa (in $\langle 100 \rangle$ -Richtung) deutlich weniger elastisch. Das Verhältnis der beiden E-Module beträgt $e = 46$. Nach den Betrachtungen aus Kapitel 2.1 hat ein Bauteil aus Epoxidharz mit einem Silizium-Inlay eine deutliche geringere Festigkeit als ein Bauteil ohne Silizium-Inlay.

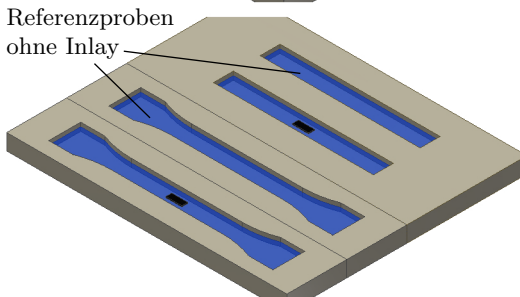
(a) Abmessungen der Probekörper



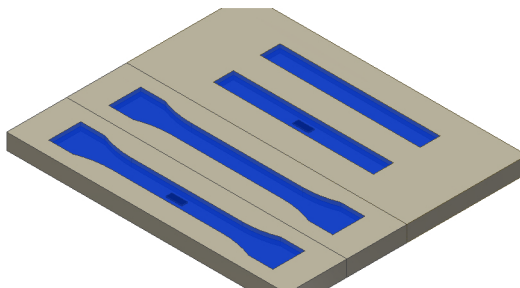
(b) Prozessierung der Probekörper



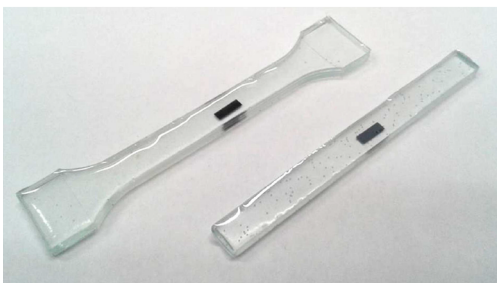
- Einsprühen der Silikonform mit Antihafmittel (*Kontaktspray 701*)
- Füllen der Silikonform bis zur Hälfte mit Epoxidharz
- Vorhärtung für 1,5 h bei 70 °C im Ofen



- Plazieren der Inlays auf den vorgehärteten Proben



- Auffüllen der Form bis zum Rand
- Aushärten des Epoxidharzes für 16 h bei 70 °C im Ofen



- Auslösen der Probekörper aus der Silikonform

Abb. 4.1: Design und Herstellung der Probekörper mit und ohne Inlay.

4.1.1 Aufbau der Probekörper

Für die Untersuchungen wurden verschiedene Probekörper aufgebaut und Zug- und Biegetests unterzogen. Für die Zugtests wurden Zugproben in Anlehnung an *Din 527* [121] gefertigt und für die Biegetests Biegeproben in Anlehnung an *Din 3167* [122]. Die Herstellung der Inlays erfolgte durch Vereinzeln von <100>-Wafers mit einer Dicke von 520 μm , 380 μm und 220 μm in 8 mm x 3 mm große Stücke. Die Abmessungen der Proben sind in Abbildung 4.1 gezeigt. Bei den Zugproben ist das Inlay mittig im Probekörper platziert. Im Biegefall ist das Inlay einerseits in der neutralen Faser, andererseits ist es mit einer Exzentrizität von 1 mm außerhalb der neutralen Faser im zugbeanspruchten Bereich. Der Prozess zur Herstellung der Probekörper ist ebenfalls in Abbildung 4.1 zu sehen. Für Referenzmessungen wurden gleichzeitig Probekörper ohne Inlay hergestellt. Die Herstellung erfolgte ebenfalls in einem zweistufigen Prozess, analog zu den Probekörpern mit Inlay (siehe Abbildung 4.1).

4.1.2 Vermessung der Probekörper

Die Messung der maximalen Festigkeit der Zugproben erfolgte an einem Kraftmessplatz, der in Abbildung 4.2(a) zu sehen ist. Hierfür werden die Probekörper in einen für diesen Test angefertigten Adapter eingelegt. Ein hydraulischer Zylinder kann eine je nach Steuerung definierte Kraft auf die Probe aufbringen. Die Kraft wird mit einer Kraftmessdose ausgelesen. Die Bestimmung der maximalen Biegefestigkeit der Biegeproben wurde an dem in Abbildung 4.2(b) gezeigten Messgerät durchgeführt. Dazu wird die Probe auf zwei Schenkel ($D=6$ mm, Abstand $l=60$ mm) aufgelegt. Durch das Aufbringen einer definierten Kraft mit einem zylindrischen Stempel (Durchmesser 10 mm) kann der Probekörper dann bis zur Zerstörung gebogen und die maximale Biegekraft bestimmt werden. Einige zerstörte Proben sind in Abbildung 4.2 zu sehen.

4.1.3 Auswertung der Zerstörungsprüfung

Die Messergebnisse der zerstörten Probekörper sind in Abbildung 4.3 zu sehen. Betrachtet man zunächst die Ergebnisse der Zugprüfung, so zeigt sich, dass durch die Integration von Silizium in Epoxidharz die absolute Festigkeit der Probekörper um mehr als die Hälfte sinkt, obwohl das Verhältnis der Querschnitte von Silizium zu Epoxidharz weniger als 4% beträgt. Ohne Inlay beträgt die Festigkeit $\sigma = 60$ MPa, mit einem Inlay der Dicke $d = 520$ μm sinkt sie auf $\sigma_{\text{max}} = 25$ MPa. Einen großen Unterschied zwischen den Inlaydicken gibt es nicht: bei einem Inlay der Dicke $d = 380$ μm sinkt die Festigkeit auf $\sigma = 21,6$ MPa, bei einem Inlay mit $d = 220$ μm auf $\sigma = 22,8$ MPa. Durch das im Vergleich zum Epoxidharz sehr steife Inlay aus Silizium kann es analog zur Theorie aus Kapitel 2.1.1 zu zwei Ausfallursachen kommen. Erstens kommt es an der Grenzfläche Inlay-Matrix zu einer Überhöhung der mechanischen Spannung im Epoxidharz. Somit wird lokal die Zugfestigkeitsgrenze überschritten, während sie im restlichen Epoxidharz noch nicht erreicht wird. Die zweite Ausfallursache ist die hohe mechanische Spannung im Silizium, insbesondere an der Kante zum Epoxidharz. In beiden Fällen führt das lokale Überschreiten der Zugfestigkeitsgrenze zu lokalem Materialversagen. Durch den Rissfortschritt fällt dann die gesamte Probe aus.

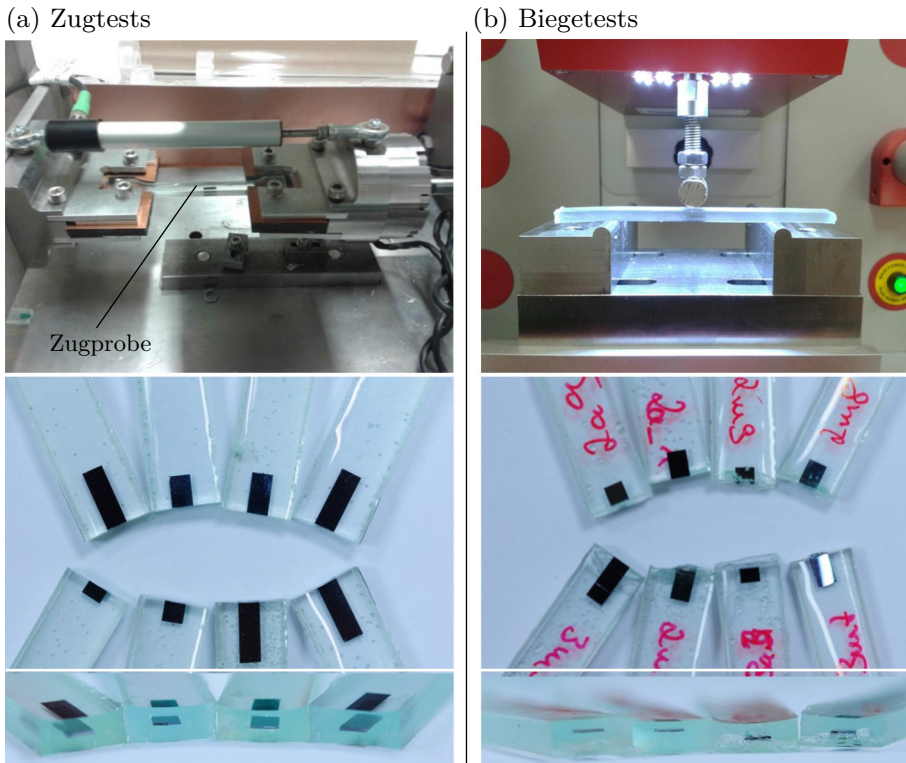


Abb. 4.2: Aufbau zur Vermessung der Probekörper (Prüfstand Zugtests: Eigentwicklung *IMSAS*, Prüfstand Biegetests: *XYZTEC*) und einige zerstörte Probekörper

Die Biegetests müssen etwas differenzierter betrachtet werden. Ein $220\ \mu\text{m}$ dickes Si-Inlay in der neutralen Faser setzt die Biegefestigkeit nur geringfügig herab. Das Inlay ist relativ flexibel und durch die Positionierung in der neutralen Faser wird es nur geringen Biegekräften ausgesetzt. Bei einem etwas dickeren Inlay — $d = 380\ \mu\text{m}$ — in der neutralen Faser verringert sich die Festigkeit schon deutlich. Das Inlay ist steifer; da die Matrix aber maßgeblich den Biegeradius beeinflusst, fällt das Epoxidharz früher aus. Wird das Inlay mit einer Exzentrizität von $ec = 1\ \text{mm}$ außerhalb der neutralen Faser positioniert, so wird die Biegefestigkeit um mehr als die Hälfte reduziert. Je weiter das Si-Inlay nach außen, weg von der neutralen Faser, positioniert wird, steigt der Einfluss des Si-Inlay auf die Gesamtfestigkeit, analog zur Theorie in Kapitel 2.1. Hier kommt es schon bei kleinen Biegeradien zum Bruch des Siliziums und somit zum Ausfall der gesamten Probe. Die Ausfallmechanismen sind bei allen Biegeproben gleich: Es kommt zu Brüchen im Silizium, da dies deutlich steifer ist, als das Polycarbonat. Die lokale Überschreitung der Festigkeitsgrenze führt zu einem lokalen Bruch, der sich dann durch Rissfortschritt durch die gesamte Probe zieht und somit zum Ausfall der Probe führt.

Ein deutlicher Einfluss durch den zweistufigen Epoxidharzprozess lässt sich nicht erkennen. Die Zugfestigkeit beträgt nach Datenblatt [120] $\sigma_{z,\text{max}} = 65\ \text{MPa}$; gemessen wurden $\sigma_{z,\text{max}} = 62\ \text{MPa}$. Bei der Biegefestigkeit ist die Abweichung noch geringer: $\sigma_{b,\text{max}} = 110\ \text{MPa}$ nach Datenblatt und $\sigma_{b,\text{max}} = 109\ \text{MPa}$ gemessen.

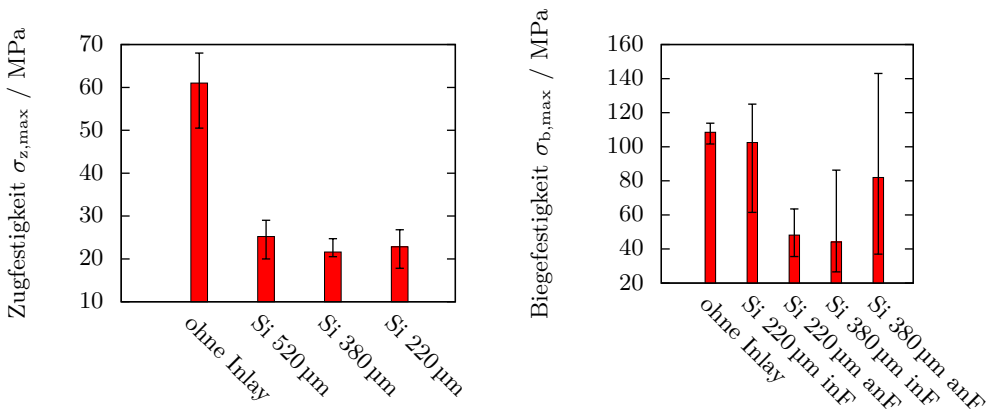


Abb. 4.3: Zug- und Biegefestigkeit der Probekörper mit und ohne Inlay (inF = in der neutralen Faser, anF = außerhalb der neutralen Faser). Die schwarzen Querstriche innerhalb der roten Balken geben den minimal und maximal Wert an.

In den Modellierungen in Kapitel 2.1 zeigte sich, dass ein im Vergleich zur Matrix steiferes Inlay das makroskopische Verhalten verändern kann. Dies wurde in diesem Kapitel nun experimentell untermauert. Die Zugfestigkeit wird durch ein vergleichsweise steifes Inlay grundsätzlich herabgesetzt. Bei der Biegefestigkeit muss, wie auch schon in Kapitel 2.1 eingangs erwähnt, die Funktion und demnach die Position des Inlays in der Matrix beachtet werden. Ein Inlay in der neutralen Faser, wie beispielsweise ein Temperatursensor, verändert die Biegefestigkeit nur geringfügig. Hingegen wird die Biegefestigkeit stark beeinflusst, wenn das Inlay außerhalb der neutralen Faser hin zum Rand positioniert wird, wie es für einen Dehnungsmessstreifen nötig wäre. Die allgemeine Schlussfolgerung ist, vergleichsweise steife Materialien bei der Sensorintegration zu vermeiden und Sensoren als Folie oder auf dem Matrixmaterial zu fertigen, gemäß Abbildung 2.11 aus Kapitel 2.5.

4.2 Dehnungsmessstreifen - Oberflächenmontage vs. Materialintegration

Handelsübliche Dehnungsmessstreifen werden heutzutage immer auf einer Oberfläche eines Bauteils aufgeklebt. Als Klebstoff kommen häufig Cyanacrylate zum Einsatz (Sekundenkleber), aber auch Epoxidharze [123, 124]. Der Klebstoff ist in Bezug auf die mechanische Verbindung von DMS und Bauteil eine Schwachstelle. Hat der DMS eine mangelhafte Haftung oder wurde der falsche Klebstoff ausgewählt, so wird die mechanische Spannung nicht auf den DMS übertragen. Weiterhin hat die Elastizität des Klebstoffes einen negativen Einfluss auf das Ausgangssignal. Die Klebstoffdicke reproduzierbar aufzutragen ist schwierig. Hinzu kommt, dass der DMS nicht vor Zerstörung durch äußere Einflüsse wie Luftfeuchtigkeit oder Steinschlag geschützt ist [125]. Eine andere Möglichkeit, ist die Integration eines DMS in ein Bauteil. Dafür gibt es drei Vorteile:

- Mit einem materialintegrierter DMS können Messdaten aus dem Inneren des Bauteils gewonnen werden.

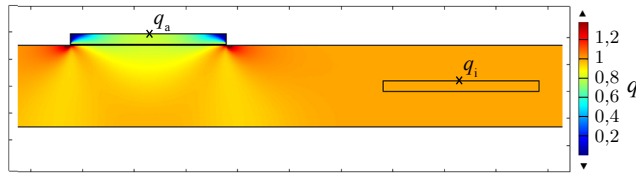


Abb. 4.4: FE-Simulation des mechanischen Verhaltens eines äußeren und inneren DMS. Die Klebeschichtdicke beträgt $d = 50 \mu\text{m}$. Für den Vergleich wurden die Belastungen an den Punkten q_i und q_a verwendet

- Der DMS ist vor Umwelteinflüssen geschützt.
- Durch eine bessere mechanische Kopplung hat der DMS eine höhere Sensitivität.

Die beiden ersten Punkte sind evident. Der dritte Punkt der höheren Sensitivität ist nicht klar. Aus diesem Grund werden nachfolgend DMS auf eine Oberfläche aufgebracht — äußerer DMS — und das Ausgangssignal mit materialintegrierten DMS — innerer DMS — verglichen.

Als Probekörper wird wieder eine Zugprobe aus Epoxidharz verwendet, wie sie im vorherigen Kapitel 4.1 beschrieben ist. Aufbauend auf den Erkenntnissen aus Kapitel 2 und 4.1 wird der DMS auf Polycarbonat, das Epoxidharz gleich ist, gefertigt. Eine Korrektur der Messergebnisse ist damit nicht notwendig, weil nur noch die Nanometerdicke Sensorschicht als Fremdkörper zu betrachten ist.

4.2.1 Modellierung der Sensitivität von äußerem und inneren DMS

Die Berechnung der Sensitivität wurde numerisch in *Comsol Multiphysics* durchgeführt. Dafür wurde der Probekörper mit einem inneren und äußeren DMS dreidimensional modelliert. Die eigentliche Funktionsschicht des DMS ist nicht im Modell integriert, da sie mit 300 nm Dicke im Vergleich zum 4 mm dicken Testobjekt keinen Einfluss hat. Die Randbedingungen für die Modellierung sind analog zu denen aus Kapitel 2.1 gesetzt. Die Klebeschichtdicke beträgt $d = 50 \mu\text{m}$. Die mechanische Belastung in der Schnittebene der Zugprobe ist in Abbildung 4.4 zu sehen. Für den äußeren DMS ergibt sich ein Lastfaktor (siehe Kapitel 2.1) von $q_a = 0,81$ und für den inneren DMS $q_i = 1$ und somit $q_a = 0,81 \cdot q_i$.

4.2.2 Herstellung der Dehnungsmessstreifen und Probekörper

Für die Dehnungsmessstreifen wurden verschiedene Geometrien der Leiterbahnen realisiert. Die Breite der Leiterbahn ist mit $b = 15 \mu\text{m}$ konstant gehalten, während die Länge der Leiterbahn zwischen $l = 1 - 3 \text{ mm}$ variiert. Das Design, der Herstellungsprozess sowie die elektrische Kontaktierung der Dehnungsmessstreifen ist in Abbildung 4.5 zu sehen. Eine Mikroskopaufnahme des DMS und ein DMS mit elektrischer Kontaktierung zeigt Abbildung 4.6. Die Integration des DMS in die Zugprobe erfolgt analog zu der Integration der Siliziumdummies aus dem vorherigen Kapitel 4.1 (Abbildung 4.1) und wird daher an dieser Stelle nicht noch einmal ausführlich beschrieben. Anstelle des Siliziumdummies wurde ein DMS auf dem vorgehärteten Epoxidharz platziert. Der einzige Unterschied im Herstellungsprozess der Pro-

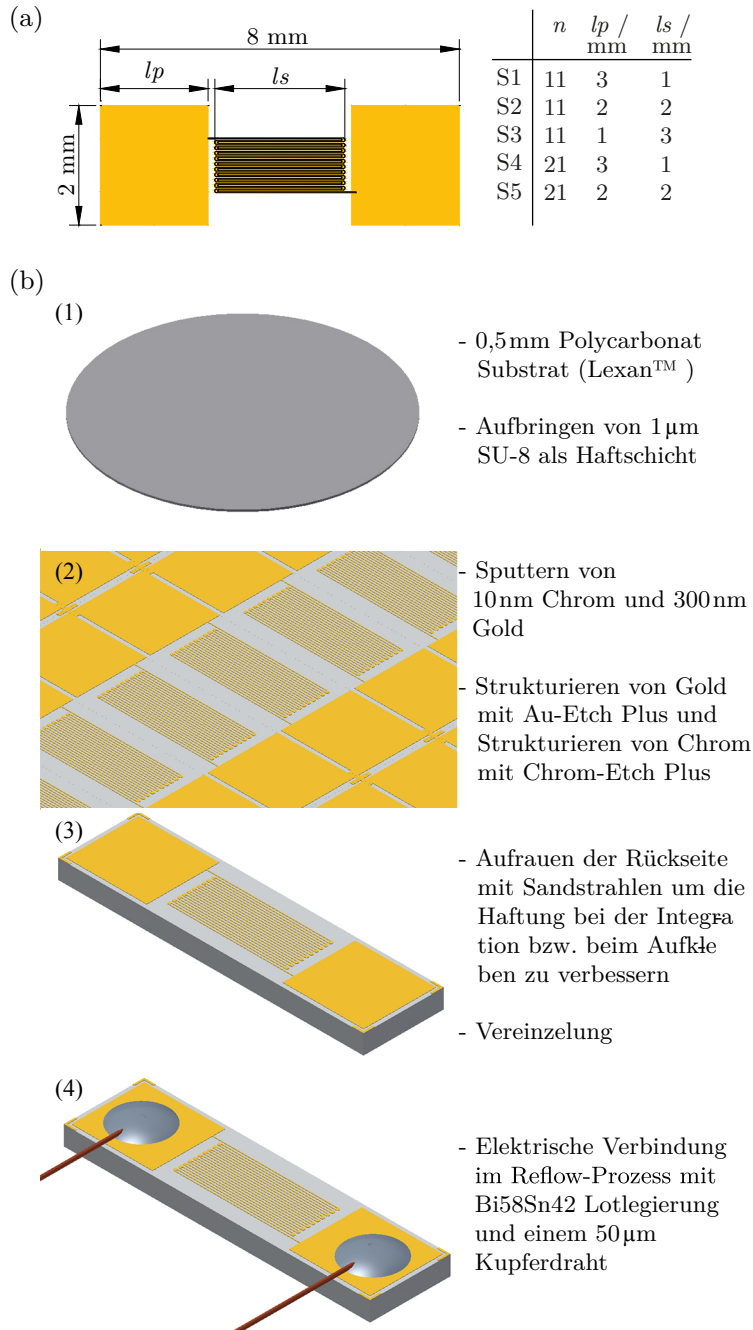


Abb. 4.5: (a) Design der DMS, alle Angaben in mm; (b) Prozessablauf zur Herstellung der DMS

bekörper besteht in der Aushärtezeit und -temperatur. Die Probekörper wurden für $t = 3$ h bei $T = 50$ °C vorgehärtet, bevor die Form dann komplett aufgefüllt wurde. Die vollständige Aushärtung erfolgte bei $T = 50$ °C für $t = 16$ h. Zum Aufkleben des äußeren DMS wurde Cyanacrylat verwendet (*Loctite 401*). Um eine möglichst gute Haftung der beiden Oberflä-

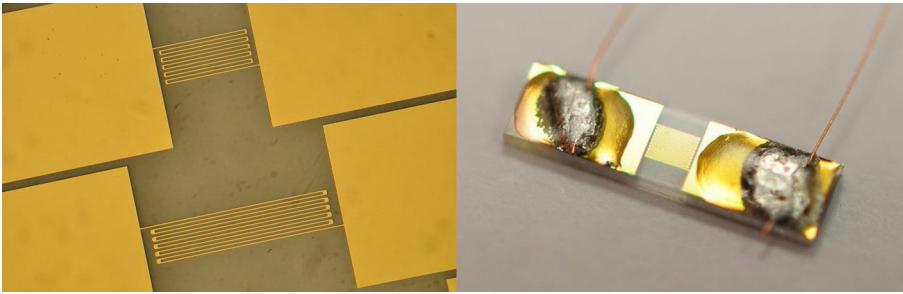


Abb. 4.6: Links: Mikroskopaufnahme einer Leiterschleife des aus Gold hergestellten DMS; Rechts: Elektrisch kontaktierter DMS

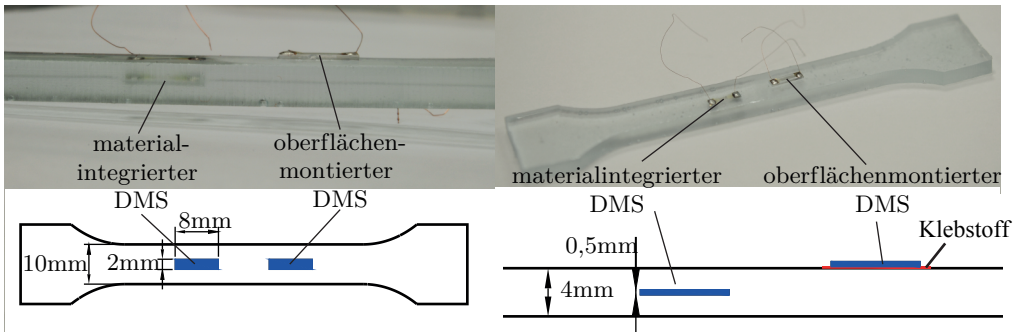


Abb. 4.7: Probekörper mit materialintegriertem DMS und einem DMS der mit Cyanacrylat auf die Oberfläche geklebt ist.

chen des DMS und des Probekörpers zu erzielen, wurden sie aufgeraut. Nach dem Auftragen eines Klebetropfens wurde der DMS unter leichtem Druck auf den Probekörper gepresst. Die fertigestellten Probekörper mit innerem und äußerem DMS zeigt Abbildung 4.7.

4.2.3 Messergebnisse äußerer und innerer Dehnungsmesstreifen

Die Charakterisierung der Dehnungsmesstreifen erfolgte mit der in Kapitel 4.1, Abbildung 4.2(a) gezeigten Prüfmaschine. Zusätzlich wurde ein resistiver Wegaufnehmer installiert, um die Dehnung ε aufzunehmen. Die Messung der Widerstandsänderung erfolgte mit einer abgeglichenen Viertelbrücke bei $U_q = 2\text{ V}$. Die Aufnahme der Messwerte wurde mit einer Messkarte von *National Instruments* ($f_s = 1000\text{ Hz}$, $n = 1000$ Samples pro Messpunkt) und *LabView* durchgeführt.

In Abbildung 4.8(a) ist die Brückenspannung U_b in Abhängigkeit der Dehnung ε für Probe 1 für beide DMS aufgezeichnet. Die Kennlinie des inneren DMS ist dabei steiler als die des äußeren DMS. Dies lässt sich für die anderen vier Probekörper ebenfalls messen, was in Abbildung 4.8(b) zu sehen ist. Hier ist die Sensitivität (Quotient auf Brückenspannung und Zugkraft) des inneren DMS immer höher als die des äußeren. Die experimentellen Ergebnisse stimmen mit den theoretischen Berechnungen aus Kapitel 4.2.1 gut überein, außer bei Probe 3. Eine Ursache könnte die schlechte Haftung des DMS durch eine Luftblase sein. Allerdings

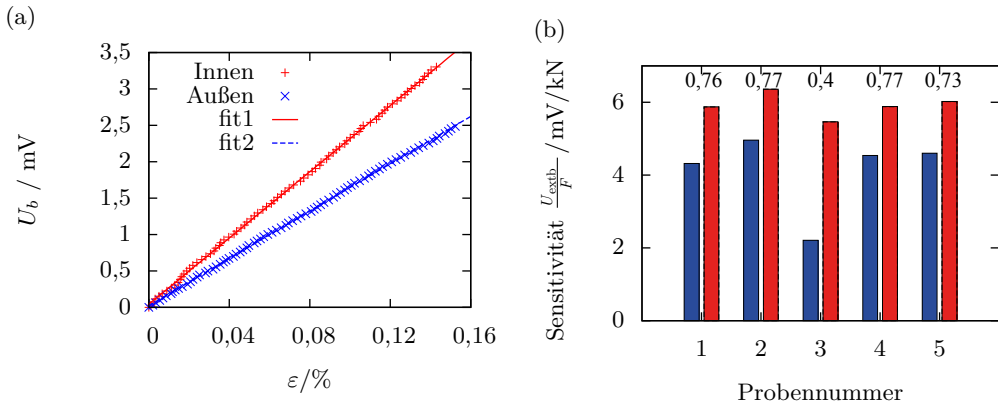


Abb. 4.8: (a) Sensitivität des inneren DMS (rotes Plus) und Sensitivität des äußeren DMS (blaues Kreuz); (b) Sensitivität des inneren DMS (rot) und Sensitivität des äußeren DMS (blau) für fünf Sensoren. Um den Unterschied leichter zu erkennen ist der Quotient der beiden Sensitivitäten über einen Balkenpaar notiert.

sind unter dem Mikroskop keine Störstellen zu sehen. Die Abweichungen zwischen Theorie und Experiment lassen sich durch Ausrichtungsfehler zwischen Zugrichtung des Probekörpers und Leiterbahnrichtung des DMS erklären. Außerdem müssen Toleranzen bei der Fertigung der DMS und der Probekörper einbezogen werden. Abschließend lässt sich festhalten, dass durch die Integration des DMS eine höhere Sensitivität erreicht wird.

4.3 Entwicklung einer sensorischen Linearführung

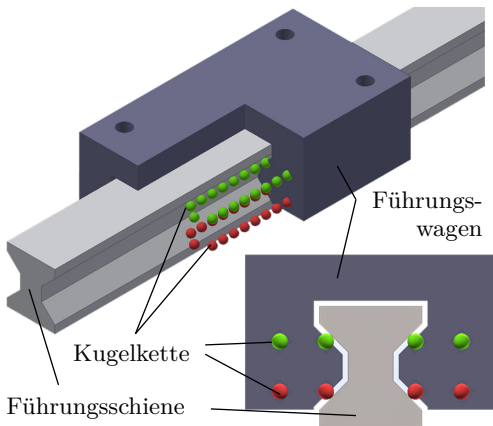
In diesem Kapitel liegt der Fokus auf einem Anwendungsbeispiel für einen materialintegrierten Dehnungsmessstreifen. Ziel ist es, Dehnungen in einer Linearführungsschiene mithilfe eines integrierten DMS zu messen. Dafür wird die mechanische Belastung der Führungsschiene modelliert. Die Technologie zum Aufbau der sensorischen Führungsschiene basiert im Wesentlichen aus den Erfahrungen aus den vorangegangenen Kapiteln 4.1 und 4.2

Die Linearführung zählt im Maschinenbau zu den Maschinenelementen und ermöglicht eine relative Bewegung von Bauteilen. Allgemein hat ein Bauteil sechs Freiheitsgrade: drei translatorische und drei rotatorische. Bei der Linearführung werden die sechs Freiheitsgrade auf einen translatorischen Freiheitsgrad reduziert. Es gibt allerdings Ausführungen, die auch einen rotatorischen Freiheitsgrad besitzen. [126]

Linearführungen sind heute Bestandteil von vielen Maschinen und Anlagen. In einer Werkzeugmaschine werden Linearführungen zur Positionierung zum Beispiel von Fräsköpfen eingesetzt. Roboter werden durch Linearführungen bewegt und auch eine Achterbahn kann als Linearführung angesehen werden. Eine Linearführung besteht immer aus zwei Bauteilen: der Führungsschiene und dem Führungsschlitten. Der Führungsschlitten ist dynamisch und führt eine Bewegung auf der Führungsschiene aus, die dabei statisch ist (wobei sich die Ebene, auf der sie montiert wird, auch bewegen kann).

Linearführungen lassen sich nach drei verschiedenen Kriterien einteilen [126]:

Aufbau einer Linearführung:



Linearführung BOSCH R1666:

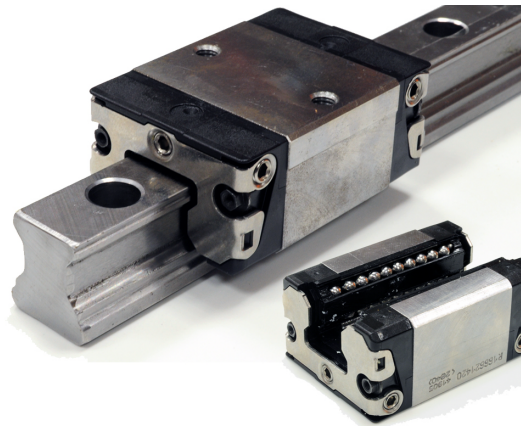


Abb. 4.9: Prinzip einer Linearführung und die in dieser Arbeit verwendete Linearführung

- Schlussart: Gleitführungen, Wälzführungen, elektromagnetische Führungen und Führungsgetriebe
- Geometrie der Paarungsflächen: Paarung ebener Flächen, Paarung zylindrischer Flächen
- Sicherung der Paarung: Offene Führung (Kraftpaarung), geschlossene Führung (Form- oder Stoffpaarung)

Die in dieser Arbeit ausgewählte Führung ist in Abbildung 4.9 zu sehen. Sie ist eine geschlossene Wälzführung, mit Paarung zylindrischer Elemente. Die Führung besteht aus vier umlaufenden Kugelketten, wie es ebenfalls in Abbildung 4.9 angedeutet ist. Bewegt sich der Führungsschlitten mit der Geschwindigkeit v , so bewegt sich die Kugelkette mit halber Geschwindigkeit $\frac{v}{2}$, da die Führungsschiene statisch ist.

Linearführungen werden zum Teil sehr großen dynamischen Kräften ausgesetzt. Der Führungsschlitten kann sich mit mehreren Metern pro Sekunde auf der Führungsschiene bewegen. Der Ausfall einer solchen Führungsschiene kann weitreichende Folgen haben. Unter Sicherheitsaspekten kann sie Menschenleben gefährden (Beispiel „Achterbahn“). In Produktionsketten kann der Ausfall zum ungewollten Produktionsstopp und folglich zu hohen Kosten führen. Typische Ausfallursachen, die von Führungsherstellern genannt wurden, sind [3]:

- Mechanische Überbelastung der Führungsschiene und dadurch entstehende Materialausbrüche, die als „Pitting“ bezeichnet werden
- Verschleiß oder Bruch der Kugeln in der Linearführung, die zum Ausfall des Führungsschlittens führen
- Mangelnde Ölzufuhr und dadurch erhöhte Reibung mit der Gefahr der Überhitzung und Überbeanspruchung der Bauteile.

Das Interesse an der Vermeidung solcher Ausfälle mit der Folge von Sicherheitsrisiken oder hoher Kosten ist groß. Es gibt bereits verschiedene Ansätze, eine Linearführung zu überwa-

chen, die sich im Wesentlichen in Patenten finden. Die Idee, einen Körperschallsensor in den Führungswagen zu integrieren, um den Schmierzustand zwischen Wagen und Schiene zu überwachen, wird in [127] beschrieben. Ein anderer Ansatz verfolgt die Überwachung des Energieverbrauchs des Antriebs, um darüber Rückschlüsse auf erhöhte Reibung in der Linearführung zu bekommen [128]. Während sich die beiden vorherigen Überwachungsmöglichkeiten auf den Führungswagen konzentrieren, wird in [129] beschrieben, die Führungsschiene von außen mit Schallwellen zu überprüfen. Ändert sich das Sensorsignal, so können hierüber Rückschlüsse auf mögliche Defekte erfolgen. Ein Sensor, integriert in eine Führungsschiene, zur Messung von Temperaturen und Verformungen, findet sich in der Literatur nicht.

Die Messung der Verformung und Temperatur kann aber nicht nur zur Zustandsüberwachung dienen. Bei Positionieraufgaben spielt Genauigkeit eine große Rolle. Dabei wird immer die gleiche Position von der Steuerungseinheit vorgegeben. Diese kann aber bei Temperaturunterschieden und je nach Belastung der Lager und Führungen variieren und weist somit größere Toleranzen auf. Kennt man aber die Verformung oder die lokale Temperatur der Führungsschiene, so kann ein Regelkreis aufgebaut werden. Die Regelungseinheit kann dann die Position nachführen und somit präziser positionieren.

Da die Integration von Sensoren in metallische Werkstoffe mit größeren Herausforderungen verbunden ist als die Integration von Sensoren in Kunststoffen, wird die Führungsschiene zunächst aus Kunststoff abgeformt. Damit soll untersucht werden, ob eine sensorische Linearführung prinzipiell aufgebaut werden kann. Weiterhin bietet der Aufbau aus Kunststoff den Vorteil, dass auf die Technologie und die Sensoren aus dem vorherigen Kapitel 4.2 zurückgegriffen werden kann. Die Charakterisierung ist ebenfalls einfacher, da im Gegensatz zu metallischen Führungsschienen deutlich geringere Belastungskräfte notwendig sind.

4.3.1 Modellierung der Linearführung

Die Modellierung der Führungsschiene hat zwei Ziele. Erstens soll eine geeignete Sensorposition zur Messung von Verformungen gefunden werden. Zweitens ist die Sensorantwort von Interesse, wenn der Führungswagen über den Sensor fährt.

Bei der ausgewählten Linearführung laufen die Wälzkörper auf der gekrümmten Oberfläche der Führungsschiene. In diesem Belastungsfall berühren sich der Wälzkörper und die Führungsschiene nur auf einer Linie, ähnlich einem Zylinder auf einer Oberfläche. Diese Art der Belastung wird als HERTZ'sche Pressung bezeichnet. Sie ist nach H. HERTZ benannt, der 1881 die Verformung zweier sich berührender Kugeln analytisch berechnete [130]. Die direkte Modellierung der HERTZ'schen Pressung, also über die Berührung zweier Körper, erweist sich mit *Comsol Multiphysics* als schwierig und häufig nicht möglich. Der Grund liegt in den internen Algorithmen der Software [131]. Deshalb werden die auftretenden Kräfte zunächst analytisch berechnet und dann als Randbedingung für die Modellbildung verwendet.

Die Druckverteilung bei HERTZ'scher Pressung im Fall der Paarung Zylinder-Ebene (Paarung Wälzkörper-Führungsschiene) ist in Abbildung 4.10 gezeigt. Analog dazu verformt sich auch die Führungsschiene und der Wälzkörper drückt in die Führungsschiene, was in Abbil-

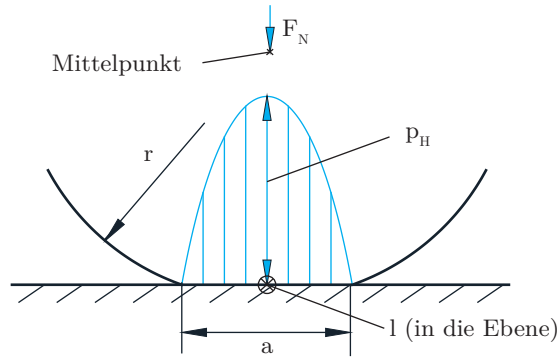


Abb. 4.10: HERTZ'sche Pressung beim Kontakt Zylinder-Ebene nach [132]

dung 4.10 nicht gezeigt ist. Der HERTZ'sche Druck berechnet sich nach [133] wie folgt:

$$p_H = \sqrt{\frac{F_N E}{2\pi r l}}. \quad (4.1)$$

r ist dabei der Radius des Wälzkörpers, l ist die Länge des Wälzkörpers und Führungsschiene und F_N die Normalkraft, mit der Wälzkörper und Führungsschiene ineinander gepresst werden. Die Gleichungen gelten nur für homogene, isotrope, vollkommen elastische Körper, bei denen das HOOKE'sche Gesetz gilt. Weiterhin dürfen die Verformungen bzw. Abplattungen nur klein gegenüber den Körperabmessungen sein, und in der Druckfläche treten keine Schub-, sondern nur Normalspannungen (Druck) auf. Für gleiche Werkstoffe ist E das E-Modul und ν die Querkontraktionszahl des Werkstoffs. Unterscheiden sich Wälzkörper und Führungsschiene in ihren Materialeigenschaften, so muss ein äquivalentes E-Modul berechnet werden. Da beide Werkstoffe durch ihre elastischen Eigenschaften als Feder gesehen werden können, deren Steifigkeit das E-Modul beschreibt, berechnet sich das E-Modul analog zur Parallelschaltung zweier Federn:

$$E = \frac{2E_1 E_2}{E_1 + E_2} \quad (4.2)$$

und

$$\nu = \frac{2\nu_1 \nu_2}{\nu_1 + \nu_2}. \quad (4.3)$$

Durch das Zusammenpressen von Wälzkörper und Führungsschiene entsteht eine Kontaktfläche, die sich aus der bekannten Länge l und der sich wie folgt zu berechnenden Kontaktlänge a ergibt [133]:

$$a = \sqrt{\frac{8(1 - \nu^2)F_N r}{\pi E l}}. \quad (4.4)$$

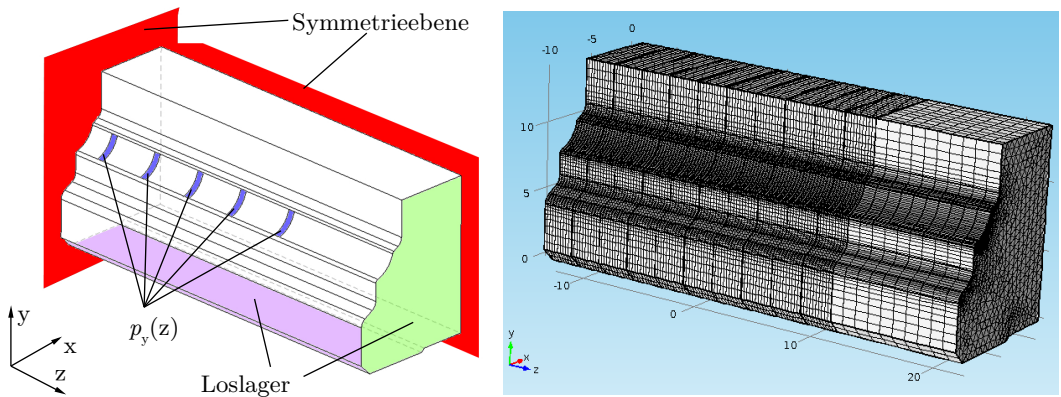
Die Druckverteilung im Wälzkörper und der Führungsschiene bildet sich kreisförmig nach der Formel [133]:

$$p = p_H \frac{\sqrt{a^2 - z^2}}{a}. \quad (4.5)$$

Die Führungsschiene wird zunächst aus einem Epoxidharz aufgebaut. Der Wälzkörper ist aus Stahl. Die für die weiteren Berechnungen notwendigen Materialparameter sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Für die Normalkraft $F_N = 1 \text{ N}$ ist die Kontaktlänge nach Gleichung 4.4

Tabelle 4.1: Modelldaten für die Modellierung der Führungsschiene

| Parameter | Wert |
|---|---------------------------------------|
| E-Modul Epoxidharz | $E_{\text{Epoxy}} = 2,85 \text{ GPa}$ |
| Querkontraktionszahl Epoxidharz | $\nu_{\text{Epoxy}} = 0,4$ |
| E-Modul Wälzkörper (Stahl) | $E_{\text{Epoxy}} = 210 \text{ GPa}$ |
| Radius Wälzkörper | $r = 2,5 \text{ mm}$ |
| Länge Wälzkörper (aus [134]) | $l = 2,5 \text{ mm}$ |
| Äquivalentes E-Modul nach Gl. 4.2 | $E = 5,64 \text{ GPa}$ |
| Äquivalente Querkontraktionszahl nach Gl. 4.3 | $\nu = 0,3$ |

**Abb. 4.11:** Links: Randbedingungen für die modellierte Linearführung. Rechts: Mesh der Geometrie

$a = 24,24 \mu\text{m}$. Der HERTZ'sche Druck ist somit nach Gleichung 4.5 $p_H = 15,45 \text{ MPa}$. Mithilfe des HERTZ'schen Drucks und der Kontaktlänge kann dann die Kraftverteilung an der Oberfläche der Führungsschiene nach Gleichung 4.5 berechnet werden. Der Kraftvektor zeigt dabei in negative y-Richtung, was nichts anderes bedeutet, als dass der Führungswagen mit einem Gewicht belastet wird. Dies ist eine Randbedingung für die Modellierung der Führungsschiene, wie es in Abbildung 4.11 zu sehen ist. Als zweite Randbedingung wird die untere, rot gekennzeichnete Fläche in Abbildung 4.11 als Loslager gesetzt, sodass keine Verschiebungen in y-Richtung erfolgen kann. Da eine dreidimensionale Modellierung notwendig ist und diese sehr rechenintensiv ist, wird nur ein Viertel der Führung modelliert. Dafür ist es allerdings notwendig, eine Symmetrie in yz-Ebene einzufügen, wie es ebenfalls in Abbildung 4.11 zu sehen ist. In Laufrichtung (z-Richtung) werden nur fünf der zehn Wälzkörper modelliert, sodass sich hier ebenfalls eine Symmetrie in der xy-Ebene ergibt.

Auch ohne Modellierung ist bereits klar, dass die größten Dehnungen in y-Richtung liegen. Durch die HERTZ'sche Pressung wird das Material auf Druck beansprucht. Ein einzelner DMS weist die höchste Sensitivität in Leiterbahnrichtung auf. Der DMS wird also in y-Richtung eingebaut. Aus diesem Grund werden nur die Dehnungen in y-Richtung, also die Komponente ε_{22} des Verzerrungstensors, betrachtet. Das Resultat in der xy-Schnittebene an der Stelle p_H ist in Abbildung 4.12 zu sehen. Zur Veranschaulichung wird der dimensionslose

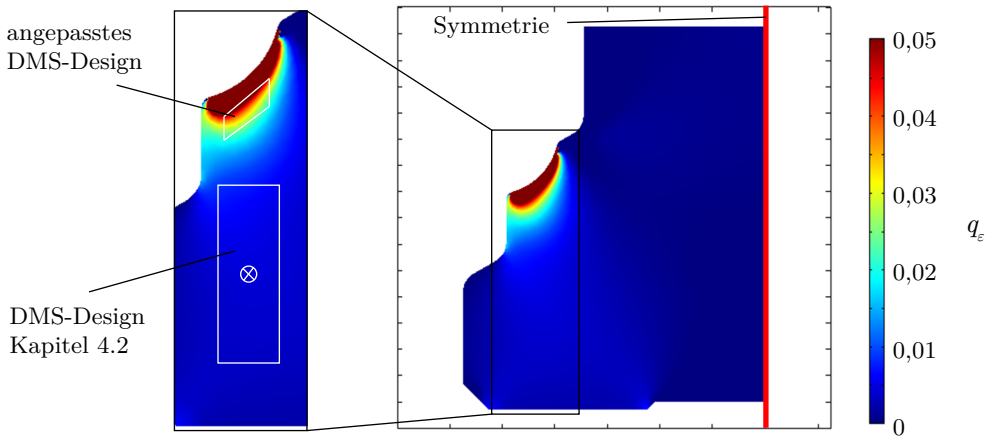


Abb. 4.12: Dehnungsfaktor q_ε . Zur besseren Veranschaulichung ist die Farbskala angepasst und für $q_\varepsilon > 0,05$ rot eingefärbt. Das weiße Kreuz ist der Schnittpunkt der Schnittlinie mit der Ebene (Abstand zur Unterseite 5 mm, Abstand zur Mittellinie 8,5 mm)

Dehnungsfaktor $q_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{22,\min}}$ verwendet, wobei $\varepsilon_{22,\min}$ die kleinste Dehnung bzw. größte Stauchung in der Schnittebene ist. Die Positionierung des DMS im Bereich der größten Dehnung, also unterhalb der Kontaktzone, ist nicht sinnvoll. Auch wenn ein minimalinvasiver Sensor das Ziel bei der Sensorintegration ist, so muss immer von einem Fremdkörperereffekt ausgegangen werden, der die Führungsschiene mechanisch schwächt. Der Bereich zwischen 0,5 mm und 1 mm unterhalb der Kontaktzone ist ein zu bevorzugender Bereich. Hier ergeben sich nicht die größten Dehnungen, aber dennoch Dehnungen von 5-10 % der Maximaldehnung.

Für die Integration eines Sensors in die Führungsschiene wurde vorerst kein eigenes Design entworfen. Da aus den Messungen aus dem vorherigen Kapitel 4.2 bereits Sensoren vorhanden waren, wurden diese für erste Tests verwendet. Bei diesem Design ist nachteilig, dass die Sensorstruktur zwischen zwei Kontaktpads liegt. Damit muss die eigentliche Messstruktur weiter entfernt vom bevorzugten Messbereich platziert werden als erwünscht (siehe Abbildung 4.12). Für diesen Bereich ergibt sich eine mittlere Dehnung in y-Richtung von $\varepsilon_{22} = 2,39 \times 10^{-5}$, bei $F_N = 1 \text{ N}$. Da beim Führungswagen immer 20 Wälzkörper im Eingriff sind, ergibt sich bei $F_N = 1 \text{ N}$ für den Führungswagen eine Belastung von $F_{Fw} = 20 \text{ N}$.

Aus der Modellierung lässt sich ebenfalls die Belastung der Führungsschiene in Führungsrichtung bestimmen. Dafür wird eine Schnittlinie in Führungsrichtung (z-Richtung) betrachtet, die in der xy-Ebene den DMS mittig schneidet, wie es durch das Kreuz in Abbildung 4.12 angedeutet ist. Die Dehnung ε_{22} bei $F_N = 1 \text{ N}$ entlang dieser Schnittlinie ist in Abbildung 4.13(a) zu sehen. Die y-Achse ist dabei Symmetrieachse, da in Führungsrichtung nur die halbe Geometrie modelliert ist. Das bedeutet, für die Dehnung entlang der gesamten Führungsschiene muss der Graph an der y-Achse gespiegelt werden. Es ergibt sich an jedem Berührungspunkt von Wälzkörper und Führungsschiene eine maximale Stauchung. Einen ähnlichen Kurvenverlauf würde man auch bei einer einfachen Geometrie und analytischer Lösung erhalten, da dies nichts anderes ist, als die Superposition von mehreren Druckquellen, die einen Abstand von 5 mm aufweisen (doppelter Radius der Wälzkörper).

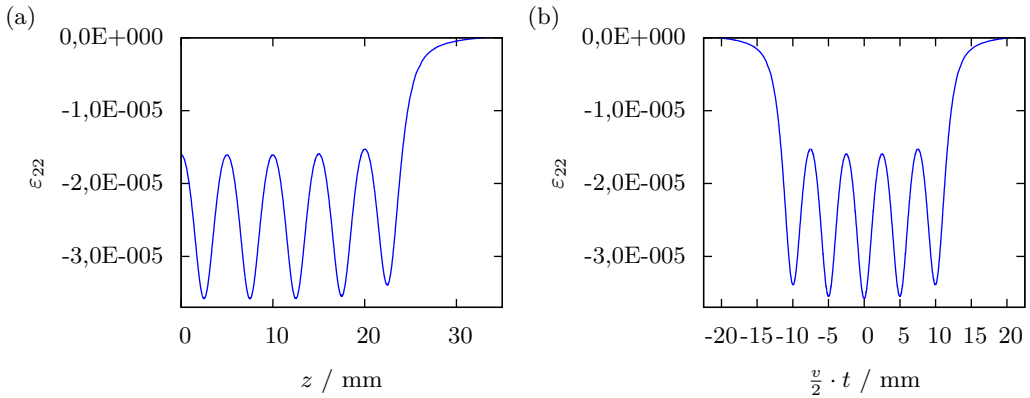


Abb. 4.13: (a) Berechnete Dehnung in y -Richtung entlang der Führungsschiene, mit Symmetrie zur y -Achse; (b) Berechnete Sensorantwort, wenn der Führungswagen über den Sensor fährt

In Abbildung 4.13(a) ist jedoch nicht die Sensorantwort zu sehen. Der Führungsschlitten bewegt sich mit der Geschwindigkeit v . Dabei führen die Wälzkörper eine rotatorische Bewegung aus, woraus eine translatorische Bewegung in Richtung des Führungsschlittens mit der Geschwindigkeit $\frac{v}{2}$ entsteht. Damit erfasst ein Sensor immer nur fünf Wälzkörper. Aus den Resultaten der Modellierung, die in Abbildung 4.13(a) gezeigt sind, lässt sich in etwa die Sensorantwort ermitteln, indem nur fünf Druckquellen betrachtet werden. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.13(b) zu sehen, wobei wieder die Dehnung ε_{22} bei $F_N = 1 \text{ N}$ betrachtet wird. Der zeitliche Abstand t zwischen den einzelnen maximalen Stauchungen ermittelt sich über den Quotienten aus dem Abstand der Wälzkörper und der translatorischen Geschwindigkeit der Wälzkörper $\frac{v}{2}$:

$$t = \frac{2 \cdot 5 \text{ mm}}{v} \quad (4.6)$$

Von einem Sensor werden immer nur fünf Wälzkörper sensorisch erfasst. Das bedeutet, für die Erfassung aller zwanzig Wälzkörper einer Kugelkette sind mindestens vier Sensoren notwendig.

4.3.2 Aufbau und Charakterisierung der sensorischen Linearführung

Die Herstellung der sensorischen Führungsschiene gestaltet sich vergleichbar zur Fertigung der Probekörper in Kapitel 4.1 und 4.2. Zunächst wird eine Form aus Silikon von der metallischen Führungsschiene gegossen. Anschließend wird die Silikonform vollständig mit Epoxidharz (s. [120]) gefüllt und für 4 h bei 40°C gehärtet. Danach erfolgt die Integration des DMS, wie er für die Zugproben in Kapitel 4.2 verwendet wird. Dafür wird links und rechts in die Führungsschiene an den entsprechenden Stellen aus Abbildung 4.12 ein Loch mit einem Durchmesser von 2,5 mm in die Führungsschiene gebohrt und der DMS hineingeschoben. Das Loch wird mit Epoxidharz aufgefüllt. Die Seitenwand ist durch das Bohren relativ rau, und die beiden Epoxidharze können sich gut verbinden. Es lässt sich nicht erkennen, dass der Sensor erst nachträglich in die Führungsschiene eingelassen ist. Im letzten Schritt wird die gesamte sensorische Führungsschiene für 16 h bei 40°C vollständig ausgehärtet. Die sensorische

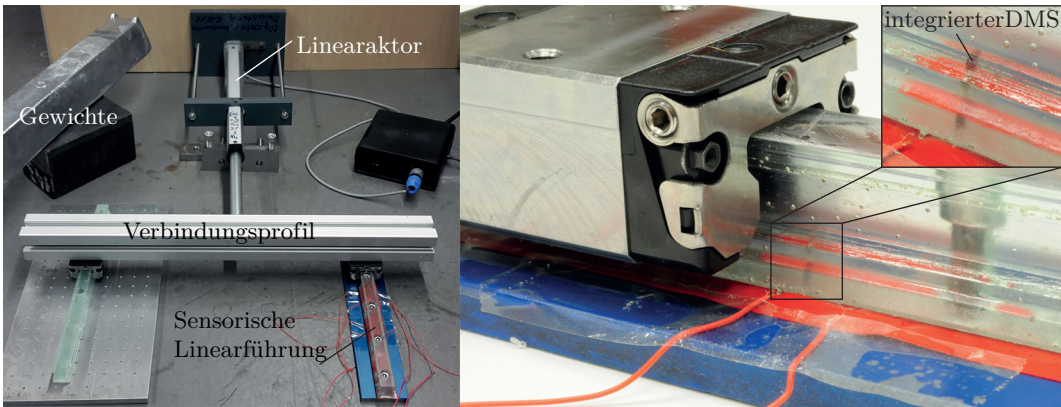


Abb. 4.14: Links: Messaufbau zur Charakterisierung der sensorischen Linearführung; rechts: sensorische Linearführung

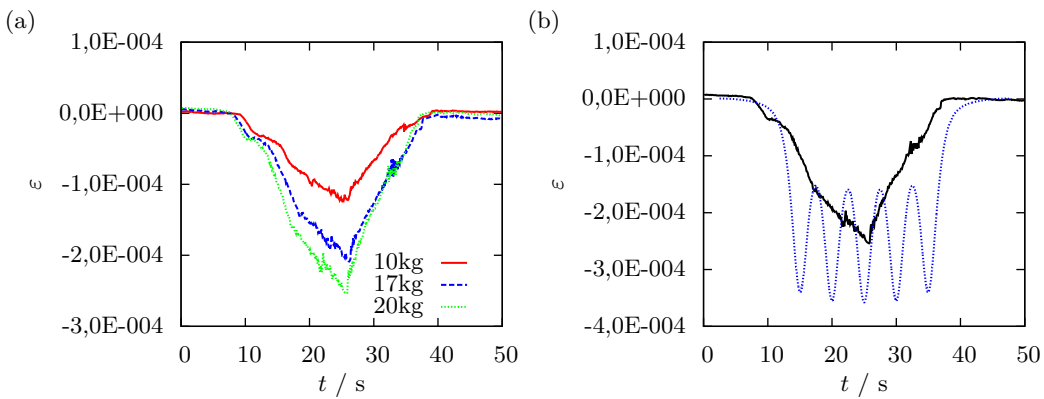


Abb. 4.15: (a) Gemessene Dehnung über Zeit für drei verschiedene Gewichte: 10 kg, 17 kg und 20 kg; (b) Gemessene Dehnung bei 20 kg (blau) und die dazu berechnete Dehnung (schwarz gestrichelt)

Führung ist in Abbildung 4.14 zu sehen.

Der Aufbau zur Charakterisierung der sensorischen Linearführung ist in Abbildung 4.14 gezeigt. Die sensorische Linearführung ist auf eine Stahlplatte geschraubt. Parallel dazu ist aus statischen Gründen eine zweite Linearführung aufgebaut, um die Führung mit Gewichten belasten zu können. Beide Führungswagen sind mit einem Aluminiumprofil verbunden. Das Aluminiumprofil kann mit verschiedenen Gewichten beschwert werden, um so mit unterschiedlichen Belastungen messen zu können. Als Antrieb wird der Linearaktor *Transmotec DC Linear-Motor DLA 24 40 A 300 POT-IP65* verwendet, dessen Geschwindigkeit über den Controller *Pololu Simple High-Power Motor Controller* mittels Pulsweitenmodulation gesteuert wird. Die beiden DMS der sensorischen Linearführung sind in eine Halbbrücke geschaltet (Halbbrücke ohne Temp.-komp. gemäß Abb. 3.3). Zur Ergänzung der Messbrücke werden einstellbare Widerstände verwendet. Die Brücke wird mit $U_q = 2\text{ V}$ betrieben. Zur Messwertaufnahme wird *Labview*, sowie ein digitales Multimeter von *Keithley* verwendet.

Die gemessene Dehnung über der Zeit für drei verschiedene Gewichte bei einer Geschwindigkeit von $v = 2,5 \text{ mm s}^{-1}$ ist in Abbildung 4.15(a) zu sehen. Die Dehnung errechnet sich über die Gleichung 3.19 für die Brückenspannung. Der k-Faktor ergibt sich aus den Messungen in Kapitel 4.2 und beträgt im Mittel $k = 2,64$. Zunächst lässt sich festhalten, dass mithilfe der integrierten Sensoren Dehnungen in der Führungsschiene gemessen werden können. Je größer das Gewicht, desto höher die Stauchung des DMS. Der Vergleich zwischen der modellierten und gemessenen Dehnung ist in Abbildung 4.15(b) aufgezeichnet. Hier zeigt sich, dass der gemessene Peak bei $t = 25 \text{ s}$ in etwa der berechneten mittleren Dehnung entspricht. Anfang und Endpunkt zwischen Berechnung und Messung stimmen ebenfalls in etwa überein. Der gemessene Kurvenverlauf passt aber nicht zum berechneten Kurvenverlauf. Während die gemessene Kurve eher einem dreieckigen Verlauf mit einem Spitzenwert folgt, so werden beim berechneten Verlauf einzelne Wälzkörper abgebildet. Eine mögliche Fehlerquelle könnte der Versatz der beiden Messebenen der DMS in Führungsrichtung sein, da die Bohrungen von Hand gesetzt wurden. Die Verdrehung des DMS, sodass Normalenvektor der Messebene des DMS und die Führungsrichtung, also die z-Achse nicht parallel verlaufen, kann ebenfalls eine Ursache sein. Bei beiden Fehlerquellen erfahren beide DMS nicht die gleiche Dehnung. So würde ein DMS beispielsweise genau die Dehnung messen, wenn sich ein Wälzkörper über ihm befindet, während der andere genau die Dehnung zwischen zwei Wälzkörpern erfasst. Eine andere Ursache für die Abweichung könnte an der Kunststoffschiene liegen. Im Gegensatz zur Führungsschiene aus Metall sitzt der Führungswagen auf der Kunststoffschiene nicht richtig fest, sondern kippt leicht über die eigene z-Achse. Dadurch entstehen möglicherweise andere mechanische Belastungen als die modellierten. Ein anderer Fehler könnte im analytischen Ansatz liegen, der als Randbedingung in die Modellierung einfließt. Die Kontaktebene hat den gleichen Krümmungsradius wie die Kugel (der Wälzkörper), weshalb die Kontaktpaarung Zylinder/Ebene gewählt wurde. Für den gemachten Ansatz dürfen keine Schubspannungen auftreten. Das kann für diesen Aufbau der Führung nicht ausgeschlossen werden. Allerdings sollte der tatsächliche Kurvenverlauf eher in Richtung der modellierten als in Richtung gemessener Kennlinie gehen. Der gemessenen Kurvenverlauf der Kraft weist eine Spitze auf, was aus Sicht der Führungsauslegung wenig Sinn macht, da es das Ziel ist, die Kraftverteilung auf alle Wälzkörper gleich zu halten.

Im nächsten Schritt sollte der Aufbau einer sensorischen Führung aus Metall erfolgen, um das Problem des Verkippen des Führungswagens zu lösen. Hierfür sollte ein Sensor auf einem Metallsubstrat aufgebaut werden, um die Führung nicht zu sehr mechanisch zu schwächen. Inwieweit die Führung durch den Sensor geschwächt wird, muss in diesem Zuge ebenfalls analysiert werden. Das Auffüllen des Bohrlochs mit flüssigem Metall scheidet aus, da die Führungsschiene aus gehärtetem Stahl ist und dieser meist eine maximale Temperaturbelastung von nur 120 °C erfahren darf [135], damit er nicht an Festigkeit verliert. Das Auffüllen mit keramischen, anorganischen Klebstoffen wäre eine Möglichkeit, um die Materialwunde möglichst gering zu halten. Daneben sollte das Setzen der Bohrlöcher auf einer CNC-Maschine erfolgen, damit die Positionierung der beiden DMS präziser erfolgt. Weiterhin ist eine Anpassung des Sensordesigns, wie es bereits in Abbildung 4.12 angedeutet ist, sinnvoll, um eine höhere Sensitivität zu erhalten.

5

Eingießen von Sensoren in Aluminium

Die Sensorintegration in Aluminium¹ hat zum Ziel, Aluminiumbauteile mit Sensoren zur Messung von Dehnung oder Temperatur zu versehen. Eine mögliche Anwendung wäre allgemein die Strukturüberwachung und im speziellen der Einbau in Karosseriebauteile wie beispielsweise einem Querlenker zur Messung von Kräften. Nach einem leichten Unfall kann so detektiert werden, ob der Querlenker ausgetauscht werden muss. Außerdem kann der Sensor für ein haptisches Feedback am Lenkrad bei Drive-by-Wire-Systemen genutzt werden. Neben der materialintegrierten Messung ist der Sensor vor Umwelteinflüssen, wie Luftfeuchtigkeit oder Steinschlag, geschützt. Zusätzlich erfolgt eine bessere mechanische Kopplung zwischen Sensor und Bauteil, da keine zusätzlichen Verbindungswerkstoffe wie Klebstoff oder Lot zum Einsatz kommen (s. Kapitel 4.2). Hier stellen sich aber auch gießtechnische Herausforderungen, da durch den Sensoreinbau keine Lunker entstehen dürfen. Weiterhin kann es bei Dehnungsmessstreifen durch Verbindungsmittel Klebstoff oder Lot zu Kriechen kommen, was beim Eingießen entfällt. Dehnungsmessstreifen werden normalerweise nach der Fertigung eines Bauteils aufgebracht; dies würde ebenfalls entfallen und es kann eine höhere Automatisierung erfolgen. Eine andere Anwendungsmöglichkeit ist die Überwachung von Fertigungsprozessen von Aluminium. Durch einen integrierten Sensor können Temperaturen im inneren des Materials beim Anlassen gemessen werden und der Prozess des Anlassens hinsichtlich Energieverbrauch optimiert werden. Die Messung von intrinsischen Spannungen nach dem Abkühlen eines Gussbauteils kann ebenfalls lokal im Material gemessen werden.

Durch den Eingießprozess ergeben sich drei wesentliche Herausforderungen, die an den Sensor

¹ Spricht man von Aluminium, so meint man in der Regel eine Legierung aus Aluminium und Silizium, Kupfer, Blei oder anderen Zugaben. Reines Aluminium besitzt nur eine sehr geringe Festigkeit von etwa 10 MPa [136] und findet technisch als Konstruktionswerkstoff so gut wie keinen Einsatz. Wenn in diesem Kapitel von Aluminium gesprochen wird, so ist immer eine Aluminiumlegierung gemeint.

gestellt sind:

- Der Sensor muss dem flüssigen, bis zu $T = 650\text{ °C}$ heißen Aluminium, thermisch standhalten.
- Der Sensor muss mechanisch stabil sein. Einerseits darf er beim Druckguss, wo Drücke bis zu $p = 300\text{ bar}$ herrschen, nicht verrutschen oder verformen. Andererseits kann beim Abkühlen hoher Stress entstehen (s. Kapitel 2.2).
- Der Sensor muss beim Eingießen mit dem flüssigen Aluminium mechanisch verbunden werden, damit zum Beispiel Kräfte auf den Sensor übertragen werden. Lunker am Sensor sollten gießtechnisch vermieden werden.

Die genannten Herausforderungen sollen in diesem Kapitel näher betrachtet werden. Dazu wird zunächst der Eingießprozess von Sensoren mit einer Gießmaschine im Labormaßstab beschrieben. Danach erfolgt die Entwicklung eines DMS auf einem Silizium und auf einem Aluminiumsubstrat.

5.1 Die Gießanlage

Flüssiges Aluminium oxidiert sehr schnell. Deswegen muss es im Gegensatz zu manchen anderen Metallen wie Gold unter Schutzatmosphäre oder Vakuum aufgeschmolzen und gegossen werden. Im industriellen Maßstab kommen dafür Druckgussanlagen zum Einsatz, bei denen mehrere hundert Kilogramm Aluminium aufgeschmolzen werden. Die Schmelze wird mit einem Druck von bis zu 300 bar in eine Druckgussform (vorgewärmt bis $T = 300\text{ °C}$) gepresst und mit bis zu 1200 bar nachverdichtet. Derartige Experimente können im Labormaßstab nicht erfolgen. Es gibt jedoch kleine Gießanlagen, die im Dentalbereich eingesetzt werden, um Kronen aus Gold zu gießen. Diese Geräte sind für kleine Gussmengen (100 g) gut geeignet und außerdem günstig zu beschaffen (ca. 2000 €). Das im Rahmen dieser Arbeit beschaffte Gerät *Combilabor Vakuum-Druck-Gießgerät CL-G77* von *Heraeus* ist in Abbildung 5.1 zu sehen. Es verfügt über eine Kammer, in dem ein Tiegel ist, der über eine Heizspirale auf eine vorgewählte Temperatur geregelt wird. Über dem Tiegel wird die Gussform platziert. Ist das Schmelzgut aufgeschmolzen, lässt sich die Kammer um 180 °C kippen. Dann befindet sich der Tiegel mit der Öffnung nach unten über der Gussform und die Schmelze fließt in die Gussform. Die Kammer kann zum Aufschmelzen unter Vakuum gesetzt werden. Nach dem Guss kann außerdem ein Druck von bis zu 3 bar erzeugt werden, um eine Nachvertichtung durchzuführen. Jeder Guss läuft in folgenden Schritten ab:

1. Befüllen des Tiegels mit Schmelzgut, Schließen und Evakuieren der Kammer, Aufschmelzen des Schmelzgutes
2. Entlüften der Kammer, Einsetzen der Gussform (optional: Vorheizen der Gussform), Evakuieren der Kammer
3. Einleitung des Gusses nach kurzer Wartezeit: Kammer rotiert um 180° und Schmelze fließt in die Gussform
4. Erstarren der Schmelze und Abkühlen des Gussbauteils, Rotation der Kammer in die Ausgangsstellung, Belüften der Kammer und Entnahme der Gussform und des Guss-

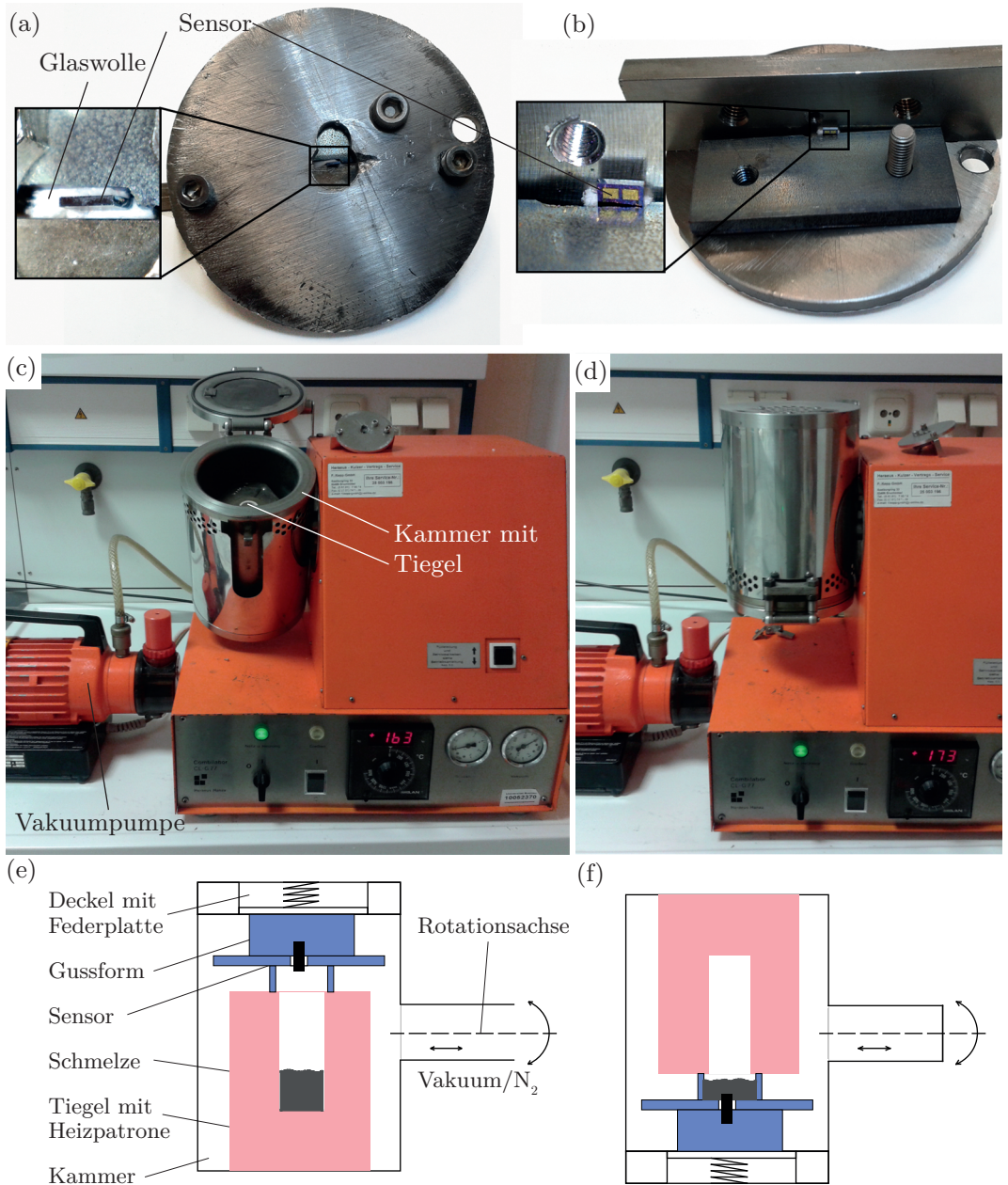


Abb. 5.1: (a) Gussform mit Sensor von der Unterseite, (diese Seite wird auf den Tiegel gelegt) (b) Gussform mit Sensor von der Oberseite; der Sensor wird mit Glaswolle zwischen zwei Stahlplatten geklemmt (c) *Combilabor Vakuum-Druck-Gießgerät CL-G77* von *Heraeus* (d) Gießkammer ist um 180° gedreht. (e) Querschnitt durch die Gießkammer mit Tiegel und Gussform (f) beim Gießen wird die Gießkammer um 180° gedreht und die Schmelze fließt unter der Schwerkraft in die Gussform

bauteils

Da die Anlage zum Gießen von Dentallegierungen vorgesehen ist, finden sich keinerlei Literatur oder Erfahrungsberichte für das Gießen von Aluminium. Es zeigte sich aber, dass das Gießen von Aluminium mit dem Gerät möglich ist und gute Gussergebnisse erzielt werden können. Als Legierung wurden zwei verschiedene Typen verwendet, die beide einen hohen Anteil Silizium enthalten. Silizium wirkt sich positiv auf das Fließverhalten aus [137]. Die erste Legierung ist Al-Si12, die einen zwölfprozentigen Anteil Silizium hat und im Phasendiagramm von Silizium und Aluminium den eutektischen Punkt von $T_S = 577^\circ\text{C}$ [138] markiert. Die zweite Legierung ist AlSi9Cu. Sie hat einen neunprozentigen Anteil an Silizium und 3% Kupfer. Das Erstarrungsintervall liegt zwischen $510\text{-}610^\circ\text{C}$ [70]. Bei der Verwendung von AlSi9Cu3 zeigte sich ein besseres Gießverhalten. Zum einen floss die AlSi9Cu3-Schmelze bei der 180° -Drehung immer aus dem Tiegel, während sie bei AlSi12 bei manchen Gießvorgängen im Tiegel verblieb und somit kein Gießvorgang durchgeführt werden konnte. Andererseits floss AlSi9Cu3 auch in kleinere Geometrien und das Gießbild sah sauberer aus. Ausführliche Ergebnisse zum Eingießen von Sensoren mit dieser Anlage und verschiedenen Gussformen sind in der Studienarbeit von ROLAND ZECKELI zu finden [A2].

Die für die nachfolgenden Eingießversuche verwendete Gussform ist in Abbildung 5.1 zu sehen. Sie ist mit einfachen Mitteln aus einer Stahlrunde aufgebaut, die mit einer Bohrung versehen ist, in der der Sensor sitzt. Auf der Rückseite der Ronde sind zwei Stahlplatten angeschraubt, zwischen die der Sensor geklemmt werden kann. Um beim Einlegen die brüchigen Sensoren auf Siliziumbasis nicht zu zerstören, wird zwischen Sensor und Stahlplatte Glaswolle gelegt. Eine der beiden Stahlplatten ist so ausgelegt, dass die Kontaktstellen des Sensors nicht verdeckt werden. Das ist notwendig, um den Sensor in der Form elektrisch zu kontaktieren und so während des Gießens Messungen durchführen zu können. Die Form mit dem Sensor kann einfach über dem Tiegel platziert werden. Die Federplatte im Deckel der Gießkammer drückt dann die Form auf den Tiegel. Damit Gussform und Tiegel nicht direkt aufeinander liegen, wurde entweder ein Distanzstück aus Stahl oder Aluminium eingelegt. Das Distanzstück ist ein Reservoir, in das überschüssige Schmelze fließen kann. Ohne das würde ein Teil der Schmelze im Tiegel verbleiben und das Herausnehmen der Gussform wäre nur unter großem Kraftaufwand möglich.

5.2 Sensoren auf Siliziumsubstrat

Die Integration von Sensoren in Aluminium, die auf einem Siliziumsubstrat aufgebaut sind, stellt eine besondere Herausforderung dar, da die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der beiden Materialien sich um den Faktor acht unterscheiden (siehe Kapitel 2.2). Daneben hat Silizium zwei Vorteile: Erstens ist es im Vergleich zum Aluminium hochtemperaturstabil und die Aluminiumschmelze stellt kein Problem dar. Zweitens bestehen die Gießlegierungen aus einem hohen Anteil an Silizium. Daher kann von einer sehr guten mechanischen Verbindung ausgegangen werden. Aufbauend auf diesen Erfahrungen sollen in den folgenden beiden Unterkapiteln der Aufbau und die Integration einer resistiven Sensorstruktur auf einem Siliziumsubstrat zur Messung von Temperaturen und Kräften gezeigt werden. Abschließend erfolgt die Ausfallanalyse des Sensors während des Gießprozesses.

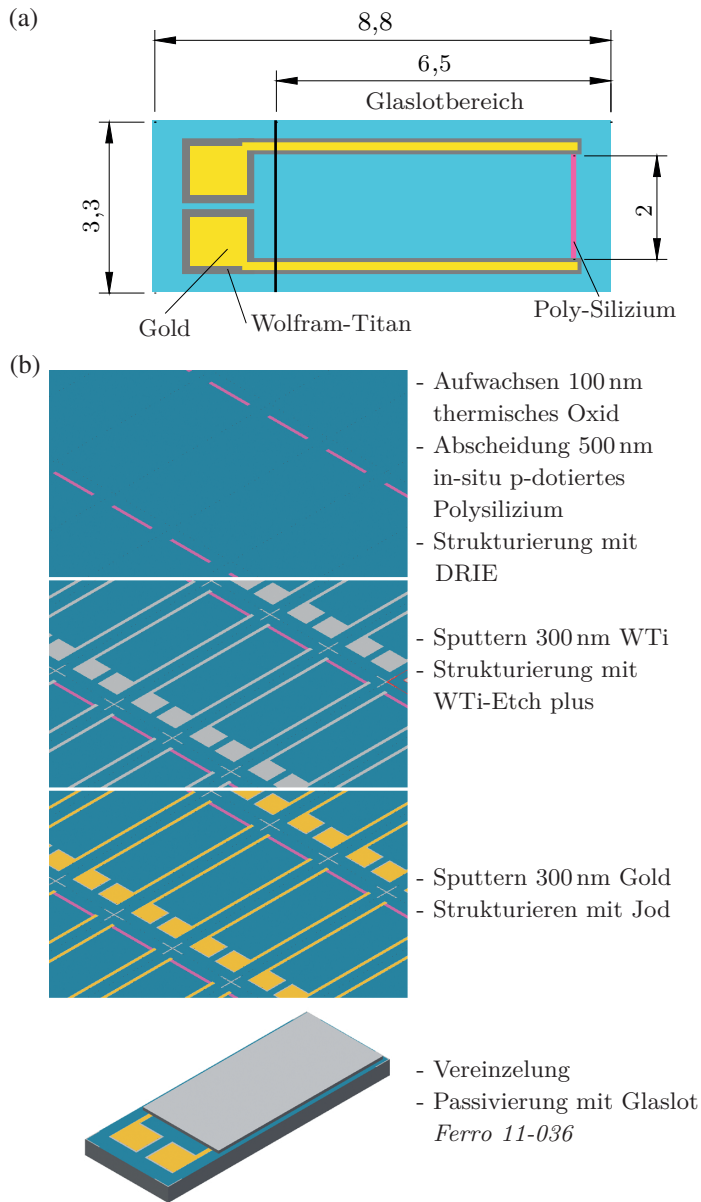


Abb. 5.2: (a) Abmessungen der resistiven Struktur in mm; (b) Prozessablauf zur Herstellung einer resistiven Struktur, die in Aluminium integriert werden kann.

5.2.1 Design, Herstellung und Eingießen der Sensoren

Auf Basis der Erkenntnisse aus den in Aluminium integrierten Thermogeneratoren [45] und des am IMSAS entwickelten Strömungssensors [139] wurde eine resistive Sensorstruktur zur Messung von Kräften und Temperatur entworfen, die kurzzeitig den hohen Temperaturen der Aluminiumschmelze standhalten kann. Das Design sowie der Prozessablauf sind in Abbildung 5.2 zu sehen. Die resistive Struktur ist aus insitu dotiertem Polysilizium (Bor) herge-

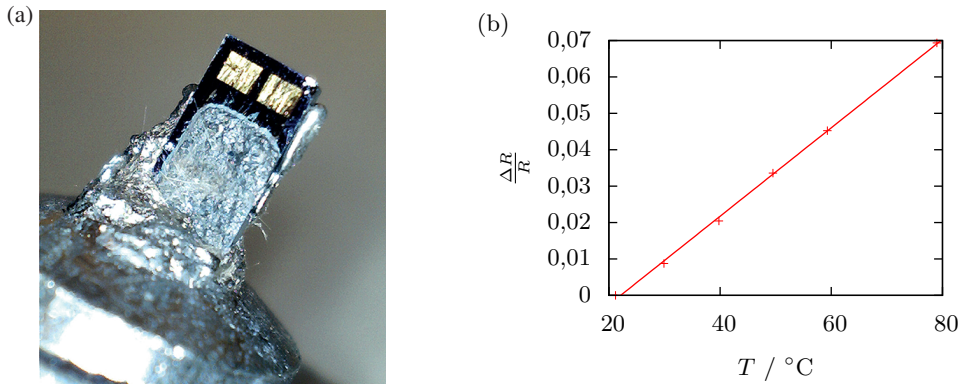


Abb. 5.3: (a) Resistive Struktur auf einem Siliziumsubstrat integriert in Aluminium, (b) Relative Änderung des in Aluminium integrierten Widerstandes in Abhängigkeit der Temperatur

stellt. Polysilizium kann als Halbleiter gegenüber Metallen einen wesentlich höheren k -Faktor von bis zu $k = 40$ aufweisen [140], wenn es p-dotiert ist. Bei n-Dotierung erhält man negative k -Faktoren von bis zu $k = -25$ [141]. Außerdem kann der TCR negativ, null oder positiv sein [142, 143]. Das Polysilizium wird über Wolframtitan und Gold elektrisch kontaktiert. Wolframtitan dient als Diffusionsbarriere zwischen Gold und Silizium, da der eutektische Punkt von Gold und Silizium bei 370°C liegt [144]. Zwar ist diese Diffusionsbarriere bei 650°C nicht langzeitstabil [145, 146], weil der Guss aber sehr schnell abkühlt, ist diese Eigenschaft nicht notwendig. Zur Passivierung der Sensorschichten wurden zwei verschiedene Technologien verwendet: 500 nm siliziumreiches, stressreduziertes Siliziumnitrid, das mittels PECVD abgeschieden wurde und $50\ \mu\text{m}$ Glaslot *Ferro 11-036* von *Ferro Electronic Material*, das mit einer Schablone und einem Rakel aufgebracht wurde. Jeweils zehn Sensoren der beiden genannten Passivierungsmethoden wurden mit dem in Kapitel 5.1 beschriebenen Prozess in Silizium eingegossen. Die Gussform wurde auf 350°C im Ofen vorgeheizt, um den Ausfall des Sensors durch Thermoschock zu vermeiden.

5.2.2 Resultate der Eingießversuche

Ein eingegossener Sensor ist in Abbildung 5.3 zu sehen. Der Sensor ist nur zur Hälfte eingegossen, da bisher keine elektrische Kontaktierung und Verbindungstechnik entwickelt ist, die das Eingießen überleben würde. Von den zehn Sensoren, die mit Siliziumnitrid passiviert sind, überlebte kein Sensor den Einguss. Im Falle des Schutzes aus Glaslot konnten zwei Sensoren erfolgreich eingegossen werden. Die elektrische Kontaktierung erfolgte mit elektrisch leitfähigem Kleber. Die Charakterisierung wurde in einer Klimakammer durchgeführt. Der temperaturabhängige Widerstand eines eingegossenen Sensor ist in Abbildung 5.3 zu sehen. Der Sensor zeigt lineares Verhalten. Eine Korrektur der Messwerte ist nicht notwendig, da es sich um eine stationäre Messung bei konstanter Temperatur handelt und Aluminium und Sensor somit die gleiche Temperatur aufweisen.

Der Widerstand beider Sensoren wurde vor und nach dem Eingießen gemessen. Bei beiden Sensoren war der Widerstand nach dem Eingießen höher als vor dem Eingießen: Sensor 1

$R_{1,\text{vorher}} = 1370 \Omega$, $R_{1,\text{nachher}} = 1469 \Omega$ und Sensor 2 $R_{2,\text{vorher}} = 1578 \Omega$, $R_{2,\text{nachher}} = 1701 \Omega$. Damit steigt der Widerstand von Sensor 1 um 7,2% und von Sensor 2 um 7,7%. Um Diffusion innerhalb der einzelnen Sensorschichten auszuschließen, wurden fünf Sensoren bei 700° für 5 min getempert. Eine Widerstandsänderung durch den Temperprozess konnte nicht festgestellt werden. Damit kann Diffusion als Ursache der Widerstandsänderung ausgeschlossen werden. Wie bereits mehrfach erwähnt unterscheidet sich der thermische Ausdehnungskoeffizient zwischen Si und Al um den Faktor 8. Wenn der Sensor und das Aluminium abkühlen, wird der Sensor durch das Aluminium zusammengedrückt und es entsteht Druckstress im Sensor. Das Polysilizium verhält sich dabei als Dehnungsmessstreifen. Wie bereits aus Kapitel 3.1, Gleichung 3.1 bekannt, ist der Ohmsche Widerstand:

$$R = \rho \frac{l}{A} = \rho \frac{l^2}{V}. \quad (5.1)$$

Unter der Bedingung, dass ρ konstant ist, ist nach Bildung des totalen Differentials die Änderung des Widerstandes:

$$\frac{dR}{R} = 2 \frac{dl}{l} - \frac{dV}{V}. \quad (5.2)$$

Die Längenänderung ist

$$\frac{dl}{l} = \varepsilon \quad (5.3)$$

und damit

$$\frac{dV}{V} = 3\varepsilon. \quad (5.4)$$

Setzt man dies in Gleichung 5.2 ein, so ist die Änderung des Widerstandes:

$$\frac{dR}{R} = 2\varepsilon - 3\varepsilon = -\varepsilon \quad (5.5)$$

Für $\varepsilon < 0$ ist $\frac{dR}{R} > 0$. Der Widerstand steigt also durch die Druckbelastung.

Damit kann die hohe Ausfallrate erklärt werden: Si ist ein monokristalliner, brüchiger Werkstoff; durch den Druckstress bricht das Silizium und der Sensor fällt aus. Das unterstreicht die theoretischen Betrachtungen aus Kapitel 2.2. Der Druckstress ist insbesondere ein Problem an der Stelle, wo der Sensor aus dem Aluminium ragt. Hier kommt es zur Einschnürung des Siliziums, was eine erhöhte Bruchgefahr bedingt. Etwa die Hälfte aller Sensoren brach an dieser Einschnürung ab, die restlichen Sensoren waren zwar fest mit dem Aluminium verbunden, ein elektrischer Widerstand war jedoch nicht messbar. Weiterhin gab es noch einen Unterschied zwischen Glaslot und Siliziumnitrid. Während beim Glaslot kein Widerstand zwischen Aluminium und Sensor gemessen wurde, waren bei sechs von zehn Sensoren Kurzschlüsse zwischen Sensor und Aluminium messbar. Daraus folgt, dass die Siliziumnitridschicht wahrscheinlich durch Thermoschock oder durch die anströmende Schmelze mechanisch zerstört wird.

5.2.3 Ausfallanalyse der Sensoren während des Eingießens

Die vorherigen Ergebnisse haben gezeigt, dass die Ausfallrate der Sensoren, die auf einem Siliziumsubstrat gefertigt sind, sehr hoch ist. Für weitere Eingießversuche ist es daher wichtig zu wissen, warum der Sensor zerstört wird. Dazu wurde der Widerstand während des

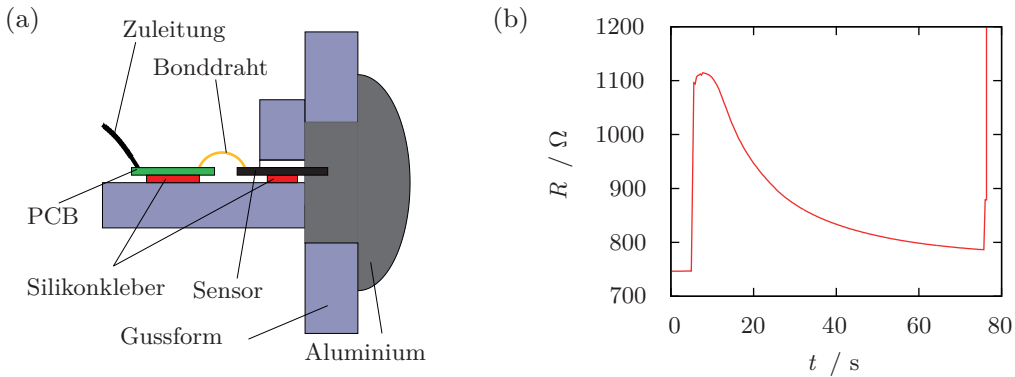


Abb. 5.4: Elektrische Kontaktierung eines Sensors auf Siliziumbasis, um während des Eingießprozesses den Widerstand zu messen

Gießprozess gemessen. In Abbildung 5.4 ist der Aufbau skizziert. Der mit Glaslot geschützte Sensor und eine Leiterplatte sind mit hochtemperaturbeständigem Silikonkleber (*UHU hochtemperatur Silikon*) auf eine Stahlplatte der Gussform geklebt. Das ausgehärtete Silikon ist vergleichsweise weich und kann thermischen Stress ausgleichen. Damit soll sichergestellt sein, dass der Sensor nicht durch thermische Spannungen durch die Verbindung zur Halterung zerstört wird. Der Sensor und die Leiterplatte werden mittels Drahtbonden (Gold) elektrisch kontaktiert. An die Leiterplatte wiederum wird ein bis 180 °C belastbares Kabel mit PTFE-Ummantlung angeschlossen. Die Messwertaufnahme erfolgt mit dem Multimeter *Keithley 2000* und *LabView*. Das Ausfallverhalten von fünf Sensoren wurde untersucht. Das Ergebnis eines Sensors ist beispielhaft in Abb. 5.4 zu sehen, wo die Widerstandsänderung über der Zeit aufgetragen ist. Auf die Umrechnung der Widerstandsänderung wird verzichtet, da der Sensor bei diesen Temperaturen nicht mehr lineares Verhalten ausweist. Der thermische Fremdkörpereffekt kann ebenso vernachlässigt werden, da die eigentliche Sensorstruktur komplett von der Schmelze umgeben ist und die Wärmeleitfähigkeit von Silizium deutlich höher ist als die von Aluminium. Sobald der Gießprozess eingeleitet wird und die Schmelze mit dem Sensor in Kontakt kommt, steigt der Widerstand konsequenterweise steil an. Nach dem Erreichen des Peaks kühlt das Aluminium mit dem integrierten Sensor sehr schnell ab. Während der Abkühlphase kommt es zum Bruch des Sensors, was sich darin zeigt, dass der Widerstand gegen unendlich steigt. Bei allen fünf Sensoren wurde ein ähnlicher Kurvenverlauf gemessen. Bei keinem Versuch fiel der Sensor direkt beim Kontakt mit der Schmelze aus, sodass Thermoschocks nicht die Ursache für den Ausfall sind. Daraus lässt sich schließen, dass Silizium aufgrund des achtmal kleineren thermischen Ausdehnungskoeffizienten gegenüber Aluminium und den monokristallinen, spröden Eigenschaften als Substrat zum Aufbau von Sensoren zur Integration in Aluminium nicht geeignet ist.

5.3 Sensoren auf Aluminiumsubstrat

Zum Aufbau eines Sensors auf einem Aluminiumsubstrat werden nach den Erkenntnissen aus Kapitel 2 Funktionsschichten benötigt, die einen ähnlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten wie Aluminium besitzen. Für metallische Funktionsschichten ist dies keine Schwierigkeit. Hier kann einfach Aluminium verwendet werden oder als Kontaktschicht auf Gold zurückgegriffen werden. Eine sehr viel größere Herausforderung stellen die keramischen Isolationsschichten dar, die Schwerpunkt der nächsten beiden Unterkapitel sein werden. Dafür werden die Möglichkeiten der Dünnschicht- und Dickschichttechnik aufgezeigt.

5.3.1 Sensoren in Dünnschichttechnik

Keramische Werkstoffe haben in der Regel einen weitaus geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als Metalle. Eine Standardkeramik, die den gleichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten wie Aluminium hat, konnte innerhalb dieser Arbeit nicht gefunden werden. Daraus folgt, dass es durch den Eingießprozess auch in diesem Fall zu mechanischen Spannungen kommt. Zusätzlich haben die meisten keramischen Werkstoffe ein höheres E-Modul als Aluminium. So hat beispielsweise Aluminiumoxid mit 400 GPa einen fast sechsmal höheren E-Modul als Aluminium. Thermo-mechanische Spannungen wurden bereits in Kapitel 2.2 betrachtet. Hier zeigte sich am Beispiel von Zirkonoxid, dass während der Abkühlphase Druckstress entsteht, den die keramische Schicht aushalten muss. Hält sie nicht stand, können zwei Ausfallursachen auftreten: Erstens, die Keramik zerbricht aufgrund des zu hohen Druckstress. Zweitens kann sich die keramische Schicht vom Substrat lösen, wenn die Druckspannungen größer sind als die Haftung zum Substrat. Hier ist besonders die Grenzfläche Aluminium/Isolation/Umgebung betroffen, wenn ein Teil des Sensors aus dem Aluminium ragt, um den Sensor elektrisch zu kontaktieren. Neben der Abkühlphase muss der Sensor aber auch die Zugkräfte während der Aufheizphase aushalten. In der Aufwärmphase der Gussform und während des Integrationsprozesses dehnt sich das Substrat mit der keramischen Schicht aus. Da der thermische Ausdehnungskoeffizient der Keramik kleiner ist als der des Aluminiums, kommt es zu Zugspannungen in der keramischen Schicht. Geht man davon aus, dass das Substrat durch die flüssige Schmelze ebenfalls an den Schmelzpunkt gebracht wird und sich dort unter mechanischen Kräften plastisch verformt, kann sich die keramische Schicht wieder mechanisch entspannen und wird stressfrei. Das Aluminium kann sich unter der Keramik plastisch verformen, da es in der Nähe des Schmelzpunktes so gut wie keine Festigkeit mehr aufweist. Die keramische Schicht baut die durch das Aluminiumsubstrat induzierten mechanischen Spannungen wieder ab. Es folgt die Abkühlphase in der sich dann Druckstress in der keramischen Schicht aufbaut (siehe Kapitel 2.2, Abbildung 2.8).

Damit ist die Integration einer keramischen Isolationsschicht zum Eingießen eines Sensors in Aluminium maßgeblich davon abhängig, welche Zug- und Druckfestigkeit die keramische Schicht aushält. Die Festigkeit und das E-Modul von Schichten in der Mikrosystemtechnik sind stark abhängig vom Abscheidungsprozess und den Prozessparametern. Je nach Prozessen wie zum Beispiel Sputtern, Anodisieren oder Gasphasenabscheidung ergeben sich unterschiedliche Schichtstrukturen, die innerhalb des Prozesses durch Parameter wie Abscheidetemperatur, -rate, elektrisches Potential uvm. beeinflusst werden können.

Die Haftfestigkeit ist ebenfalls ein entscheidender Parameter. Ist diese nicht ausreichend, löst sich die Schicht, auch wenn die maximale Zugfestigkeit noch nicht erreicht ist. Die Haftfestigkeit ist wie andere Materialparameter dünner Schichten stark abhängig vom Prozess. Eine Vorhersage über die Festigkeit ist damit nicht möglich. Aus diesen beiden Gründen ist die experimentelle Bestimmung an dieser Stelle zielführend.

Bevor Schichten auf einem Aluminiumsubstrat abgeschieden werden können, muss das Substrat wie ein Siliziumwafer eine ebene, spiegelnde Oberfläche aufweisen. Dafür wurde ein Läpp- und Polierprozess entwickelt, der detailliert im Anhang A beschrieben ist. Das Substrat wies nach dem letzten Bearbeitungsschritt eine Oberflächenrauigkeit von $R_a = 150 \text{ nm}$ auf (gemessen mit *Ambios XP-2*).

Siliziumnitrid

Im ersten Versuch wurde Siliziumnitrid als Isolationsschicht im PECVD-Verfahren abgeschieden. Zur Haftungsverbesserung zwischen Substrat und Siliziumnitrid wurde 500 nm Wolfram-Titan (W90Ti10) verwendet. Siliziumnitrid hat mit $\alpha_{\text{SiN}} = 3,3 \mu\text{m}^{-1}$ [147] einen zum Aluminium vergleichsweise geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Trotzdem wurde versucht, diese Schicht als Isolation zu verwenden, da im Projekt *Sensmat* am IMSAS gute Erfahrungen mit der Prozessierung auf Stahl gemacht wurden [148]. Außerdem erfolgt die Abscheidung von Siliziumnitrid im PECVD-Verfahren bei $350 \text{ }^\circ\text{C}$. Damit ist die Schicht bei dieser Temperatur stressfrei und der Temperaturhub zum flüssigen Aluminium verringert sich um die Abscheidetemperatur. Um zu testen, ob die Schicht beim Eingießen nicht ausfällt, wurde das Substrat innerhalb einer Stunde auf $550 \text{ }^\circ\text{C}$ im Substratbinder *Süss SB6* erhitzt und wieder abgekühlt. Nach dem Temperaturzyklus wies die Schicht jedoch Risse auf und löste sich vom Substrat. Siliziumnitrid eignet sich folglich nicht als Isolationsschicht.

Aluminiumoxid

Aluminiumoxid hat mit $\alpha_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 7,4 \mu\text{m}^{-1}$ [149] im Vergleich zum Siliziumnitrid einen relativ hohen Ausdehnungskoeffizienten. Al_2O_3 kommt in vielen technischen Produkten zum Einsatz, da es kostengünstig ist und einen hohen Isolationswiderstand hat. Da Al_2O_3 das Oxid des Aluminiums ist, kann es durch anodische Oxidation einfach auf dem Substrat hergestellt werden. Die anodische Oxidation wird bei Aluminium auch als Eloxal-Verfahren oder Eloxieren bezeichnet. Der Prozess kommt häufig zum Einsatz, wenn Aluminiumbauteile mit einer Schutzschicht versehen werden müssen, zum Beispiel Werkzeuge in der Elektrotechnik wie Pinzetten oder Schraubendreher, aber auch zum Korrosionsschutz in maritimer Umgebung.

Der Vorteil der anodischen Oxidation gegenüber Abscheideverfahren wie Sputtern ist, dass es durch die Umwandlung aus dem Bulkmaterial aufwächst. Damit ergibt sich eine maximale Haftfestigkeit. Die anodische Oxidation läuft in zwei Schritten ab: Zunächst wird der Wafer als Anode in einen Elektrolysekreislauf geschaltet. Als Elektrolyt wird 17%ige Schwefelsäure (H_2SO_4) verwendet. Durch das Anlegen einer Spannung werden dem Aluminium Elektronen entzogen. Gleichzeitig wird an der Kathode Wasser zu Wasserstoff und Sauerstoff aufgespalten. Der Sauerstoff reagiert mit dem Aluminium zu Aluminiumoxid. Im zweiten Schritt muss

eine Verdichtung stattfinden, da das Oxid säulenförmig aufwächst und mikroporös ist. Die Verdichtung kann in kochendem Wasser für Weichanodisierung, aber auch in Salzlösung für Hardanodisierung stattfinden. In dieser Arbeit wurde die Verdichtung in kochendem Wasser durchgeführt, da hardanodisierte Schichten eine erhöhte Rauigkeit aufweisen und somit für mikrosystemtechnische Schichten eher ungeeignet sind. [150]

Details zu den Prozessen finden sich in der Abschlussarbeit von Natalie Bruger *Entwicklung eines Prozessablaufs zur Herstellung elektrisch isolierender Schichten durch anodische Oxidation auf einem Aluminiumsubstrat*. [A3]

Nach der Prozessierung wurde der anodisierte Aluminiumwafer innerhalb einer Stunde auf 550 °C im Substratbender *Süss SB6* erhitzt und wieder abgekühlt. Nach der Prozessierung wies die Schicht Risse auf. Aluminiumoxid eignet sich somit ebenfalls nicht als Isolations-schicht.

Titanoxid

In einem weiteren Versuch wurde Titandioxid (thermischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{\text{TiO}_2} = 9,1 \text{ K}^{-1}$ [151]) als Isolationsmaterial untersucht. Dafür wird zunächst 100 nm Titan auf einen Aluminiumwafer gesputtert, das anschließend analog zum Anodisieren von Aluminium zu Titanoxid umgewandelt wird. Als Elektrolyt kommt 50%ige Citronensäure ($\text{C}_6\text{H}_8\text{O}_7$) zum Einsatz. Nach der Prozessierung wurde der Aluminiumwafer mit der Titanschicht innerhalb einer Stunde auf 550 °C im Substratbender *Süss SB6* gebracht und wieder abgekühlt. Die Schicht wies ebenfalls Risse auf, sodass auch Titanoxid als Isolationsmaterial für das Eingießen von Sensoren in Aluminium ungeeignet ist.

Zirkonoxid

Zirkonoxid wird aufgrund des sehr hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $\alpha_{\text{ZrO}_2} = 11,6 \mu\text{m}^{-1}$ [69] gerne für Verbindungen zu Stahl verwendet ($\alpha_{\text{Stahl}} = 11,6 \mu\text{m}^{-1}$ [69]), insbesondere als Schutzschicht, um zum Beispiel Korrosion zu verhindern [152]. Es hat eine hohe Risszähigkeit und ist thermoschockbeständig, was sich positiv auf die Randbedingungen des Sensoreingießens auswirkt. Nachteilig ist, dass Zirkonoxid in der Mikrosystemtechnik so gut wie keine Anwendung findet und damit keine Erfahrungen mit dem Material am IMSAS vorliegen. Zirkonoxid-Dünnschichten können mit verschiedenen Verfahren aufgebracht werden. Die am häufigsten verwendeten sind Sol-Gel-Verfahren [153–155] und Sputtern [156, 157]. Die Möglichkeiten der beiden Verfahren zum Aufbau eines Sensors werden nachfolgend beschrieben.

Sol-Gel

Beim Sol-Gel Verfahren wird die Schicht aus einer Flüssigkeit heraus erzeugt. Die Schicht kann durch Tauchbeschichtung oder Schleuderbeschichtung erzeugt werden. Anschließend wird sie getrocknet und gebrannt, sodass Bindemittel herausgelöst werden und die Schicht ihre Festigkeit durch Sintern erhält. Im Gegensatz zu herkömmlichen Zirkonoxid weist diese Schicht ein sehr geringes E-Modul auf, was für die Sensorintegration in mechanischer Sicht als positiv betrachtet werden kann (s. Kapitel 1). Als Ausgangslösung zur Beschich-

Die Aluminiumwafer wurde eine Lösung in Anlehnung an [154] angesetzt. Sie setzt sich aus einem Zirkonium Precursor (Zirkonium(IV) propoxide solution 70% in 1-Propanol, $\text{Zr}(\text{OCH}_2\text{CH}_2\text{CH}_3)_3$), Acetylacetone ($\text{CH}_3\text{COCH}_2\text{COCH}_3$) und 2-Propanol als Lösungsmittel mit einem Verhältnis 2-Propanol:Acetylacetone: ZrO_2 -Precursor von 15:1:1. Im ursprünglichen Ansatz in [154] wurden zusätzlich drei Teile Wasser hinzugefügt. Es zeigt sich jedoch, dass mit Wasser die Lösung entgegen [154] trüb und nicht klar ist, sodass die Lösung unbrauchbar wird, da der Precursor zerstört ist. Zur fertigen Lösung wurde noch 5% Polyethylen-Glykol hinzugefügt.

Die fertige Lösung wurde mithilfe eines Spincoaters bei 300 rpm aufgetragen und bei 3000 rpm abgeschleudert. Die Temperung erfolgte für 30 min bei 160 °C und anschließend für 30 min bei 450 °C. Diese Abfolge aus Schicht auftragen und Tempern wurde fünfmal wiederholt, um mögliche Fehlstellen zu überdecken. Die Schicht wies nach der Temperung keine Risse auf, was sich in verschiedenen REM-Aufnahmen zeigte. Weiterhin löste sie sich nicht vom Substrat, sodass die Haftfestigkeit ausreichend ist. Im REM wurde ebenfalls die Schichtdicke mithilfe eines FIB-Schnitts zu etwa 70 nm je Schicht bestimmt. Da die Schicht keine Defekte aufweist, wurde im Anschluss eine 300 nm dicke Goldschicht im Sputterverfahren aufgebracht und mit *AuEtch200* und Fotolack (*AZ1518*, 3,9 μm) strukturiert. Als Maske wurden verschiedene DMS-Strukturen verwendet, ähnlich den Strukturen aus Kapitel 4.2. Nach der Strukturierung blieb eine dünne Schicht Gold stehen, was sich neben der bräunlichen Färbung des ZrO_2 auch in Kurzschlüssen zwischen verschiedenen Strukturen zeigte. Bei der Verwendung von Titan und Chrom blieb ebenfalls eine dünne Schicht stehen. Eine mögliche Erklärung hierfür ist die Porosität des Zirkonoxids, wodurch die metallische Schicht in die Poren des Zirkonoxid gesputtert wird und vom Ätzmedium nicht mehr gelöst werden kann. Um eine nasschemische Strukturierung zu umgehen, wurde die Schicht mittels Lift-Off strukturiert. Hierbei zeigte sich jedoch, dass offensichtlich auch Lackreste in der Oberfläche verbleiben, da die gesamte metallische Schicht beim Lift-Off gelöst wurde. Eine kurze Plasmabehandlung zum Lösen nicht entwickelter Lackreste nach dem Aufbringen des Lift-off-Lacks und vor dem Sputtern brachte keine Besserung. Daher wurden die Sol-Gel-Versuche abgebrochen.

Sputtern

Die Schichten aus Zirkonoxid, die im Sol-Gel-Verfahren aufgebracht wurden, zeigten, dass die mechanische Festigkeit sehr gut ist. Die aufgetragenen metallischen Funktionsschichten konnten aber nicht strukturiert werden. Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Zirkonoxid-Target beschafft, um ZrO_2 -Schichten mittels Sputtern abzuscheiden. In der Literatur finden sich kaum Berichte über die Verwendung von ZrO_2 -Schichten für die Mikrosystemtechnik. Der Grund darin liegt vermutlich in den sehr unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten zu Standardsubstraten der Mikrosystemtechnik wie Silizium, Quarz oder Borosilikatglas. Unabhängig davon muss das Target „eingefahren“ werden, da bisher am *IMSAS* kein Zirkonoxid gesputtert wurde. Details dazu finden sich in der Abschlussarbeit von HEITHAM HAMZE [A6].

Zunächst wurde zur Untersuchung der thermomechanischen Stabilität eine 500 nm dicke Schicht auf einen polierten Aluminiumwafer aufgebracht. Anschließend wurde der beschichtete Wafer für 10 min in einen 550 °C heißen Ofen gelegt und wieder herausgenommen. Die Schicht zeigte im Lichtmikroskop und REM keinerlei Risse oder Defekte. In einem Abschreckversuch, bei dem der Wafer direkt aus dem 550 °C heißen Ofen in Wasser abgeschreckt wird, zeigte sich das gleiche Verhalten: auch hier wies die Schicht keinerlei Risse oder Defekte auf.

Zur Herstellung einer resistiven Struktur zum Eingießen in Aluminium (für einen DMS oder Temperatursensor) ist es notwendig, einen Schichtaufbau aus ZrO_2 - metallische Funktionsschicht - ZrO_2 auf dem Aluminiumsubstrat aufzubauen. Dafür wurde zunächst eine 300 nm dicke Goldschicht auf eine 500 nm ZrO_2 -Schicht aufgebracht. Im Gegensatz zu den im vorherigen Absatz beschriebenen Schwierigkeiten mit der Strukturierung von Gold auf einer ZrO_2 -Schicht, die im Sol-Gel-Verfahren aufgebracht wird, erwies sich die Strukturierung der Goldschicht als unproblematisch. Allerdings ist die Haftung des Goldes sehr schlecht. Zwischen den einzelnen Strukturen konnten keine Kurzschlüsse gemessen werden; zwischen vielen Sensorstrukturen und dem Substrat ebenfalls nicht. Durch die schlechte Haftung lässt sich jedoch kein Sensor zum Eingießen in Aluminium verwenden, da eine zweite auf das Gold aufgebrachte ZrO_2 -Schicht nicht haftet. Gängige Haftsichten bei der Verwendung von Gold sind Chrom, Titan oder Aluminium. Chrom und Titan stehen in der gleichen Anlage wie Gold und Zirkonoxid zur Verfügung, sodass der Test dieser beiden Schichten nahe liegt. Die Strukturierung von Titan und Chrom erwies sich ebenfalls als unproblematisch. Nach der Prozessierung zeigten sich jedoch bei beiden Schichten Kurzschlüsse zwischen den Strukturen und zum Substrat hin. Daraufhin wurde ein Schichtpaket aus etwa 3 μm dicke ZrO_2 -Schicht, 15 nm Chrom und 300 nm Gold gesputtert. Das Gold sowie das Chrom wurden anschließend nasschemisch strukturiert. Bei der anschließenden Messung des Widerstandes zwischen Sensorstruktur und Substrat zeigte sich bei allen (etwa 200) Sensorstrukturen ein Widerstand im einstelligen Ohmbereich. Bei der Schichtdicke können Pinholes als Ursache weitestgehend ausgeschlossen werden. Eine andere Ursache für den Kurzschluss zwischen Substrat und metallischer Funktionsschicht könnte im Zirkonoxid liegen. Zirkonoxid ist ein Heißleiter, dessen elektrische Widerstand bei steigender Temperatur sinkt [158]. Darüber hinaus steigt die Ionenmobilität und es könnte zu Diffusion der metallischen Schicht ins Zirkonoxid kommen. Damit wäre das Zirkonoxid dotiert. Die Diffusion kann sowohl vom Aluminiumsubstrat ausgehen als auch von der metallischen Funktionsschicht. Um dies näher zu untersuchen, könnte eine Schnittprobe mithilfe einer EDX-Analyse untersucht werden, um mögliche metallische Stoffe im Zirkonoxid zu erkennen. Ein zweiter Ansatz wäre Silizium als Ausgangsmaterial zu nehmen und verschiedene Schichtaufbauten aus Metall- ZrO_2 -Metall auf Diffusion zu untersuchen.

Abschließend lässt sich festhalten, dass im Bereich der dünnen Schichten kein Material gefunden werden konnte, welches als Isolator verwendet werden kann, um einen in Aluminium integrierbaren Sensor aufzubauen. Die keramischen Schichten aus Siliziumnitrid, Aluminiumoxid und Titanoxid zeigten auf dem Aluminiumsubstrat keine ausreichende mechanische Stabilität bei Temperaturen bis $T = 600^\circ\text{C}$. Zirkonoxid hingegen zeigte diese mechanische Stabilität bei hohen Temperaturen. Allerdings konnte keine ausreichende elektrische Isolation zum Aluminium hergestellt werden. Eine weitere Keramik, die getestet werden könnte, wäre Magnesiumoxid. Der thermische Ausdehnungskoeffizient ist ähnlich hoch wie der von Zirkonoxid ($\alpha_{\text{MgO}} = 13,5\text{E-}6 \text{ K}^{-1}$ [159]). Die Schichtabscheidung könnte durch Sputtern [160] oder über ein Sol-Gel [161] erfolgen. Eine andere Möglichkeit wäre die Verwendung von superplastischen Keramiken, die um das zehnfache ihrer Ausgangslänge gedehnt werden können [162–164].

5.3.2 Sensoren in Dickschichttechnik

Eine Alternative zur Dünnschichttechnik bietet die Dickschichttechnik. Im Gegensatz zur Dünnschichttechnik liegen die Schichtdicken hier im Bereich von mehreren zehn Mikrometern. Bei der Dickschichttechnik werden Strukturen im Siebdruckverfahren erzeugt. Durch die Öffnungen in einem strukturierten Sieb wird eine Paste auf ein Trägermaterial (i.d.R. keramisch, z. B. Al_2O_3) aufgebracht. Als Paste kommen leitfähige und dielektrische Pasten zum Einsatz, sowie Pasten mit einem definierten Flächenwiderstand. Wichtigster Schritt bei der Herstellung ist das Brennen des Schaltungsträgers bei mehreren hundert Grad. Hierdurch sind die keramischen Schaltungsträger thermisch und elektrisch hoch belastbar. Sie können in aggressiven Umgebungen eingesetzt werden und haben eine hohe Betriebssicherheit. [165, 166]

Seit 2013 gibt es Dickschichtpasten, die speziell für Aluminiumsubstrate ausgelegt sind. Diese werden unter dem Markennamen Celcion[®] von Heraeus Precious Metals vertrieben. Damit lassen sich Isolatoren, Leiterbahnen und Widerstände direkt auf Aluminium drucken. Entwickelt wurde die Technologie für die LED-Technik, um LEDs ohne Platine direkt auf ein Aluminiumsubstrat aufzubringen. Dadurch soll eine bessere thermische Ankopplung und eine kostengünstigere Herstellung erreicht werden [167]. Diese Dickschichtpasten werden bei 550-600 °C gebrannt. Sie haben einen an das Aluminium angepassten thermischen Ausdehnungskoeffizienten, um mechanische Spannungen zu vermeiden. Damit bieten sie nicht nur eine Technologiebasis für die bessere thermische Ankopplung von LEDs, sondern auch um Sensorstrukturen für die Integration in Aluminium herzustellen.

Das zur Herstellung eines DMS oder Temperatursensors verwendete Design ist in Abbildung 5.5 zu sehen. Die resistive Struktur ist so ausgelegt, dass sie in etwa einen Widerstand von 300 Ω hat. Die Strukturen sind relativ grob mit größeren Überlappungen, da die Herstellung der Strukturen auf einer eigens dafür aufgebauten kleinen Siebdruckhilfe mit Siebaufnahme und x-y-z-Tisch erfolgt. Das Sieb wurde aus *SEFAR PCF* hergestellt. Die Prozessierung ist in Abbildung 5.5 beschrieben. Als Substrat werden 4x4 cm, 0,8 mm dicke Bleche aus AlMg_3 (unpoliert) verwendet. Das Drucken des Dielektrikums zu Beginn und Ende wird jeweils zweimal durchgeführt, da ein einfacher Druck keine ausreichende Isolierung zum Substrat hin aufweist. Die Integration des Sensors erfolgt mit den in Kapitel 5.1 beschriebenen Mitteln. Der Prozess der Integration in Aluminium ist im Gegensatz zu Sensoren auf Siliziumsubstrat einfacher, da das Aluminiumsubstrat nicht spröde und zerbrechlich ist.

Im ersten Durchgang wurden acht Sensoren in Aluminium eingegossen. Ein eingegossener Sensor ist beispielhaft in Abbildung 5.6 zu sehen. Keiner der Sensoren wurde dabei mechanisch zerstört. Die Charakterisierung der eingegossenen Sensoren erfolgte in einer Klimakammer und auf dem in Kapitel 4.1.2 beschriebenen Kraftmessplatz. Da das Gießen einer Zugprobe mit der Laborgießmaschine recht anspruchsvoll ist, wurde eine einfach herzustellende Druckprobe gegossen. Die Änderung des Widerstandes in Abhängigkeit der Temperatur ist in Abbildung 5.7 zu sehen. Das Verhalten kann als linear beschrieben werden. Die Änderung des Widerstandes bei einer definierten Dehnung ist ebenfalls in Abbildung 5.7 aufgezeichnet. Bei Sensor 1 (blaue Kreuze) können die Messpunkte noch in einen linearen Zusammenhang gebracht werden. Die Messpunkte von Sensor 2 (rotes Plus) zeigen jedoch kein lineares Verhalten mehr. Bemerkenswert ist der sehr hohe k-Faktor von etwa $k_1 = 130$ für Sensor 1 und

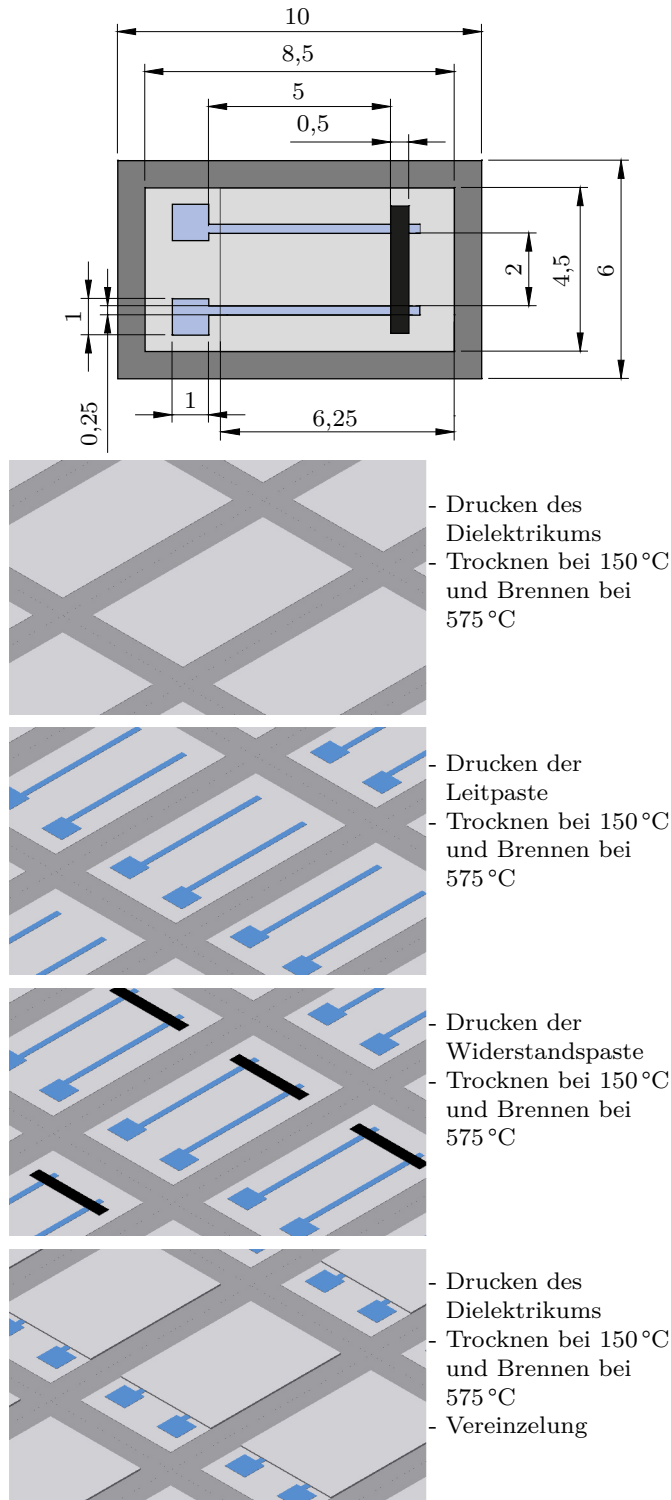


Abb. 5.5: Prozessablauf zum Drucken einer resistiven Struktur auf Aluminiumsubstraten. Die Abmessungen sind in mm angegeben.

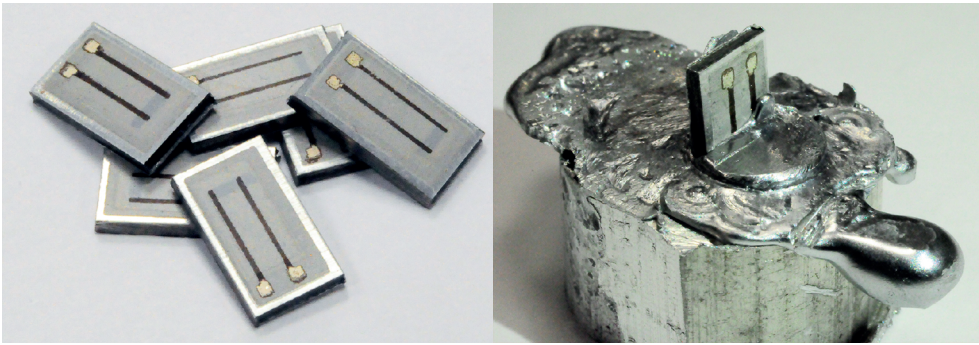


Abb. 5.6: Links: Resistiver Sensor auf Aluminium gedruckt, Rechts: Sensor nach dem Eingießen in Aluminium

$k_2 = 250$ für Sensor 2. Damit liegt der k-Faktor von Sensor 2 über dem von monokristallinem Silizium (vgl. $k_{\text{Si,max}} = 180$). Durch das Eingießen verändert sich zudem der Isolationswiderstand zwischen Sensorstruktur und Aluminium. Bei zwei Sensoren war dieser nach dem Eingießen im einstelligen $k\Omega$ -Bereich, sodass diese Sensoren nicht verwendet wurden. Bei allen anderen Sensoren konnte ein Isolationswiderstand zwischen $20\text{ k}\Omega$ und $1\text{ M}\Omega$ mit einem Ohmmeter gemessen werden. Vor dem Eingießen war dieser Widerstand mit einem Ohmmeter nicht messbar und daher im Bereich von Megaohm. Durch den Eingießprozess werden die gedruckten Schichten kurz wieder an den Schmelzpunkt gebracht. Hierdurch könnte eine Diffusion und Durchmischung der Pasten stattfinden, was die Sensorstruktur und damit auch die Sensoreigenschaften verändert. Hierfür spräche auch die geringe Stromlastfähigkeit. Während der Vermessung zeigte sich, dass die Sensoren bei Strömen über 1 mA zum Teil kurzzeitig zerstört werden. Dies war aber teilweise reversibel, wenn der Sensor bei etwa 80° für etwa 1 h getempert wurde.

Abschließend lässt sich festhalten, dass mithilfe der Dickschichttechnik Sensoren gedruckt werden können, die das Eingießen in Aluminium überleben. Damit können Temperaturen und Dehnungen (also Kräfte) im Aluminium prinzipiell gemessen werden. Durch den Eingießprozess verändert sich der Sensor jedoch so in seinen Eigenschaften, dass es fraglich ist, ob der Prozess reproduzierbar ist und der Sensor langzeitstabil im Aluminium messen kann. Um zu untersuchen, was mit dem Sensor während des Eingießens passiert, könnte er wie die Siliziumsensoren in Kapitel 5.2.3 während des Giessprozesses vermessen werden. Eine Aussage über den Fremdkörpereffekt zu treffen ist ebenfalls schwierig, da die physikalischen Eigenschaften weitestgehend unbekannt ist. Der mechanische Fremdkörpereffekt ist aber im Vergleich zum Siliziumsubstrat als deutlich geringer einzustufen.

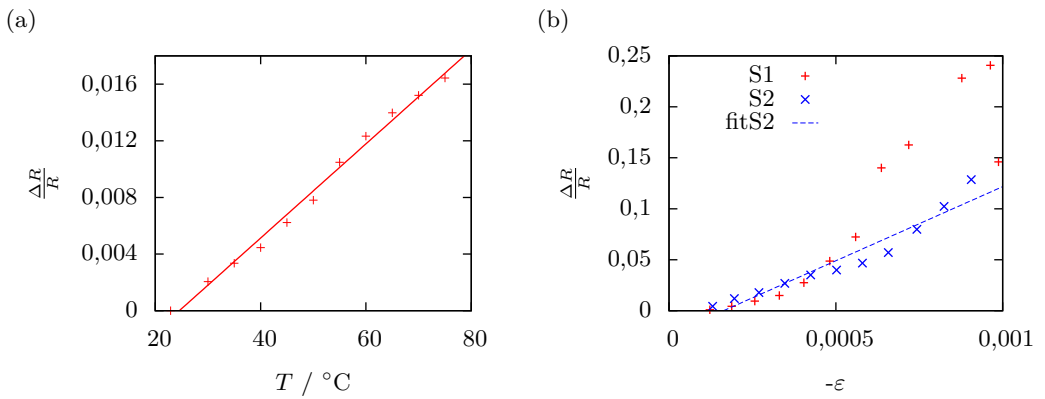


Abb. 5.7: Die Änderung des Widerstandes eines in Aluminium integrierten Sensors: (a) Temperaturkennlinie (b) Kraftkennlinie.

6

Charakterisierung eines Schleifprozesses durch Integration von Sensoren in Stahl

Die Herstellung von Bauteilen mit Fertigungsprozessen wie Drehen, Fräsen oder Schleifen ist seit Jahrzehnten Stand der Technik und unter vorgegebenen Toleranzen reproduzierbar. Parameter wie Vorschub oder Zustellung für verschiedene Werkzeuge, um bestimmte Oberflächen oder Geometrien zu erzeugen, sind hinlänglich bekannt. Die Auswirkungen dieser Prozesse auf den Werkstoff bzw. das Werkstück selber sind bisher wenig untersucht worden. Jeder Fertigungsprozess bringt Energie in den Werkstoff bzw. in das Bauteil ein. Dieser Energieeintrag kann chemisch, mechanisch oder thermisch sein. Durch den Energieeintrag des Fertigungsprozesses erhält das Bauteil einerseits seine gewünschte Form, andererseits verändert der Fertigungsprozess aber auch die Randzone und hinterlässt eine Signatur, also eine Art Fingerabdruck. Dieser Zusammenhang zwischen Werkstoffbeanspruchung und den daraus resultierenden Werkstoffmodifikationen werden als Prozesssignatur bezeichnet [168]. Inwiefern beispielsweise ein Schleifprozess den Eigenspannungszustand oder den Härteverlauf in der Randzone (von der Bauteiloberfläche bis wenige Millimeter ins Bauteil) verändert, ist bisher wenig erforscht worden. Das zeigt sich auch in [169], wo ein Ringversuch beschrieben wird, bei dem an zwölf verschiedenen Standorten jeweils die Oberfläche dreier Proben gezielt auf eine Druckspannung von $\sigma = -200$ MPa eingestellt werden sollten. Um dieses Ziel zu erreichen, konnte ein beliebiger Fertigungsprozess ausgewählt werden. Nach der Vermessung wiesen nur etwa fünf von 42 Proben den gewünschten Eigenspannungszustand auf; der Eigenspannungszustand an der Probenoberfläche variierte von $\sigma = -800$ MPa bis $\sigma = 600$ MPa. Es zeigt sich also, dass die gezielte Einstellung der Eigenschaften in der Bauteilrandzone bisher nur bedingt möglich ist und Leistungspotentiale verloren gehen [168].

Durch das gezielte Einbringen von Mikrosensoren in einen Werkstoff lassen sich sensorische Werkstücke aufbauen, mit denen die Energieflüsse im Material gemessen werden können. Diese Art der Messmethode kann dazu beitragen Prozesssignaturen aufzustellen. Die Idee eines sensorischen Werkstücks ist in Abbildung 6.1 gezeigt. Integriert man beispielsweise einen Dehnungsmessstreifen, so lassen sich lokale Kräfte und Temperatur im Werkstoff messen. Dafür werden die Sensoren direkt auf einer präparierten Stahlscheibe gefertigt. Für die dreidimensionale Ortsauflösung wird ein Laminat aus mehreren Stahlscheiben, die jeweils Sensoren aufweisen, aufgebaut. An ein solches sensorisches Werkstück sind folgende Anforderungen gestellt:

- **Sensorankopplung:** Die Sensoren benötigen eine gute thermische und mechanische Ankopplung an den Stahl, um aussagekräftige Messwerte zu erhalten. Durch die Verwendung von Dünnschichttechnologie, stellen der Isolator sowie die resistive Sensorstruktur kaum ein Problem dar. Eine wesentlich größere Herausforderung ist die Verbindung der Sensoren zur Gegenfläche, um das Laminat aufzubauen. Hier muss ein geeigneter Verbindungswerkstoff gefunden werden, der eine gute thermische und mechanische Ankopplung ermöglicht. Dazu ist es sinnvoll, den zunächst vollflächig abgeschiedenen Isolator zu strukturieren und somit so viel wie möglich von ihm zu entfernen.
- **Sensorstabilität:** Während der Bearbeitung des Werkstücks dürfen die Sensoren durch die mechanischen und thermischen Belastungen nicht zerstört werden,
- **Fremdkörpereffekt:** Durch das Einbringen des Sensors ändert sich sowohl das thermische als auch das mechanische Verhalten des Werkstücks, gemäß den Betrachtungen aus Kapitel 2. Beide Einflüsse müssen quantifiziert werden und wenn nötig Messwerte korrigiert werden.
- **Aufbau- und Verbindungstechnik:** Die Messsignale müssen aus dem Werkstück herausgeführt werden.

Diese Anforderungen lassen sich allgemein an jedes sensorische Werkstück stellen, mit dem verschiedene Fertigungsprozesse charakterisiert werden können. In dieser Arbeit wird der Fertigungsprozess „Schleifen“ charakterisiert. Die Charakterisierung und Diskussionen zum Aufbau des Probekörpers und zur Auswertung der Messergebnisse erfolgten in Kooperation mit der *Stiftung Institut für Werkstofftechnik (IWT)* in Bremen. Der verwendete Stahl ist der Vergütungsstahl 42CrMo4, der häufig Anwendung in der Automobil- und Fahrzeugindustrie findet, um Kurbelwellen oder Zahnräder herzustellen [170].

In den folgenden Kapiteln wird die Modellierung, der Aufbau und die Charakterisierung eines sensorischen Werkstücks dargestellt. Zunächst wird jedoch der Schleifprozess näher beschrieben.

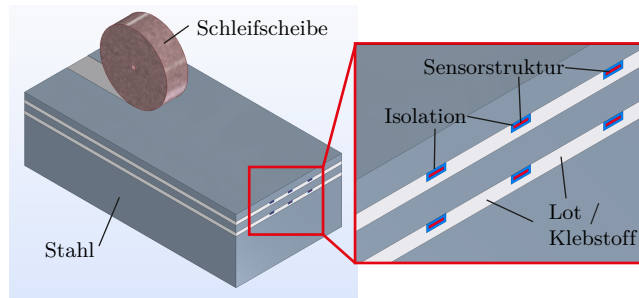


Abb. 6.1: Idee eines sensorischen Werkstücks, der aus einzelnen Metalllagen mit Sensoren besteht und zu einem Laminat aufgebaut wird.

6.1 Der Fertigungsprozess „Schleifen“

Schleifen ist ein Trennprozess mit geometrisch unbestimmter Schneide, der sich nach DIN 8580 [171] in sieben verschiedene Gruppen einteilen lässt: (1) Schleifen mit rotierendem Werkzeug, (2) Bandschleifen, (3) Hubschleifen, (4) Honen, (5) Läppen, (6) Strahlspanen und (7) Gleitspanen. In dieser Arbeit wird der Prozess „Schleifen mit rotierendem Werkzeug“ charakterisiert. Da er sich nach DIN 8589 weiter unterteilen lässt, wird im speziellen das Plan-Umfangs-Querschleifen eingesetzt [172]. Das Werkstück bewegt sich dabei unter dem rotierenden Werkzeug, der Schleifscheibe. Die Schleifscheibe selbst besteht aus einer Vielzahl von Körnern, die die Schneiden darstellen. Beim Kornwerkstoff unterscheidet man zwischen natürlichen Kornwerkstoffen (Quarz, Korund, Schmirgel, Granat und Diamant) und synthetischen Kornwerkstoffen (Korund, Siliziumkarbid, kubische Bornitrid und synthetischem Diamant), wobei heutzutage im Wesentlichen synthetische Kornwerkstoffe verwendet werden [173]. Als Bindemittel werden Kunstharze, Keramiken und Metalle eingesetzt [173].

Im Schleifprozess entstehen sehr große Wärmemengen, die abgeführt werden müssen, damit Werkstück und Schleifscheibe nicht überhitzen. Aus diesem Grund verwendet man Kühlschmierstoffe, die im Wesentlichen drei Aufgaben haben: Die Reduzierung der Reibung zwischen Schleifkorn/Bindemittel und Werkstück, die Kühlung der Kontaktzone sowie der Werkstückoberfläche und den Abtransport der Späne. Dafür nimmt der Kühlschmierstoff Wärme auf und transportiert sie ab. Beim Kühlschmierstoff werden Öle oder wassermischbare Emulsionen und Lösungen verwendet, wobei häufig noch Additive hinzugefügt werden, um dem Kühlschmierstoff bestimmte Eigenschaften zu geben. Neben dem Werkzeug hat die Wahl des Kühlschmierstoffs einen entscheidenden Einfluss auf den Bearbeitungsprozess. [173]

Beim Schleifprozess lassen sich sowohl hohe mechanische als auch thermische Wirkungen erzielen. Dies ist im Wesentlichen von den Schleifparametern abhängig. Die wichtigsten Stellgrößen sind:

- v_w : Die Geschwindigkeit bzw. der Vorschub des Werkstücks
- v_s : Die Schnittgeschwindigkeit ist die Geschwindigkeit, mit der sich die Schneide relativ zum Werkstück bewegt. Sie ermittelt sich über Drehzahl und Durchmesser der Schleifscheibe und der Vorschubgeschwindigkeit des Werkstücks.
- a_e : Die Eingriffstiefe wird auch als Zustellung bezeichnet und gibt an, wie weit das

Werkzeug in das Werkstück eintaucht.

- a_p : Die Eingriffsbreite wird auch als Schnitteingriff bezeichnet. Beim Plan-Umfangs-Querschleifen ist dies die Breite der Schleifspur.

Eine weitere wichtige Größe ist das bezogene Zeitspannungsvolumen Q'_w , das sich aus dem Produkt aus Werkstückgeschwindigkeit und Eingriffstiefe berechnet:

$$Q'_w = v_w \cdot a_e. \quad (6.1)$$

Diese Größe gibt an, wieviel Volumen durch die Schleifscheibe aus dem Werkstück pro Zeiteinheit herausgetrennt wird. [173]

6.2 Energieflüsse im Schleifprozess: Modellierung und messtechnische Erfassung

In der heutigen Forschung konzentrieren sich die Arbeiten vor allem auf Energiebetrachtungen, um Aussagen über die Energieflüsse im Schleifprozess zu erhalten und somit die Auswirkungen verschiedener Stell- und Systemgrößen zu ermitteln [174]. Die messtechnische Erfassung ausgewählter Größen ist dabei zwingend erforderlich, um die Simulation zu kalibrieren [174]. Nach Abbildung 6.2 aus [175] gibt es beim Schleifen verschiedene Ursachen für die Energieumwandlung in der Kontaktzone. Durch das Eintauchen des Schleifkorns in das Werkstück wird ein Span durch Scherkräfte aus dem Werkstück herausgetrennt. Dadurch entsteht Reibung an der Spanfläche, an der Verschleißfläche und im Span selber. Im Wesentlichen entsteht also thermische Energie, die abgeführt werden muss. Je nach Prozessparameter und Randbedingung fließen dabei 25%-80% an thermischer Energie ins Werkstück, das lokal und zeitlich seine Temperatur ändert. Durch Integration von Sensoren in das Werkstück wird man folglich über die Temperaturmessung eine Aussage über die Abfuhr an thermischer Energie in das Werkstück treffen können. Ein erster Ansatz mit handelsüblichen Thermoelementen wurde bereits in Kapitel 1.2 erwähnt. Alternativ dazu gibt es Messaufbauten mit einer Infrarotkamera, die seitlich auf das Werkstück gerichtet ist. Durch FE-Simulation wird dann von der Oberfläche auf die Temperaturverteilung im Inneren zurückgerechnet wird [176].

Neben der Energie, die ins Werkstück fließt, wird auch durch den Kühlschmierstoff Energie abtransportiert. Der Anteil an der gesamten thermischen Energie beträgt 5-50%. Die messtechnische Erfassung der Temperatur des Kühlschmierstoffs vor dem Eintritt in die Kontaktzone und nach dem Austritt aus der Kontaktzone wird in [174, 177] an einem Analogieprüfstand gezeigt. Alternativ könnte man hier über das Applizieren von mikrosystemtechnisch hergestellten Thermoelementen auf die Oberfläche neben der Schleifspur nachdenken, um In-Prozess-Messungen durchzuführen. Ein weiterer größerer Teil an thermischer Energie wird über den Span selbst abgeführt (5-40%). Die messtechnische Erfassung der Temperatur des Spans könnte ebenfalls über eine Infrarotkamera erfolgen. Die Integration eines Sensors in den Span scheidet aus.

Neben der thermischen Energieabfuhr treten nach Abbildung 6.2 noch weitere Energien auf. Dies sind beispielsweise mechanische Energien in Form von lokalen elastischen und plastischen Verformungen im Werkstück. Die Quantifizierung von Verformungen im Werkstück

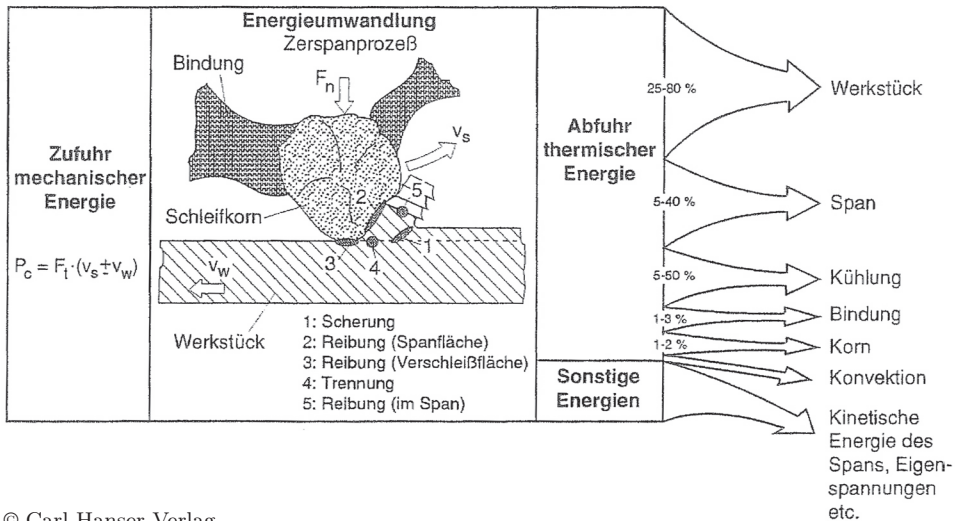


Abb. 6.2: Energieflüsse im Schleifprozess [175]

kann ebenfalls mit materialintegrierten Dehnungsmessstreifen erfolgen. Allerdings ist dies weitaus schwieriger als die Erfassung von Temperaturen, da der thermoresistive größer als der piezoresistive Effekt ist (s. Kapitel 3.1). Herkömmliche Kompensationsmethoden wie Voll- oder Halbbrücke können aufgrund der unbekannt und möglicherweise wechselnden Richtung nicht angewendet werden, worauf aber im späteren Verlauf dieses Kapitels noch eingegangen wird.

Eine weitere Möglichkeit zur Charakterisierung des Schleifprozesses ist die Ermittlung der umgesetzten Energie in der Kontaktzone. Dafür muss zunächst die Kontaktlänge l_g von Schleifscheibe und Werkstück ermittelt werden. Diese ermittelt sich über die Eingriffstiefe a_e und den Durchmesser der Schleifscheibe d_S :

$$l_g = \sqrt{a_e \cdot d_S}. \quad (6.2)$$

Die auf die Kontaktzone bezogene Schleifleistung P_c'' berechnet sich über die Tangentialkraft F_t zwischen Schleifscheibe und Werkstück [173]:

$$P_c'' = \frac{F_t \cdot v_c}{a_p \cdot l_g}. \quad (6.3)$$

Die Schnittgeschwindigkeit, die Eingriffsbreite und die Kontaktlänge sind bekannte Größen. Somit lässt sich P_c'' erfassen, indem man die Tangentialkraft über eine Kraftmessplatte misst [173, 178]. Auf der anderen Seite kann P_c'' aber auch über die elektrische Verbrauchsmessung ermittelt werden. Die Messung der Temperatur in der Kontaktzone kann ebenfalls helfen, Aussagen über die im Schleifprozess umgesetzten Energien zu treffen. So gibt es Schleifscheiben mit einer integrierten Glasfaser, um über die in die Glasfaser eingekoppelte IR-Strahlung auf die Kontaktzonentemperatur zu schließen, [179].

6.3 Aufbau des sensorischen Werkstücks

Das sensorische Werkstück besteht aus zwei Stahlteilen. Der Grundkörper ist ein Quader mit Länge $l = 150$ mm der Breite $b = 20$ mm und der Höhe $h = 18$ mm. Mit diesem Werkstück wurden am IWT schon erste Erfahrungen gemacht, um den Prozess des Schleifhärtens mithilfe von materialintegrierten Thermoelementen zu charakterisieren [52]. Auf der Oberseite des Quaders ist mittig, quer zur Längsrichtung, eine 1,6 mm tiefe und 10 mm breite Nut eingelassen, in die das zweite Stahlteil eingebaut wird. Das zweite Stahlteil ist das sensorische Inlay, auf dem sich DMS-Strukturen befinden. Die Herstellung der Sensorstrukturen erfolgt zunächst auf Waferebene (150 mm Wafer aus Stahl). Im Anschluss an die Prozessierung wird der Stahlwafer in 50 mm lange und 10 mm breite Stücke geschnitten, die das Inlay bilden. Die Dicke des Inlays ist begrenzt, da einige Anlagen am *IMSAS* nur Wafer mit einer maximalen Dicke von 2 mm aufnehmen können. Hinzu kommt, dass die Stahlwafer aufgrund der höheren Dichte gegenüber Siliziumwafern rund 3,5mal so schwer sind und dies in Anlagen, in denen Wafer bewegt werden, ebenfalls zu Problemen führen kann. Das Inlay wird mit einem Lot oder einem Klebstoff mit dem Grundkörper verbunden. Da die Länge des Inlays die Breite des Grundkörper übertrifft, steht das Inlay an beiden Seiten 15 mm über das Werkstück hinaus. Dies ist notwendig, um die Sensoren elektrisch zu kontaktieren. Die Zuleitungen werden an den Rand des Inlays zu Kontaktpads geführt. Auf die Pads wird ein Stecker aufgebracht, über den die Sensoren ausgelesen werden können. Die Charakterisierung erfolgt, indem in Längsrichtung mittig eine 10 mm breite Nut in das Werkstück geschliffen wird und gleichzeitig die Messdaten der Sensoren aufgenommen werden. Ein mehrlagiger Aufbau wie in Abbildung 6.1 ist zunächst nicht vorgesehen. Dadurch, dass aber das 1,6 mm dicke Inlay nicht in einem Durchgang komplett abgetragen wird, erhält man durch mehrere Schleifdurchgänge ein tiefenabhängiges Temperaturprofil.

6.3.1 Verbindungstechnik von Stahlinlay und Werkstück

Die Verbindungstechnik der beiden Stahlteile hat einen wesentlichen Einfluss auf die Charakteristik und Aussagekraft der Messergebnisse. Es muss ein Werkstoff gefunden werden, der zwei grundlegende Anforderungen erfüllt: Die Kraftübertragung von dem Sensorinlay auf den Grundkörper muss gewährleistet werden. Zweitens muss der Werkstoff entweder eine dem 42CrMo4 ähnliche Wärmeleitfähigkeit aufweisen oder die Verbindungsschicht sehr dünn sein, damit kein zu großer Hotspot entsteht (siehe auch Kapitel 2.3). Außerdem muss das Temperaturbudget bei der Verbindungstechnik beachtet werden. Neben den Anforderungen an den Verbindungswerkstoff muss noch die technische Durchführung der Verbindung beachtet werden: So kann bei höheren Temperaturen der Stahl angelassen oder sogar ausgeglüht, oder die Sensoren zerstört werden. Hilfsstoffe könnten die Sensorstrukturen angreifen und evtl. zerstören und auch die minimale Schichtdicke, mit der sich der Hilfsstoff auftragen lässt, muss passend gewählt werden.

Betrachtet man zunächst Lötverbindungen, so kommen prinzipiell Weich- und Hartlote infrage. Im Bereich der Weichlote eignet sich ein Eutektikum aus Gold und Zinn, das galvanisch direkt auf Waferebene abgeschieden werden kann. Damit können sehr dünne Lotschichten erzeugt werden. Durch das Mengenverhältnis von Gold zu Zinn lässt sich der Schmelzpunkt

gut einstellen. Für diese Technologie liegen bereits Erfahrungen am *IMSAS* vor. Als Hartlot eignet sich beispielsweise die Neusilber-Legierung L-Ag 55 Sn (nach DIN8513), die im wesentlichen aus 55% Silber, 22% Zinn und 21% Kupfer besteht. Um diese aufzuschmelzen ist jedoch eine Temperatur von mindestens 650 °C notwendig [180], sodass der Stahl angelassen wird ($T_{\text{Anlass}} = 540 - 680 \text{ °C}$) und sich seine Gefügestruktur verändert. Ein anderes Lot wäre eine Kupfer-Zink-Legierung (Messing-Lot), bei dem der Schmelzpunkt über das Mengenverhältnis Kupfer und Zink zwischen 419 °C und 1083 °C eingestellt werden kann. Hier könnte man während des Normalglühens oder Anlassens Inlay und Grundkörper verlöten. Allerdings müssen die Sensoren dann die entsprechende thermische Stabilität aufweisen. Ein Nachteil bei allen Loten ist die mit steigender Temperatur sinkende Festigkeit. Die Verwendung von Loten hat aber zwei Vorteile: Da es sich um ein Metall handelt, ist die Wärmeleitfähigkeit ähnlich dem Stahl und durch Spaltlöten können sehr dünne Lotschichten erzeugt werden. Allgemein sei noch erwähnt, dass beim Löten das richtige Flussmittel gewählt werden muss, um die Oxidschicht beim Löten zu entfernen. Das Flussmittel darf aber nicht die Isolationsschicht (die evtl. ein Oxid ist) der Sensoren angreifen.

Bei Klebstoffverbindungen muss man zwischen zwei Klebstoffarten unterscheiden: Organische und Anorganische Klebstoffe. Anorganische Klebstoffe sind häufig auf Basis von Silicaten oder Metalloxiden [181] und sind bis zu 2200 °C [182] temperaturstabil. Von der Konsistenz her sind sie meist pastös und ähneln der Konsistenz von Zement. Für die Versuche wurde die anorganischen Klebstoffe *Cotronics Resbond 903HP* und *Durabond 954* von *Polytec PT* ausgewählt. Beide wurden von *Polytec-PT* für die Anwendung empfohlen. Der Vorteil dieser anorganischen Klebstoffe gegenüber Loten besteht darin, dass sie auch bei hohen Temperaturen eine mechanisch sehr feste Verbindung darstellen. Ein weiterer Vorteil ist die Abbindung bei Raumtemperatur. Damit wird der Stahl keiner großen Temperaturbelastung ausgesetzt. Beide Klebstoffe haben jedoch eine geringere thermische Wärmeleitfähigkeit als 42CrMo4 (siehe Tabelle 6.1). Daneben zeigen beide Klebstoffe im Gegensatz zum duktilen Stahl sprödes Materialverhalten und durch die pastöse Konsistenz ist Spaltkleben nicht möglich.

Als organische Klebstoffe bieten sich Epoxidharze in Form von Polyimiden an. Diese haben im Bereich der organischen Klebstoffe mit die höchste Temperaturstabilität [181]. Für die Versuche wurde der Klebstoff *526N-ALOX* von *Aremco* ausgewählt. Nachteilig ist die geringe Wärmeleitfähigkeit, wobei diese durch den keramischen Füllstoff mit $\lambda = 1 \text{ W m}^{-1} \text{ K}$ immer noch rund achtmal besser ist als bei reinem Polyimid (Vergleich DuPont Kapton $\lambda = 0,12 \text{ W m}^{-1} \text{ K}$ [183]). Der Vorteil ist, dass der Klebstoff bei der Aushärtetemperatur von 140-160 °C hochviskos wird und so beim Spaltkleben eine sehr dünne Klebstoffschicht erzeugt werden kann.

Alle ausgewählten Verbindungsmaterialien und die Auftragsmethode sind in Tabelle 6.2 aufgeführt. Als Grundlage für die Tests der Verbindungsmaterialien wird der eingangs beschriebene Grundkörper (150 mm x 20 mm x 18 mm) verwendet. Dieser weist vier 10 mm breite Nuten quer zur Längsrichtung auf, in die dann Dummy-Inlays (ohne Sensorfunktion) eingebaut werden, was in Abbildung 6.3 gezeigt wird. Die Dummy-Inlays wurden mit den Verbindungsmaterialien und der entsprechenden Methode aus Tabelle 6.2 in die Grundkörper eingebaut. Da im ersten Technologiedurchlauf die Inlays eine maximale Temperaturfestigkeit von 450 °C aushalten (s. Kapitel 6.3.2), wurde die Hartlotverbindung vorerst nicht getestet. Zur Überprüfung der Festigkeit des Inlays wurde, analog zur späteren Charakterisierung

Tabelle 6.1: Getestete Werkstoffe zu Verbindung von Inlay und Grundkörper.

| Werkstoffart | Bezeichnung | Auftragsmethode | $\frac{\lambda_{\text{Verbindungsmaterial}}}{\lambda_{42\text{CrMo4}}}$ |
|----------------------------|--|--|---|
| Weichlot | Au-Sn (1:0,74) | Spaltlöten mit Flussmittel <i>Surface Mount Rework Flux</i> von <i>Electrolube</i> | 341 % |
| Anorganischer Klebstoff | <i>Cotronics</i> <i>Resbond 903HP</i> | Schablonendruck ($d_{\text{Schab.}} = 50 \mu\text{m}$) | 2,4 % |
| Anorganischer Klebstoff | <i>Durabond 954</i> | Schablonendruck ($d_{\text{Schab.}} = 50 \mu\text{m}$) | 3,3 % |
| Organischer Klebstoff | <i>526N-ALOX</i> | Spaltkleben | 2,4 % |



Abb. 6.3: Probekörper zum Test der Verbindungstechnik von Grundkörper und Inlay. Rechts: *Durabond 954* (Inlay ausgebrochen), Mitte rechts: Weichlot Au-Sn, mitte links: *Durabond 954*, links: kein Inlay

des sensorischen Probekörpers, eine 10 mm breite Nut in Längsrichtung in den Grundkörper geschliffen. Dafür wurden die Schleifparameter so variiert, dass große mechanische oder thermische Energien oder beides auf den Grundkörper wirken. Alle verwendeten Parameter sind in Tabelle 6.2 aufgeführt.

Tabelle 6.2: Verwendete Schleifparameter zum Test der Verbindungstechnik von Stahlinlay und Grundkörper

| Versuch | Schnittgeschwindigkeit v_c in m/s | Eingriffstiefe a_e in mm | Werkstückgeschwindigkeit v_w in mm/min |
|---------|-------------------------------------|----------------------------|--|
| 1 | 35 | 0,1 | 500 |
| 2 | 35 | 0,2 | 500 |
| 3 | 35 | 0,3 | 500 |
| 4 | 35 | 0,1 | 1200 |
| 5 | 35 | 0,3 | 1200 |
| 6 | 35 | 0,5 | 1200 |
| 7 | 35 | 0,5 | 2000 |

Ein Probekörper nach dem Schleiftest ist in Abbildung 6.3 zu sehen. Beide Weichlotverbindungen zeigten keinen Ausfall und erwiesen sich als sehr fest. Obwohl im Schleifprozess teilweise Temperaturen von mehreren hundert Grad erzeugt wurden und das Lot einen Schmelzpunkt von etwa 350 °C [184] aufweist, verblieb der Inlay-Dummy an seiner Position. Beim Polyimid löste sich ein Inlay nach Versuch 4. Das Polyimid hatte sich vom Grundkörper gelöst; die Haftung zum Sensorinlay hingegen war ausreichend. Eine mögliche Ursache für den Ausfall könnte eine nicht ausreichende Reinigung gewesen sein, sodass die Haftung durch Schmutz herabgesetzt wurde. Das zweite mit Polyimid eingeklebte Inlay fiel hingegen gar nicht aus. Nach Versuch 7 war das Inlay vollständig abgetragen. Die beiden übrig gebliebenen Seitenstücke wurden aber weiterhin vom Klebstoff gehalten. Die vier Inlays, die mit den beiden anorganischen Klebstoffen in den Grundkörper eingeklebt waren, lösten sich bereits nach dem zweiten Versuch. Der Klebstoff schien augenscheinlich gut an Grundkörper und Inlay zu haften, brach jedoch in der Fläche auf. Eine Ursache könnte das keramische Werkstoffverhalten der beiden Klebstoffe sein. Durch Krafteinwirkung und Vibrationen im Schleifprozess bricht die spröde Keramik und das Inlay löst sich. Ein weiterer Nachteil bei den anorganischen Klebstoffen zeigte sich ebenfalls nach den Ausbrüchen der Inlays: In der Klebestelle waren viele Luftporen eingeschlossen. Durch die pastöse Konsistenz der Klebstoffe fließt dieser nicht nach, wie es beispielsweise beim Polyimid der Fall ist.

Abschließend lässt sich also festhalten, dass der Prozess des Weichlötens gut geeignet ist, um Grundkörper und Stahlinlay zu verbinden. Der organische Klebstoff zeigt ebenfalls gute Ergebnisse; allerdings muss die Klebestelle ausreichend gereinigt sein. Die anorganischen Klebstoffe eignen sich in dieser Form nicht für die Schleifversuche.

6.3.2 Herstellung des sensorischen Probekörpers

Die Herstellung des sensorischen Werkstücks läuft in drei wesentlichen Schritten ab:

1. Herstellung des Stahlwafers
2. Mikrotechnische Prozessierung des Stahlwafers
3. Einbau des Inlays in den Grundkörper und elektrische Kontaktierung

Um mikrosystemtechnische Strukturen auf dem Stahl erzeugen zu können, muss der Stahlwafer zunächst so präpariert werden, dass er wie ein Siliziumwafer eine sehr ebene und polierte Oberfläche aufweist. Dafür wurde ein Läpp- und Polierprozess entwickelt, der im Anhang A beschrieben ist. Die Stahlscheiben wurden aus einer $d = 2$ mm dicken Tafel aus 42CrMo4 mittels Wasserstrahlschneiden herausgetrennt. Durch den Polierprozess werden etwa 0,4 mm abgetragen, sodass die finalen Stahlwafer eine Dicke von $d = 1,6$ mm aufweisen.

Wie eingangs dieses Kapitels beschrieben, sind die Abmessungen des Stahlinlay auf 50 mm x 10 mm festgelegt. Damit können auf einem Wafer jeweils 20 Inlays erzeugt werden. Weiterhin ist Platz für Teststrukturen zur Bestimmung des TCR und des k-Faktors. Ein Design eines Stahlinlays ist beispielhaft in Abbildung 6.4 gezeigt. In der Mitte befinden sich verschiedene DMS-Strukturen mit einer Größe von etwa 350 µm x 350 µm, wobei sie je nach Design variieren. Das bedeutet in Bezug auf die Ortauflösung aber eine gewisse Unschärfe. Die DMS werden jeweils einzeln über drei Anschlüsse nach außen zu Kontaktpads geführt. Drei Anschlüsse sind notwendig, um eine Zuleitungskompensation in der anschließenden Auslesung

mit einer Viertelbrücke zu erhalten. Eine große Herausforderung von Seiten der Messtechnik ist die Trennung zwischen der piezoresistiven und thermoresistiven Widerstandsänderung, um Dehnungen und Temperaturen zu unterscheiden. Allgemein ist die Widerstandsänderung unter Dehnung und Temperaturänderung

$$\frac{\Delta R}{R} = \left(\frac{\Delta R}{R} \right)_{\varepsilon} + \left(\frac{\Delta R}{R} \right)_{\Delta T}. \quad (6.4)$$

Übliche Methoden zur Temperaturkompensation, wie etwa der Aufbau einer Voll- oder Halbbrücke sind nicht möglich, da die Richtungen der Kräfte, die im Stahl während der Bearbeitung wirken, nicht eindeutig sind und wechseln können. Um dennoch zwischen Dehnung und Temperatur unterscheiden zu können, kann man zwei DMS aus zwei verschiedenen Materialien verwenden. So erhält man zwei Brückenspannungen bzw. zwei Widerstandsänderungen und kann damit das Gleichungssystem mit den beiden unbekanntem Größen Temperatur und Dehnung lösen:

$$\Delta T = \frac{k_1 \frac{\Delta R_2}{R_2} - k_2 \frac{\Delta R_1}{R_1}}{k_1 \alpha_2 - k_2 \alpha_1} \quad (6.5)$$

und

$$\varepsilon = \frac{\alpha_2 \frac{\Delta R_1}{R_1} - \alpha_1 \frac{\Delta R_2}{R_2}}{k_1 \alpha_2 - k_2 \alpha_1}. \quad (6.6)$$

Damit beide DMS möglichst der gleichen Dehnung und Temperatur ausgesetzt sind, sollten diese entweder gestapelt und durch eine Isolationsschicht getrennt werden, oder wie eine Interdigitalstruktur ineinander greifen. Letzteres wurde im ersten Design umgesetzt und ist in Abbildung 6.4 zu sehen. Insgesamt wurden 16 verschiedene Designs erzeugt, die alle in [A5] zu finden sind.

Prozesslauf 1: Siliziumnitrid als elektrische Isolationsschicht

Der erste Prozessablauf wird in Anlehnung an die Erfahrungen aus dem *IMSAS* Projekt SensMat [148] entwickelt. Um die Temperaturstabilität dieser Sensoren zu testen, wurden Sensoren aus diesem Projekt für $t = 10$ min in einen Ofen bei verschiedenen Temperaturen in Schritten von $\Delta T = 50$ °C gegeben. Die Sensoren fielen bei $T = 500$ °C aus, sodass die Sensoren eine maximale Temperaturstabilität von $T_{\max} \approx 450$ °C aufweisen.

Im ersten Prozessschritt wird eine 500 nm dicke Haftschiicht aus Wolframtitan auf den Stahl gesputtert. Als Isolationsschicht wird 500 nm dickes Siliziumnitrid im PECVD-Prozess abgeschieden, wobei ein auf das Silizium bezogener Prozess mit Zugstress gewählt wird, der beim Stahl dann aber aufgrund des wesentlich höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten, Druckstress aufweist. Für die Metallisierung wird zunächst 500 nm Wolframtitan auf die Isolationsschicht gesputtert, photolithographisch maskiert und nasschemisch strukturiert. Der gleiche Ablauf erfolgt für die zweite Metallisierung aus Chrom (100 nm). Im nächsten Schritt wird wieder eine 500 nm dicke Siliziumnitridschicht im PECVD-Prozess abgeschieden. Die Öffnung der Kontaktpads erfolgt in einem RIE-Chlor-Prozess. Im gleichen Verfahren wird überall dort Isolationsmaterial entfernt, wo es nicht benötigt wird, um eine möglichst gute Verbindung zwischen Sensorinlay und Grundkörper im Aufbauprozess zu erreichen. In der anschließenden Charakterisierung der Sensoren zeigten sich drei Fehlerquellen, die eine

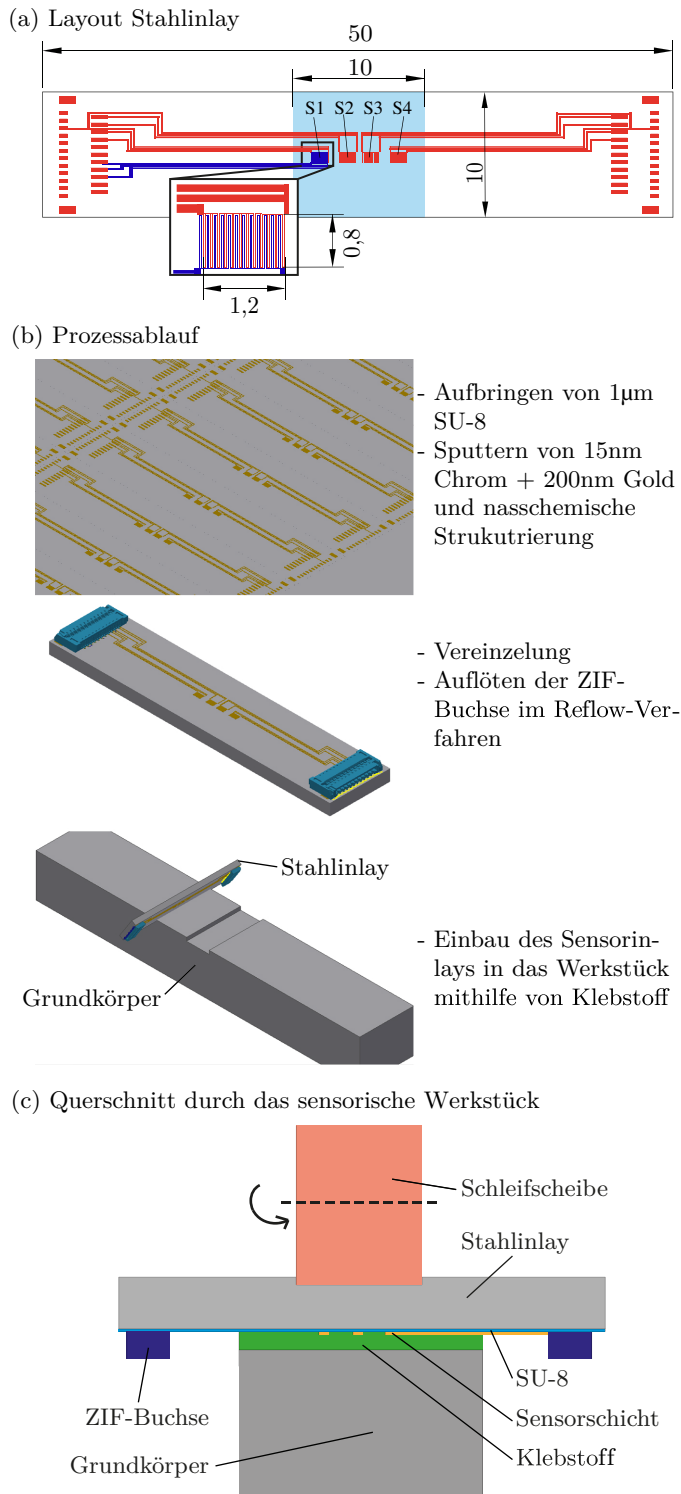


Abb. 6.4: (a) Sensordesign eines Stahlinlays mit vier Sensorstrukturen, die hellblaue Fläche ist die Kontaktzone; (b) Prozessablauf zur Herstellung und Einbau der Sensorstrukturen; (c) Querschnitt durch das Werkstück

Verwendung der Sensoren so nicht möglich macht. Erstens zeigte das Chrom nur eine mangelnde Haftung gegenüber dem Siliziumnitrid, was in Teilen zum Abplatzen der Schicht bis hin zum Ablösen der oberen Isolationsschicht führte. Zweitens konnten in vielen Sensorstrukturen Kurzschlüsse zum Substrat gemessen werden. Das PECVD-Siliziumnitrid scheint also bei 500 nm nicht ausreichend dicht zu sein und weist Pinholes auf. Der dritte Grund für den Ausfall der Sensoren sind Kurzschlüsse zwischen den einzelnen Sensorstrukturen, obwohl diese keine Pinholes aufweisen. Diese Sensorstrukturen sind auf der Chrommaske nicht miteinander verbunden. Die Ursache muss also aus der Prozessierung stammen. Eine Möglichkeit könnte die zweite PECVD-Abscheidung sein, bei der das Siliziumnitrid während der Gasphasenabscheidung bei 350 °C mit den Metallen reagiert und sich so eine wenige Atomlagen dicke, leitfähige Schicht ausbildet. Sie führt dann zu Kurzschlüssen. Eine andere Möglichkeit könnte im trockenchemischen Strukturierungsprozess des Siliziumnitrids liegen. Hier könnten Prozessierungsgase oder Abfallprodukte an der Oberfläche des Siliziumnitrids reagieren und eine leitfähige Schicht ausbilden. Dafür spräche, dass es auch in einem anderen Prozessablauf innerhalb der Dissertation von DMITRY BOLL zu ähnlichen Problemen kam. Hier wurden Kurzschlüsse gemessen, nachdem eine Tantaloxidschicht im RIE-Chlor Prozess strukturiert wurde.

Prozesslauf 2: SU-8 als elektrische Isolationsschicht

Eine Alternative zum Siliziumnitrid ist das Epoxid SU-8. Hier ist die Gefahr des Auftretens von Pinholes gering, da es im Spincoating-Verfahren aufgebracht wird. Außerdem wurden bereits beim Aufbau von DMS auf Polycarbonat-Substraten in Kapitel 4 gute Erfahrungen mit SU-8 gemacht. Nachteilig ist jedoch die gegenüber Siliziumnitrid geringe Temperaturstabilität. Zunächst wurde 100 nm Chrom auf die SU-8 Schicht gesputtert und nasschemisch strukturiert. Hier zeigte sich erneut ein Problem: Teile des Chroms lösten sich vom SU-8 und somit wurden die meisten Sensorstrukturen zerstört. Grund hierfür könnten Stress und intrinsische Spannungen sein. Damit stellt sich im Zusammenhang mit den Ergebnissen aus dem Prozesslauf 1 auch die Frage, ob Chrom als Metall überhaupt verwendet werden kann. Der finale Prozessablauf des letztlich verwendeten Schichtaufbaus ist in Abbildung 6.4 illustriert und ähnelt dem Prozessablauf, der in Kapitel 4.2.2, Abbildung 4.5 beschrieben ist. Durch die Verwendung von nur 15 nm Chrom kam es hier nicht zu Abplatzungen, sodass die intrinsischen Spannungen und der Stress bei geringen Schichtdicken offensichtlich kein Problem darstellen. Das fertige Sensorsystem besteht somit aus nur einem Metall. Damit ist eine messtechnische Trennung von Temperatur und Dehnung vorerst nicht möglich. Darauf wird im späteren Kapitel 6.4 eingegangen.

Einbau des Inlays in den Grundkörper und elektrische Kontaktierung

Die elektrische Kontaktierung sowie der Einbau des Inlays in den Grundkörper sind in Abbildung 6.4(b) illustriert. Als ZIF-Buchse wird die Komponente 502598-2591 von *Molex Inc.* mit einem Rastermaß von 0,3 mm verwendet. Da die SU-8 Schicht im Lötprozess thermisch nicht bestehen würde ($T_{\text{SU-8,max}} = 150 \text{ °C}$), kann die Verbindungstechnik Löten nicht verwendet werden. Aus diesem Grund erfolgt der Einbau des Stahlinlays mit dem in Kapitel 6.3.1 beschriebenen Klebstoff *526N-ALOX* von *Aremco*. Dies wird außerdem notwendig, da die

Sensoren keine obere Isolationsschicht aufweisen. Zur Aushärtung wurde das System für 10 min auf eine 140 °C heiße Heizplatte gelegt. Um die Klebstoffdicke zu bestimmen, wurde parallel ein Referenzwerkstück aufgebaut, bei dem nach der Aushärtung Inlay und Grundkörper unter mechanischer Krafteinwirkung getrennt wurden. Die Messung mit einem taktilen Messgerät (*Ambios XP-2*) ergab im Mittel eine Schichtdicke von $d = 40 \mu\text{m}$. Der Querschnitt durch das sensorische Werkstück ist in Abbildung 6.4(c) zu sehen. Durch den Einbau des Sensorinlays befinden sich die Sensorstrukturen 1,6 mm unter der Oberfläche.

6.4 Charakterisierung des Werkstücks in einer Schleifmaschine

Die Charakterisierung des Werkstücks erfolgte in der in Abbildung 6.5 gezeigten Schleifmaschine *ELB MICRO-CUT 8A UNICON* des *IWT* Bremen. Das Werkstück wird in der Maschine auf der Schleifplattform magnetisch gehalten. Für die Versuche wurden alle Schleifparameter konstant gehalten: Schnittgeschwindigkeit $v_c = 35 \text{ m s}^{-1}$, Eingriffstiefe $a_e = 0,1 \text{ mm}$ und Vorschubgeschwindigkeit $v_w = 0,5 \text{ m min}^{-1}$. Die Parameter sind so gewählt, dass eine vergleichsweise geringe thermische und mechanische Energie auf das Werkstück wirkt. Grund hierfür sind die im Werkstück verbauten Kunststoffe, die hohen mechanischen und thermischen Energien womöglich nicht standhalten, auch wenn der Energieeintrag zeitlich gesehen immer nur sehr kurz ist. Weiterhin sollte untersucht werden, ob es überhaupt möglich ist, mit dem Konzept Messungen durchzuführen.

Zum Auslesen der Sensorstrukturen wird eine gleichstrombetriebene Viertelbrücke ($U_q = 1 \text{ V}$) mit Zuleitungskompensation verwendet. Die Aufnahme und Verarbeitung der Messdaten erfolgt mit der Messkarte NI-USB 6216 von *National Instruments* (Abtastrate je Kanal $f_s = 1 \text{ kHz}$) und *LabView*, wobei zwischen Brückenspannung und AD-Wandler noch der Instrumentenverstärker AD8221 von Analog Devices geschaltet wird (siehe Kapitel 3). Die Messelektronik wird aufgrund des Kühlschmierstoffs außerhalb der Schleifmaschine platziert. Der Versuchsaufbau in der Schleifmaschine ist in Abbildung 6.5 zu sehen. Um Elektronik und Werkstück zu verbinden, wird die ZIF-Buchse zunächst über ein etwa 10 cm lange FPC-Kabel kontaktiert und zu einer Adapterplatine geführt. Von dieser Adapterplatine aus führen dann zwei 5 m lange Patchkabel aus der Schleifanlage in die Elektronik. Patchkabel verfügen über Twisted-Pair-Leitungen, wodurch elektromagnetische Störsignale, die auf die Leitungen wirken, minimiert werden. Die Adapterplatine befindet sich in einem Aluminiumgehäuse, das auf eine Stahlplatte geklebt ist, damit es von der Schleifplattform magnetisch gehalten werden kann. Zum Schutz vor dem Kühlschmierstoff werden sowohl die offenen elektrischen Kontakte des Werkstücks als auch das Aluminiumgehäuse mit Epoxidharz versiegelt. Das System aus Werkstück, Aluminiumgehäuse und Zuleitungen in der Schleifanlage ist in Abbildung 6.5 zu sehen.

Für Referenzmessungen ist das Werkstück zusätzlich mit einer $D = 1,5 \text{ mm}$ großen Bohrung für ein Thermoelement versehen. Die Bohrung ist in Schleifrichtung hinter dem Sensorinlay platziert. Der Mittelpunkt der Bohrung befindet sich 3,1 mm unter der Oberfläche, sodass das Thermoelement frühestens bei einer Schlifftiefe von $d = 1,6 \text{ mm}$ abgetragen wird. Als Thermoelement wird das Typ-K Thermoelement XF-341-FAR von *Labfacility* verwendet. Es

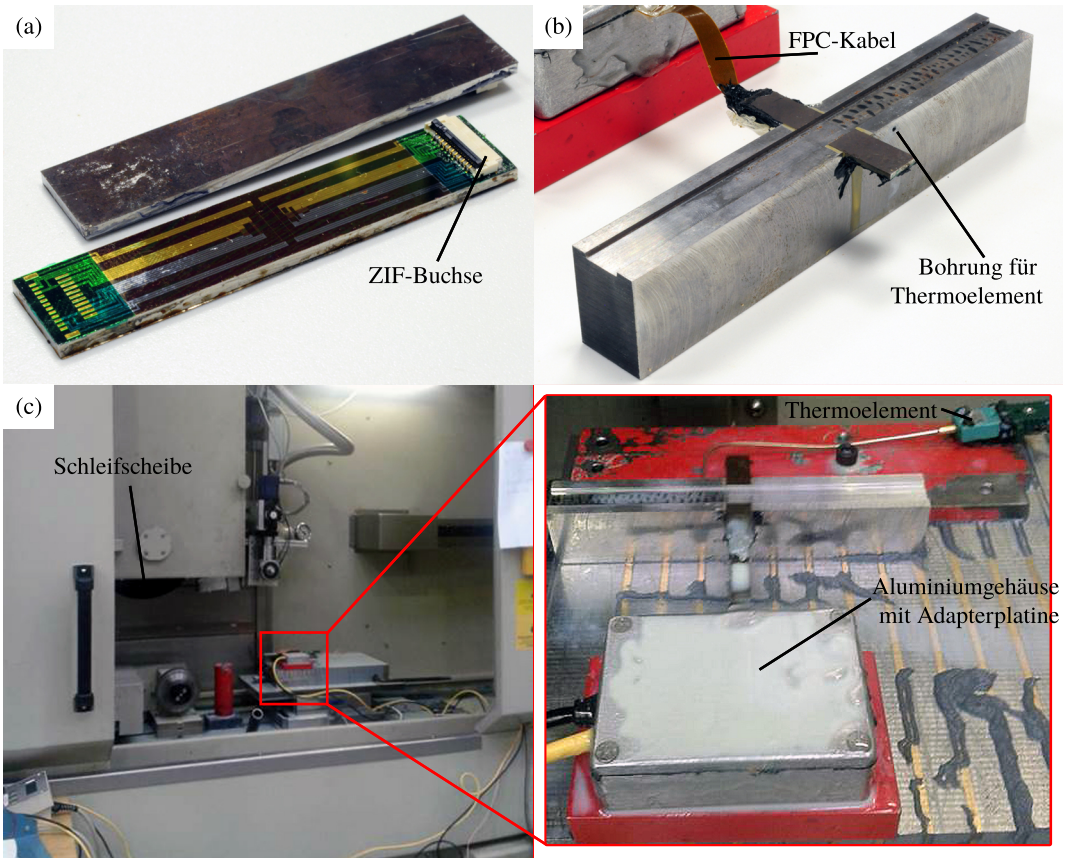


Abb. 6.5: (a) Stahlinlay mit Sensorfunktion und ZIF-Stecker (b) Werkstück nach der Charakterisierung (c) Versuchsaufbau in der Schleifanlage

wird ebenfalls über die NI-USB 6216 Messkarte ausgelesen. Vor der eigentlichen Messung in der Schleifanlage wurde der Messaufbau im Klimaschrank kalibriert.

Die Resultate der Messung sind in Abbildung 6.6 zu sehen. Da zwischen Temperatur und Dehnung nicht unterschieden werden kann, haben die Messergebnisse weniger Aussagekraft als gewünscht. So können an einigen Stellen nur Thesen zur Interpretation der Ergebnisse aufgestellt werden. Betrachtet man zunächst das Brückensignal über der Zeit in Abbildung 6.6(a), so lässt sich bis auf den Peak bei $t \approx 15$ s nur wenig im Kurvenverlauf erkennen. Im Messsignal ist ein sehr großes Rauschen vorhanden. Durch die digitale Filterung mit einem Tiefpass mit der Grenzfrequenz $f_g = 45$ Hz wird das eigentliche Messsignal deutlicher, was in Abbildung 6.6(b) zu erkennen ist. Mit in Betracht gezogen werden muss, dass bei der Filterung Informationen verloren gehen. Im Vergleich der Resultate vor und nach Filterung kann aber festgestellt werden, dass der Peak nicht beeinflusst wird. Die in Abbildung 6.6(b) abgebildete Messung zeigt einige markante Punkte. Zunächst entsteht bei $t \approx 7$ s ein kleiner erster Peak, der in Abbildung 6.6(c) noch einmal deutlicher wird. Dieser erste Peak zeigt sich in allen Messungen. Eine thermische Ursache für diesen ersten Peak kann weitestgehend ausgeschlossen werden, wie sich auch später in Kapitel 6.5 zeigen wird. Vielmehr wird hier vermutlich der

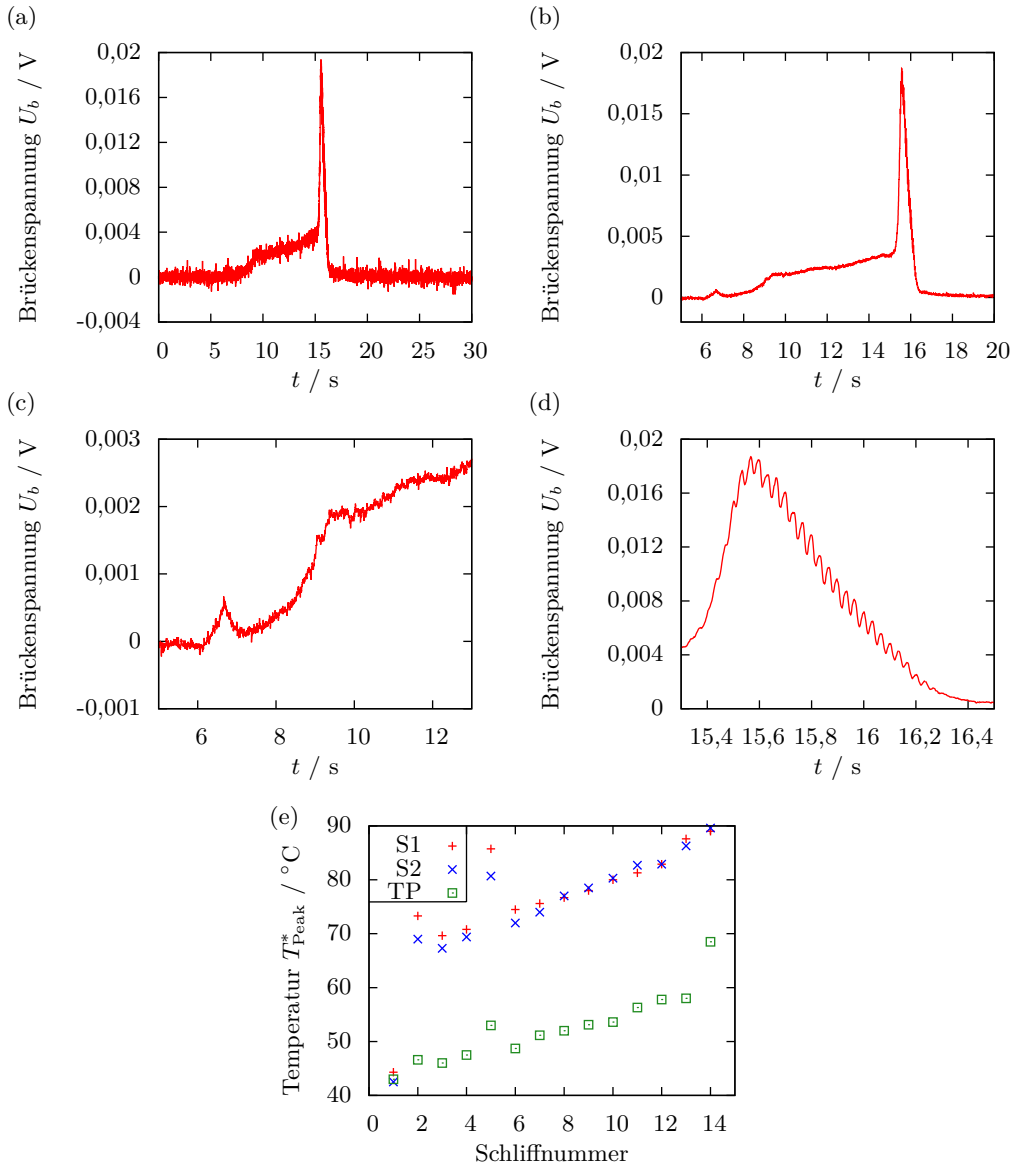


Abb. 6.6: (a)-(d) Brückenspannung U_b in Abhängigkeit der Zeit t am Beispiel für den 14. Schleifdurchgang von Sensor S1 gemäß Abbildung 6.4: (a) Rohsignal, (b) gefiltertes Signal, (c) und (d) Ausschnitte aus (b); (e) Peaktemperatur T_{Peak}^* von zwei Sensoren (S1 und S2 gemäß Abbildung 6.4) und dem Thermoelement (TP)

piezoresistive Effekt dominieren. Die Schleifscheibe greift ins Werkstück ein und die resistive Struktur wirkt wie ein Dehnungsmessstreifen. Eine Abschätzung der Dehnung kann über den in Kapitel 4.3 errechneten k-Faktor von $k = 2,64$ erfolgen, da beide Strukturen den gleichen Aufbau haben. Der erste Peak hat eine Brückenspannung von $U_b = 0,67$ mV. Damit errechnet sich nach Gleichung (3.19) eine Dehnung von $\varepsilon = 0,1$ %. Das würde allerdings bedeuten, dass die Schleifscheibe in 75 mm Entfernung bereits eine Dehnung am Sensor verursacht. Ob

der Peak wirklich durch eine Dehnung verursacht wird noch eine andere Ursache den Peak im Messsignal erzeugt muss in weiteren Arbeiten untersucht werden.

Im weiteren Kurvenverlauf steigt die Brückenspannung an. Ein Temperaturvorlauf durch Wärmeleitung aus der vom Sensor noch relativ weit entfernten Kontaktzone kann auch hier ausgeschlossen werden, da sich in diesem Messaufbau die Wärme rein physikalisch nicht so schnell ausbreiten kann. Die Ursache für den Anstieg der Brückenspannung kann vom Kühlschmierstoffstrahl (KSS) herrühren. Der KSS wird in der Kontaktzone erhitzt und in Richtung Sensor weiter getragen, wodurch sich das Werkstück und somit der Sensor erwärmt. Dieser Anstieg ist ebenfalls im Thermopilesignal vorhanden, weshalb einer piezoresistiver Effekt ausgeschlossen werden kann. Bei $t \approx 15,6$ s erreicht die Brückenspannung einen Peak. Die Kontaktzone befindet sich jetzt über dem Sensor und der thermoresistive Effekt überwiegt. Nach Erreichen des Peak fällt die Kurve steil ab, da der KSS das Werkstück herunterkühlt und die Schleifscheibe sich nicht mehr im Eingriff über dem Sensor befindet. Auf der abfallenden Kurve liegt eine Schwingung, die eine Frequenz von ca. $f \approx 28$ Hz aufweist, die der Rotationsfrequenz der Schleifscheibe entspricht. Hier ist wieder nicht eindeutig, ob die Änderung der Brückenspannung durch den piezo- oder thermoresistiven Effekt verursacht wird. Eine Unwucht in der Schleifscheibe (keine Abrichtintervalle zwischen den Einzelversuchen) könnte zu einer Schwingung in der Zustellung führen, sodass auch die Temperatur in der Kontaktzone pulsiert, was vom Sensor detektiert wird. Damit wäre es ein thermoresistiver Effekt. Eine andere Möglichkeit wäre eine mechanische Einwirkung von der Schleifscheibe auf den Sensor und eine Dämpfung durch die Klebstoffschicht. Dann wäre der piezoresistive Effekt Ursache für die Änderung der Brückenspannung. Die Schwingung mit der Amplitude von etwa $U_b \approx 0,9$ mV würde dann einer Dehnung von $\varepsilon = \pm 0,07\%$ entsprechen.

In Abbildung 6.6(e) ist die Peaktemperatur T_{Peak}^* in Abhängigkeit der Schliifnummer aufgezeichnet. Die Peaktemperatur ist die maximal gemessene Brückenspannung, die dann in eine Temperatur umgerechnet wird. Damit interpretiert man die Messergebnisse so, als gäbe es nur einen reinen thermoresistiven und keinen piezoresistiven Effekt. Mit steigender Schliifzahl reduziert sich der Abstand zwischen Sensor und Kontaktzone. Folglich steigt die Temperatur sowohl bei den resistiven Strukturen als auch beim Thermoelement an. Schliifnummer zwei und insbesondere Schliifnummer fünf zeigen dabei Ausreisser, deren Ursache vermutlich in einer leicht variierenden Zustellung liegt. Auf dieses Messergebnis aus Abbildung 6.6(e) wird noch einmal später in Kapitel 6.5 eingegangen, nachdem die Sensormodellierung erfolgt ist.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das sensorische Werkstück prinzipiell Messdaten liefert. Somit können Messdaten aus dem Inneren des Stahls gewonnen werden. Eine exakte Trennung zwischen Temperatur und Dehnung ist nicht möglich, was auf Prozessschwierigkeiten in der Sensorherstellung zurückzuführen ist. Durch den Klebstoff entsteht aber im Probekörper eine Materialwunde, die die Messergebnisse beeinflusst. Diese Untersuchung wird im nächsten Kapitel durchgeführt, indem das Werkstück modelliert wird.

6.5 Modellierung der Sensorantwort und Aussagekraft der Messergebnisse

Bedingt durch den Aufbau des Werkstücks, entsteht durch den Klebstoff an der Verbindungsstelle Inlay/Grundkörper eine thermische und mechanische Wunde. Der Wärmestrom in der Matrix wird dadurch beeinflusst und da $\lambda_{\text{Klebstoff}} \ll \lambda_{\text{Stahl}}$ kommt es nach Kapitel 2.3 zu einem Wärmestau. Durch das Einbringen des Klebstoffs verändert sich auch das mechanische Verhalten. Die Scherkräfte, die auf das Stahlinlay wirken, werden über den Klebstoff auf den Grundkörper übertragen. Da der Klebstoff ein geringeres E-Modul aufweist, wird die Kraftübertragung selbstverständlich nicht wie bei einem Bulkmaterial erfolgen. Daher wird sich der Klebstoff viel früher plastisch verformen als der Stahl. Ziel dieses Kapitels ist die Fokussierung auf die thermische Modellierung des sensorischen Werkstücks. Die mechanische Modellierung wird nicht betrachtet.

Beim Schleifen wird in der Kontaktzone der größte Teil der mechanischen Energie der Schleifscheibe in Wärme umgesetzt. Von Seiten der Modellierung kann dies als bewegte Wärmequelle gesehen werden. Die Schleifscheibe als Wärmequelle bewegt sich dabei in horizontaler Richtung mit der Geschwindigkeit v_w relativ zum Werkstück. Erste analytische Ansätze dazu wurden 1921 ohne Bezug zum Schleifen von CARSLAW in [185] gemacht. 1942 führte dann JÄGER diese Ansätze der bewegten Wärmequelle in Bezug auf gleitende und schneidende Kontakte weiter, wie sie beim Schleifen Anwendung finden. Dabei wird von einem homogenen Material des Werkstücks ausgegangen, über das sich die Wärmequelle bewegt. Bedingt durch den Aufbau des sensorischen Werkstücks ist das Werkstück aber kein homogenes Material, sodass ein analytischer Ansatz nicht erfolgen kann.

Eine FE-Simulation kann an dieser Stelle unterstützen, den Einfluss der Klebeschicht zu quantifizieren. Dafür wird das sensorische Werkstück mithilfe des Programms *Comsol Multiphysics* modelliert. Grundlage dafür ist eine zeitabhängige 2D Simulation im *Heat Transfer Modul*. Die geometrischen Abmessungen sowie die Randbedingungen sind in Abbildung 6.7 zu sehen. Die Klebestoffdicke beträgt $h_K = 40 \mu\text{m}$. Die Höhe des Sensorinlays h_i ist zu Beginn 1,6 mm und nimmt je Schleifdurchgang um die Eingriffstiefe $a_e = 0,1 \text{ mm}$ ab. Das Werkstück wird auf einer magnetischen Halteplattform geklemmt. Aus diesem Grund wird an der Unterseite des Probekörpers eine Grundtemperatur von $T = 20^\circ\text{C}$ als Randbedingung angenommen. An den oberen und seitlichen Oberflächen fließt die Energie über Konvektion in den Kühlschmierstoff ab. Zusätzlich gibt es in *Comsol Multiphysics* die Möglichkeit einen konvektiven Wärmeabfluss aus der Ebene zu definieren. So erhält man eine 2,5d-Simulation. Für diesen Wärmeabfluss ist die Werkstückdicke zu $d = 20 \text{ mm}$ gewählt. Die größte Schwierigkeit bei der FE-Simulation ist die Wahl der Randbedingungen des Wärmeverteilungsfaktors K_w und des Wärmeübergangskoeffizienten α_{KSS} . Der Wärmeverteilungsfaktor gibt an, wieviel der in der Kontaktzone umgesetzten Wärme in das Werkstück abgeleitet wird. α_{KSS} ist hingegen der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Kühlschmierstoff und Stahl. Hierüber wird festgelegt, wieviel Energie vom KSS aufgenommen wird. Um diese beiden Werte zu erhalten, wird das in [174] beschriebene Kalibrierverfahren verwendet. Dafür muss zunächst die Wärmestromdichte ermittelt werden:

$$\dot{q} = K_v \cdot K_w \frac{F_t \cdot v_c}{b_k \cdot l_g} = K_v \cdot K_w \cdot P_c'' \quad (6.7)$$

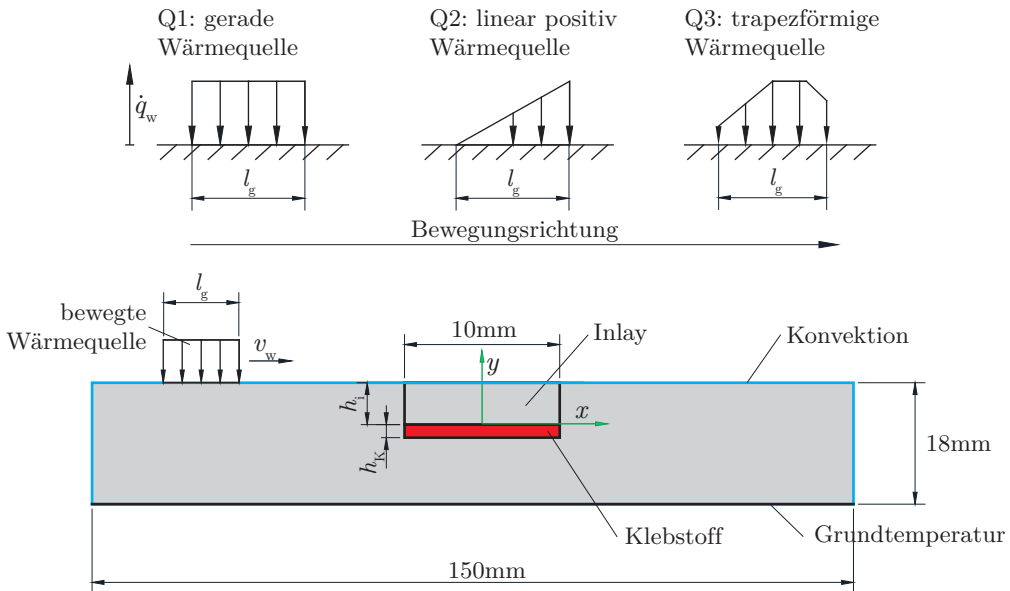


Abb. 6.7: Randbedingungen der FE-Simulation der bewegten Wärmequelle mit verschiedenen Formen der Wärmequelle.

K_v ist der Anteil an mechanischer Energie, der in Wärme umgewandelt wird. Nach [174] und Abbildung 6.2 ist dies nahezu 100%, womit K_v gleich eins gesetzt werden kann. P_c'' wird über die Messung der Tangentialkraft ermittelt. Die Tangentialkraft wurde während der Charakterisierung des sensorischen Werkstücks ebenfalls aufgezeichnet. Im dritten Schleifdurchgang wurde eine Schleifleistung von $P_c'' = 13,1 \text{ W mm}^{-2}$ ermittelt. Hier reduziert sich die Inlayhöhe von 1,4 mm auf 1,3 mm. Da in der Simulation kein Abtrag simuliert wird, wird die Inlayhöhe $h_i = 1,4 \text{ mm}$ verwendet. Bei den gewählten Schleifparametern für die Charakterisierung ist anzunehmen, dass der Großteil der umgesetzten Energie ins Werkstück fließt, sodass nach Abbildung 6.2 K_w zu 0,8 gesetzt wird ($\dot{q} = 10,5 \text{ W mm}^{-2}$). Damit ist die mittlere Wärmestromdichte festgelegt, die Form der Wärmeverteilung allerdings noch nicht. In [186] werden verschiedene Wärmestromdichteverteilungen betrachtet, von denen drei in Abbildung 6.7 zu sehen sind: Gerade Wärmequelle, linear positive Wärmequelle und trapezförmige Wärmequelle. Die Formen sind so skaliert, dass die Flächen immer gleich sind und somit die gleiche Energie je Wärmequelle wirkt. Da der Einfluss der Wärmequelle für diese Messergebnisse nicht klar ist, wird die Modellierung mit allen drei Wärmequellen durchgeführt und verglichen. Zur Wahl des Wärmeübergangskoeffizienten wird je Wärmequelle eine parametrische Studie bei $h_i = 1,4 \text{ mm}$ und $\dot{q} = 10,5 \text{ W mm}^{-2}$ durchgeführt. α_{KSS} wird dann so gewählt, dass sich im Ursprung des Koordinatensystems in Abb. 6.7, also der späteren Sensorstelle, eine Temperatur von $T_{\text{Peak,Messung}}^* = 70 \text{ °C} \pm 0,5 \text{ °C}$ ergibt. Das ist diejenige Temperatur, die von Sensor 1 beim dritten Schleifdurchgang gemessen wird (siehe Abbildung 6.6(e)). Die FE-Simulation wird also auf die Peaktemperatur des dritten Schleifdurchgangs kalibriert.

Damit ergibt sich:

- Gerade Wärmequelle: $\alpha_{\text{KSS}} = 115\,000 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-2}$, $\dot{q}_{\text{max}} = 10,5 \text{ W mm}^{-2}$,
 $T_{\text{Peak,Sim}}^* = 70,4 \text{ }^\circ\text{C}$
- Linear positive Wärmequelle: $\alpha_{\text{KSS}} = 140\,000 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-2}$, $\dot{q}_{\text{max}} = 22 \text{ W mm}^{-2}$,
 $T_{\text{Peak,Sim}}^* = 69,6 \text{ }^\circ\text{C}$
- Trapezförmige Wärmequelle: $\alpha_{\text{KSS}} = 118\,000 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-2}$, $\dot{q}_{\text{max}} = 13,06 \text{ W mm}^{-2}$,
 $T_{\text{Peak,Sim}}^* = 69,6 \text{ }^\circ\text{C}$.

Ausgehend von diesen Werten wird erneut eine parametrische Studie durchgeführt, wobei diesmal die Inlayhöhe h_i von 0,2-1,4 mm in Schritten von 0,2 mm variiert wird. So wird entsprechend jeder zweite Schleifvorgang simuliert.

Das Ergebnis der Modellierung ist in Abbildung 6.8 zu sehen. Betrachtet man zunächst die Sensorantwort in Abbildung 6.8(a), auf die die Simulation kalibriert ist, so bildet die Simulation den Kurvenverlauf ab $t = 14 \text{ s}$ gut ab. Bis zum Zeitpunkt $t = 14 \text{ s}$ divergieren Simulation und Messung: Die gemessene Temperatur T^* steigt an, wohingegen die simulierte Temperatur nicht ansteigt. Ein Temperaturvorlauf ist also auf Basis der Simulation auszuschließen. Die Ursache liegt vermutlich im Kühlschmierstoffstrahl, in einer Dehnung der Sensorstruktur oder in einer weiteren Ursache, die bisher nicht bekannt ist. Weiterhin ist in Abbildung 6.8(a) auch die korrigierte Sensorantwort aufgezeichnet, in der von einem homogenen Werkstück ohne Klebstoff ausgegangen wird. Hier lässt sich ein signifikanter Unterschied feststellen, da die Temperatur ohne Klebstoffschicht bei $T^* = 59 \text{ }^\circ\text{C}$ liegen würde. Damit ist durch den Einbau des Sensors ein thermischer Fremdkörpereffekt entstanden, der zu einem Hotspot führt und im Stahl die eigentlich vorhandene Temperatur um $\Delta T^* = 11 \text{ }^\circ\text{C}$ verschiebt (immer unter der Beachtung, dass T^* eine rein thermoresistive Deutung der Messergebnisse ist).

In Abbildung 6.8(b) und (c) ist die modellierte sowie die gemessene Peaktemperatur T_{Peak}^* für Sensor 1 für jeden zweiten Schleifdurchgang zu sehen. Es zeigt sich, dass die modellierte Peaktemperatur von der gemessenen Peaktemperatur mit zunehmender Schliifnummer immer stärker abweicht. Dabei bildet die gerade Quelle die Messungen noch besser ab als die linear positive oder trapezförmige Wärmequelle. Eine Variation des K_w -Wertes zwischen 0,2 und 0,8 und damit eine Kalibrierung auf eine Peaktemperatur von $70 \text{ }^\circ\text{C}$ brachten keine signifikanten Veränderung im Anstieg der modellierten Peaktemperaturen bei verschiedenen Schliifdurchgängen. Die Peaktemperatur kann also nicht auf die Messwerte kalibriert werden. Insgesamt steigt die gemessene Peaktemperatur immer flacher an verglichen zur modellierten. Das lässt die Schlussfolgerung zu, dass die Messungen eben nicht rein thermoresistiv gedeutet werden können. Der piezoresistive Effekt wirkt vermutlich dem thermoresistiven Effekt entgegen, weswegen der Anstieg flacher ausfällt. Dann würde der DMS mit zunehmender Schliifnummer immer stärker gestaucht, weil die Schleifscheibe zu einer Materialverdichtung führt. Das sind aber alles nur rein spekulative Schlussfolgerungen. Das hier verwendete thermische Modell bildet den Schleifprozess auch nicht vollständig ab, sodass sich dadurch Abweichungen ergeben. Betrachtet man die vom Thermopile gemessene Temperatur, so weicht diese von der modellierten Temperatur nach unten ab, da die Ansprechzeit des Thermopiles bzw. genauer gesagt die thermische Masse zu groß ist und somit der Peak nicht erfasst wird.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass es mit dem in diesem Kapitel vorgestellten Konzept möglich ist, Messdaten aus einem Werkstück heraus zu gewinnen. Sowohl in der Messung als auch in der Modellierung zeigt sich aber der große Nachteil, dass nicht zwischen thermoresisti-

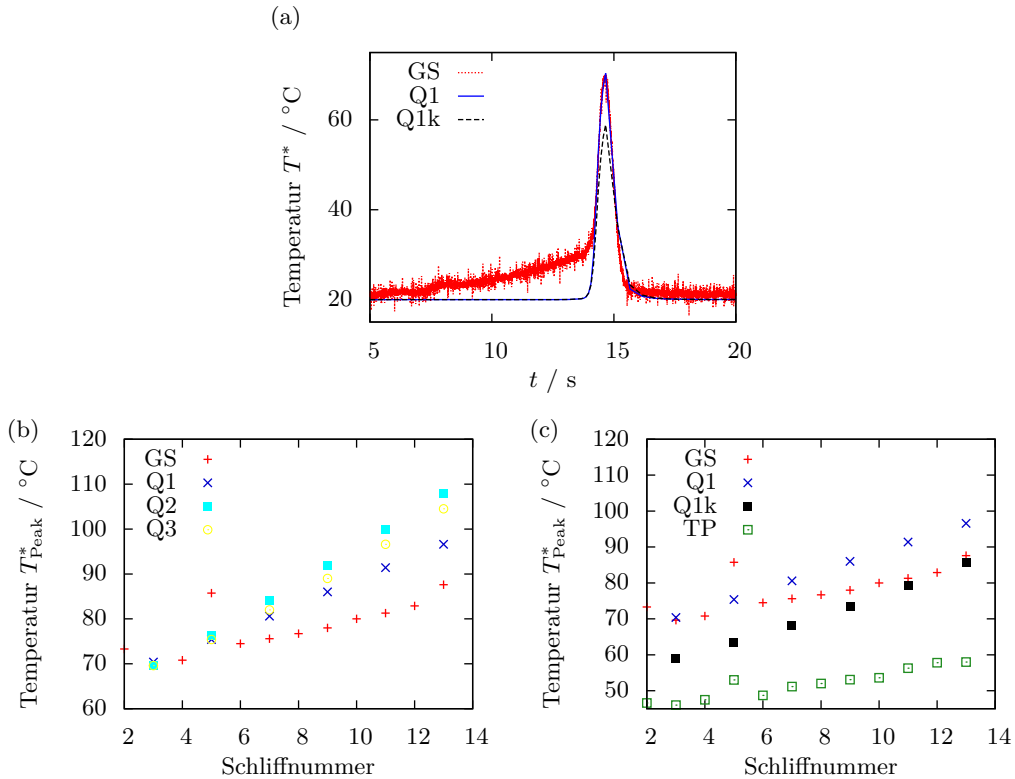


Abb. 6.8: (a) Modellierte und gemessene Sensorantwort; GS: gemessene Sensorantwort von Sensor 1 (s. Abb. 6.6(e)) im dritten Schleifdurchgang; Q1: gerade Wärmequelle ($K_w = 0,8$, $\alpha_{\text{KSS}} = 115\,000 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-2}$), Q1k: korrigierte Sensorantwort (keine Klebstoffschicht). (b) Modellierte und gemessene Peaktemperatur T_{Peak}^* ; GS: gemessene Sensorantwort Sensor 1, Q1: gerade Wärmequelle, Q2: positiv steigende Wärmequelle, Q3: trapezförmige Wärmequelle. (c) (b) Modellierte und gemessene Peaktemperatur T_{Peak}^* ; GS: gemessene Sensorantwort Sensor 1, Q1: gerade Wärmequelle, Q1k: korrigierte Sensorantwort.

vem und piezoresistivem Effekt unterschieden werden kann. Daher weisen die Messergebnisse an einigen Stellen einen unerwünschten Freiheitsgrad auf, der sich in der Umrechnung der Brückenspannung in einen mechanische Dehnung oder Temperatur äußert. Um dies zu umgehen, gibt es zwei Möglichkeiten: Erstens können zwei verschiedene Metalle verwendet werden und somit über Gleichung 6.5 und 6.6 zwischen Dehnung und Temperatur unterschieden werden. Zweitens können auf dem Sensorinlay auch Thermopiles aufgebracht werden, sodass über eine vorherige Kalibrierkurve die Temperatur aus der DMS-Messung herausgerechnet werden kann. Natürlich könnten für die Messsicherheit auch beide Methoden angewendet werden. Prozesstechnisch wäre es kein Mehraufwand neben DMS auch Thermopiles zu fertigen. Es könnte auch ein „DMS-Thermopile“ eingesetzt werden, wie es in [187] beschrieben ist. Hier werden der DMS und die Zuleitungen aus unterschiedlichen Metallen gefertigt, sodass an der Kontaktstelle eine Thermospannung entsteht. Weiterhin sollte in Zukunft die Klebeverbindung durch einen Lötprozess (vorwiegend Hartlot) ersetzt werden. Die Klebstoffschicht hat ein viel geringeres E-Modul als der Stahl und lässt somit deutlich größere Dehnungen zu.

Zusätzlich könnte die Klebstoffschicht auch wie ein Dämpfer wirken, der ebenfalls zu großen Abweichungen gegenüber dem realen Materialverhalten ohne Klebstoffschicht führen kann.

7

Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit fokussiert sich auf die Entwicklung von materialintegrierten Sensoren. Dafür wurden zunächst die Auswirkungen des Fremdkörpereffekts untersucht. Die Modellierungen haben gezeigt, dass je nach Art der Belastung und den Materialeigenschaften von Matrix und Inlay ein unterschiedlich ausgeprägter Wundeeffekt durch das in die Matrix integrierte Inlay auftreten kann. Aus den Erkenntnissen der Modellierungen lassen sich Orientierungshilfen für die Dimensionierung von materialintegrierten Sensoren zusammenfassen:

1. Der mechanische Fremdkörpereffekt ist besonders ausgeprägt, wenn das E-Modul des Inlays deutlich größer ist als das der Matrix und zudem das Inlay in Bereichen von großen mechanischen Belastungen positioniert wird. Bei der Verwendung von dünnen Schichten müssen diese mindestens so dehnbar sein, wie die umliegende Matrix. Mechanische Spitzenspannungen können durch Kompensationsstrukturen vermieden werden.
2. Der thermische Wundeeffekt lässt sich auf ein Minimum bringen, indem das Inlay dünn gestaltet wird oder die thermische Leitfähigkeit an die der Matrix angepasst wird.
3. Zur Vermeidung von thermisch induzierten mechanischen Spannungen muss der thermische Ausdehnungskoeffizient des Inlays und der Sensorschichten an den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Matrix angepasst werden. Ist dies nicht möglich, so sollte die Sensorauslegung in einer Weise erfolgen, dass Druckstress dem Zugstress zu bevorzugen ist.
4. Generell kann jedes integrierte Fremdmaterial einen Wundeeffekt hervorrufen. Dies geht über die drei oben genannten Belastungen hinaus und es können feuchtigkeits-, strahlungs- oder alterungsbedingte Fremdkörpereffekte auftreten.

Bei jedem Systementwurf müssen der Einfluss des Inlays auf die Matrix und das makroskopi-

sche Gesamtverhalten evaluiert werden. Dies ist nicht nur für die spätere Belastung wichtig, sondern auch für die erzielten Messwerte. Diese können gegenüber einem homogenen Material abweichen, weshalb Korrekturfaktoren notwendig werden.

Die Erkenntnisse aus den Modellierungen wurden dann in den folgenden Kapiteln der Arbeit experimentell verifiziert. Die Untersuchung des mechanischen Fremdkörpereffektes erfolgte mit Epoxidharz als Matrixmaterial. Festigkeitsuntersuchungen an Probekörpern aus Epoxidharz mit einem integrierten Siliziumquader bestätigten dabei die theoretischen Erkenntnisse aus Kapitel 2: Bei Zugbelastung verringert sich die Festigkeit durch das integrierte Silizium; bei Biegebelastung ist die Festigkeit abhängig vom Abstand des Siliziumquaders zur neutralen Faser. Daraufhin wurde ein an die Integration Epoxidharz angepasster Dehnungsmessstreifen entwickelt und gefertigt. Der DMS wurde zunächst in eine Zugprobe integriert. Damit konnte gezeigt werden, dass ein materialintegrierter DMS eine höhere Sensitivität aufweist als ein DMS, der auf die Oberfläche aufgebracht ist. In einem weiteren Anwendungsbeispiel wurde der DMS in eine Linearführungsschiene integriert. Es konnte gezeigt werden, dass damit Verformungen der Linearführungsschiene, die durch den Linearführungsschlitten hervorgerufen werden, gemessen werden können. Allerdings existiert derzeit noch ein Unterschied zwischen der modellierten und gemessenen Sensorantwort. Die Ursache dafür konnte noch nicht abschließend geklärt werden.

Zur Untersuchung des thermomechanischen Fremdkörpereffektes wurden Sensoren in Aluminium eingegossen. Es wurden zwei Ansätze verfolgt, um einen in Aluminium integrierbaren DMS zu entwickeln. Die Sensoren, die auf Siliziumsubstraten basierten, wiesen nach der Integration großen mechanischen Druckstress auf. Durch die Messung der Widerstandsänderung des DMS während des Gießprozesses konnte gezeigt werden, dass die Sensoren thermisch stabil sind und erst während der Abkühlphase ausfallen. Dadurch konnte die hohe Ausfallrate der Sensoren erklärt werden. Die Herstellung eines DMS auf einem Aluminiumsubstrat mit den Technologien der Mikrosystemtechnik scheiterte daran, dass keine Dünnschicht gefunden werden konnte, die den großen thermo-mechanischen Belastungen standhält. Alternativ wurde ein DMS auf einem Aluminiumsubstrat im Siebdruck hergestellt, in Aluminium integriert, sowie thermisch und mechanisch charakterisiert.

Im letzten Kapitel dieser Arbeit lag der Fokus auf der Evaluierung des thermischen Fremdkörpereffektes, indem ein sensorisches Werkstück zur Charakterisierung des Schleifprozesses aufgebaut wurde. Zum Aufbau des sensorischen Werkstücks wurden verschiedene Möglichkeiten zur Verbindung von Grundkörper und Stahlinlay erarbeitet, sowie zwei mögliche Technologien zur Sensorfertigung der DMS-Strukturen entwickelt. Das finale sensorische Werkstück wurde in einer Schleifanlage charakterisiert. Die Ergebnisse zeigen, dass es prinzipiell möglich ist, Messdaten aus dem Stahl zu gewinnen. Da Fremdmaterial (im wesentlichen Klebstoff) eingebracht wurde, mussten die Messergebnisse korrigiert werden. Dies geschah unter Hinzunahme einer FE-Simulation, indem der Schleifprozess unter thermischen Gesichtspunkten modelliert wurde. Das prinzipielle Verfahren zur Korrektur der Messergebnisse konnte gezeigt werden. Die Korrektur war aber nur bedingt möglich, da die Trennung der Sensorantwort zwischen Dehnung und Temperatur bei den bisherigen Messungen nicht möglich ist.

Neben den Entwicklungen verschiedener materialintegrierter Sensoren wurden außerdem verschiedene Schaltungen miteinander verglichen, mit denen resistive Strukturen ausgewertet werden können. Es zeigte sich, dass Messbrücken mit AC-Erregung und einem Modula-

tor/Demodulator um den Faktor 29 besser sind, als einfache Messbrücken, die mit Gleichstrom betrieben werden.

In weitergehenden Arbeiten können die Modellierungen auf ein dreidimensionales Gebilde aus Matrix und Inlay erweitert werden. Die theoretische Untersuchung der Langzeitfestigkeit von materialintegrierten Sensoren ist ebenfalls ein wichtiges Thema, das in Zukunft fokussiert werden sollte. Nur wenn Bauteile mit materialintegrierten Sensoren langzeitstabil sind, kann eine industrielle Umsetzung erfolgen. Die generelle Betrachtung des Fremdkörpereffektes bei Strahlungs- oder Feuchtigkeitseinwirkung sollte ebenfalls erfolgen, um auch hier eine Orientierungshilfe für die Dimensionierung zu erhalten.

Bei der sensorischen Führung wäre der nächste Schritt die Entwicklung eines DMS, der in eine metallische Führungsschiene integriert werden kann. Die größte Herausforderung wird dabei sein, die Führungsschiene durch den Sensor nicht zu sehr zu schwächen, da Verbindungstechniken wie Löten ausfallen, weil die maximale Prozesstemperatur bei etwa 120 °C liegt.

Bei den gedruckten Sensoren sollten sich zukünftige Arbeiten damit beschäftigen, warum sich die Sensorcharakteristik durch das Eingießen stark verändert. Dies könnte geschehen, indem die Widerstandsänderung während des Eingießens gemessen wird. Eine weitere Möglichkeit ist die Integration der Sensoren in einer industriellen Druckgussmaschine. Dort ist die zeitliche Temperatureinwirkung vermutlich kürzer und die Pasten haben weniger Zeit sich zu mischen.

Die Entwicklung eines Dünnschichtensors zur Integration in Aluminium bleibt eine große Herausforderung. Bei der Verwendung von Zirkonoxid muss weiterhin untersucht werden, warum der bisherige Schichtaufbau keine isolierenden Eigenschaften aufweist. Neben Zirkonoxid kann auch über die Verwendung von anderen keramischen Werkstoffen nachgedacht werden, die ebenfalls einen hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten haben. Magnesiumoxid wäre ein solcher Werkstoff. Eine andere Möglichkeit wäre die Verwendung von superplastischen Keramiken.

Zur Charakterisierung des Schleifprozesses oder anderer Fertigungsverfahren sollen beim Aufbau des sensorischen Werkstücks in Zukunft auf Kunststoffe verzichtet werden. Die Klebstoffschicht sollte gegen eine Lotschicht ersetzt werden, damit eine bessere thermische Ankopplung erfolgt und die mechanische Kraftübertragung dem Stahl ähnlich wird. Hier ist vor allem der Prozess des Hartlötens zu untersuchen. Dafür muss das Sensorinlay hochtemperaturstabil ausgelegt sein. Keramische Werkstoffe wie Aluminiumoxid oder Titanoxid könnten als Isolationsmaterial genutzt werden. Hier wäre das Verfahren des Anodisieren evtl. zu bevorzugen, da diese Schichten in der Regel dichter sind als gesputterte Schichten. Die Gefahr von Pinholes wäre geringer. Im Bereich der Modellierung muss das thermische Modell um ein mechanisches Modell erweitert werden, um Aussagen über den mechanischen Fremdkörpereffekt zu treffen. Auch über die detailliertere Modellierung des thermischen Modells inklusive des Kühlstrahls und evtl. einer Unwucht der Schleifscheibe sollte nachgedacht werden, damit eine vollständige Nachbildung der Sensorkennlinie erfolgen kann. Von Seiten der Messtechnik ist die große Herausforderung die Trennung zwischen Dehnung und Temperatur. Hier sollten neben der Verwendung von zwei verschiedene Metalle für die DMS zusätzlich Thermopiles angebracht werden, um die Messsicherheit zu erhöhen. Damit einhergehend sollte die aufgebaute Schaltung für Präzisionsmessungen verwendet werden, damit die digitale Filterung wegfällt und

zudem die Messauflösung wesentlich erhöht wird.

Mit der Entwicklung materialintegrierter Sensoren werden neue Fragen aufgeworfen. Man stelle sich vor, ein materialintegrierter Sensor liefert plötzlich kein Signal mehr. Dann ist die Frage, ob die Matrix beispielsweise mechanisch zerstört wurde oder die Matrix noch intakt ist und der Sensor einen Fehler hat. Der Austausch des Sensors kann im Gegensatz zu einem externen Sensor nicht erfolgen; dafür können aber Redundanzen geschaffen werden. Solche Redundanzen können ebenfalls genutzt werden, um alterungsbedingte Änderungen des Sensors zu erfassen. Denn es stellt sich weiter die Frage, wie sich das alterungsbedingte Verhalten des Sensors durch die Materialintegration verändert.



Anhang: Läpp- und Polierprozess

An Substrate, auf denen Mikrosysteme hergestellt werden sollen, ist eine besonders hohe Anforderung an Planarität und Oberflächenrauheit gestellt. Während Siliziumsubstrate standardmäßig von verschiedenen Herstellern bezogen werden können, sind Stahlwafer im normalen Handel nicht erhältlich. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Polierprozess für 150mm-Wafer aus 42CrMo4 und 100mm-Wafer aus AlMg3 entwickelt. Dafür wurde die in Abbildung A.1 gezeigte Läpp- und Polieranlage *Logitech PM5* verwendet. Die Anlage verfügt über einen Drehteller, auf den verschiedene Oberflächen, wie Schleifpapiere oder Poliertücher aufgebracht werden können. Die 150mm-Stahlwafer werden für den Prozess mit Wachs auf eine 150mm-Stahlrunde aufgeklebt. Für die 100mm-Aluminiumwafer wird eine speziell vom Hersteller mitgelieferte Halterung mit Vakuumansaugung verwendet. Über eine Pumpe oder über eine sich drehende Trommel können Läppmittel auf den Teller gebracht werden. Die Wafer werden durch den Schwenkarm auf dem Teller gehalten und werden durch den sich drehenden Teller in eine rotatorische Bewegung versetzt. Die Prozessparameter zur Herstellung der Wafer sind in Tabelle A.1 und A.2 zu finden. Nach dem letzten Schritt sind die Oberflächen der Wafer spiegelnd. Bei den Stahlwafern konnten Abweichungen in der Planarität kleiner 2 μm realisiert werden. Die Planarität ist hier besonders wichtig, da sich die Stahlwafer mit einer Dicke von 1,6mm bei der Lithographie auch bei einer Vakuumbelichtung kaum an die Glasmaske drücken. Ist also die Durchbiegung der Wafer groß, so kommt es zu einer Proximity-Belichtung, was die Auflösung verringert. Bei den Aluminiumwafern ist dies weniger kritisch. Diese sind deutlich biegsamer und auch bei kleinen Durchbiegungen des Wafers lassen sich diese noch sehr gute Lithographie-Ergebnisse erzielen.

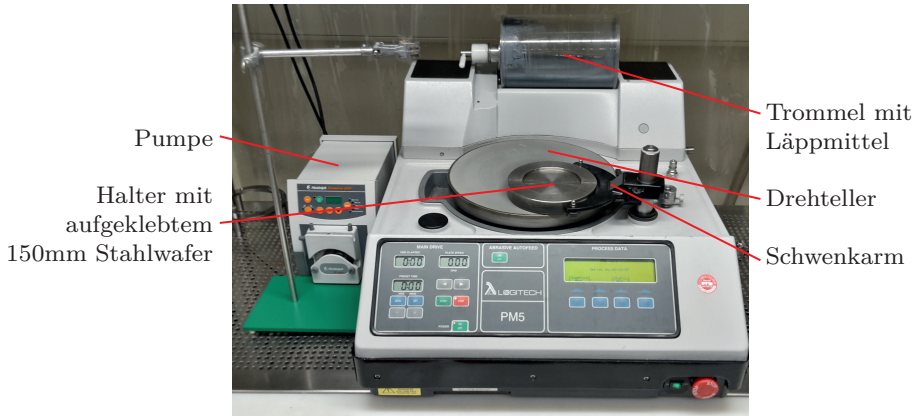


Abb. A.1: Läpp- und Poliermaschine *PM5* von *Logitech*

Tabelle A.1: Prozessschritte zur Herstellung von Aluminiumwafern

| Prozessschritt | Schleifmittel | Dauer |
|----------------|---|-----------|
| 1 | 9 μm Silizium-Carbit + Poliertuch | 15-20 min |
| 2 | 3 μm Diamant + Poliertuch | 2-5 min |

Tabelle A.2: Prozessschritte zur Herstellung von Stahlwafern

| Prozessschritt | Schleifmittel | Dauer |
|----------------|---|-------------|
| 1 | 40 μm Silizium-Carbit + Läppscheibe | 240-480 min |
| 2 | 9 μm Silizium-Carbit + Läppscheibe | 15-30 min |
| 3 | 3 μm Diamant + Poliertuch | 30-60 min |

Literaturverzeichnis

- [1] GREITZER, Frank L. ; PAWLOWSKI, Ronald A.: Embedded prognostics health monitoring. In: *48th Annual instrumentations, systems, and automation society international instrumentation symposium, San Diego, CA*, 2002
- [2] SOHN, Hoon ; FARRAR, Charles R. ; HEMEZ, Francois M. ; SHUNK, Devin D. ; STINEMATES, Daniel W. ; NADLER, Brett R. ; CZARNECKI, Jerry J.: *A review of structural health monitoring literature: 1996-2001*. Los Alamos National Laboratory Los Alamos, NM, 2004
- [3] *Besuch Messe "Hannover Messe 2014", Hannover*. 03.04.2014
- [4] *Besuch "Maintenance 2014", Hamburg*. 14.04.2014
- [5] MOORE, Gordon E. u. a.: *Cramming more components onto integrated circuits*. 1965
- [6] <http://www.xfab.com/de/technologien/more-than-moore/what-is-more-than-moore/>. abgerufen: 26.10.2014
- [7] LANG, Walter ; JAKOBS, Frank ; TOLSTOSHEEVA, Elena ; STURM, Hannes ; IBRAGIMOV, Azat ; KESEL, Antonia ; LEHMHUS, Dirk ; DICKE, Ursula: From embedded sensors to sensorial materials—The road to function scale integration. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 171 (2011), Nr. 1, S. 3–11
- [8] ZHAO, Xiaoliang ; GAO, Huidong ; ZHANG, Guangfan ; AYHAN, Bulent ; YAN, Fei ; KWAN, Chiman ; ROSE, Joseph L.: Active health monitoring of an aircraft wing with embedded piezoelectric sensor/actuator network: I. Defect detection, localization and growth monitoring. In: *Smart materials and structures* 16 (2007), Nr. 4, S. 1208
- [9] OTTO, Chris ; MILENKOVIC, Aleksandar ; SANDERS, Corey ; JOVANOV, Emil: System architecture of a wireless body area sensor network for ubiquitous health monitoring. In: *Journal of Mobile Multimedia* 1 (2006), Nr. 4, S. 307–326
- [10] SOHRABI, Katayoun ; GAO, Jay ; AILAWADHI, Vishal ; POTTIE, Gregory J.: Protocols for self-organization of a wireless sensor network. In: *IEEE personal communications* 7 (2000), Nr. 5, S. 16–27
- [11] XU, Ning ; RANGWALA, Sumit ; CHINTALAPUDI, Krishna K. ; GANESAN, Deepak ; BROAD, Alan ; GOVINDAN, Ramesh ; ESTRIN, Deborah: A wireless sensor network for structural monitoring. In: *Proceedings of the 2nd international conference on Embedded networked sensor systems* ACM, 2004, S. 13–24
- [12] LI, Hong-Nan ; LI, Dong-Sheng ; SONG, Gang-Bing: Recent applications of fiber optic sensors to health monitoring in civil engineering. In: *Engineering structures* 26 (2004), Nr. 11, S. 1647–1657
- [13] MAJUMDER, Mousumi ; GANGOPADHYAY, Tarun K. ; CHAKRABORTY, Ashim K. ; DASGUPTA, Kamal ; BHATTACHARYA, D.K.: Fibre Bragg gratings in structural health monitoring — Present status and applications. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 147 (2008), Nr. 1, S. 150 – 164
- [14] LUYCKX, Geert ; VOET, Eli ; GEERNAERT, Thomas ; CHAH, Karima ; NASILOWSKI, Tomasz ; DE WAELE, Wim ; VAN PAEPEGEM, Wim ; BECKER, Martin ; BARTELT, Hartmut ; URBANCZYK, Wacław u. a.: Response of FBGs in microstructured and bow tie fibers embedded in laminated composite. In: *Photonics Technology Letters, IEEE* 21 (2009), Nr. 18, S. 1290–1292

- [15] HERNÁNDEZ-MORENO, H ; COLLOMBET, F ; DOUCHIN, B ; CHOQUEUSE, Dominique ; DAVIES, Peter ; VELÁZQUEZ, JL G.: Entire life time monitoring of filament wound composite cylinders using Bragg grating sensors: I. Adapted tooling and instrumented specimen. In: *Applied Composite Materials* 16 (2009), Nr. 3, S. 173–182
- [16] KUANG, KSCEa ; KENNY, R ; WHELAN, MP ; CANTWELL, WJ ; CHALKER, PR: Embedded fibre Bragg grating sensors in advanced composite materials. In: *Composites Science and Technology* 61 (2001), Nr. 10, S. 1379–1387
- [17] COLLOMBET, Francis ; MULLE, Matthieu ; GRUNEVOLD, Yves-Henri ; ZITOUNE, Rédouane: Contribution of embedded optical fiber with bragg grating in composite structures for tests-simulations dialogue. In: *Mechanics of Advanced Materials and Structures* 13 (2006), Nr. 5, S. 429–439
- [18] QIN, Lei ; LI, Zongjin: Monitoring of cement hydration using embedded piezoelectric transducers. In: *Smart Materials and Structures* 17 (2008), Nr. 5, S. 055005
- [19] WANG, Dansheng ; ZHU, Hongping: Monitoring of the strength gain of concrete using embedded PZT impedance transducer. In: *Construction and Building Materials* 25 (2011), Nr. 9, S. 3703–3708
- [20] MARTÍNEZ, I ; ANDRADE, C: Examples of reinforcement corrosion monitoring by embedded sensors in concrete structures. In: *Cement and Concrete Composites* 31 (2009), Nr. 8, S. 545–554
- [21] TORRES, M ; COLLOMBET, F ; DOUCHIN, B ; CROUZEIX, L ; GRUNEVOLD, YH: Comparison between the Classic Sensor Embedding Method and the Monitoring Patch Embedding Method for Composites Instrumentation. In: *Applied Composite Materials* 21 (2014), Nr. 5, S. 707–724
- [22] HAUTAMAKI, Charles ; ZURN, Shayne ; MANTELL, Susan C. ; POLLA, Dennis L.: Experimental evaluation of MEMS strain sensors embedded in composites. In: *Microelectromechanical Systems, Journal of* 8 (1999), Nr. 3, S. 272–279
- [23] ARELLANO, Mauricio T. ; CROUZEIX, Laurent ; COLLOMBET, Francis ; DOUCHIN, Bernard ; GRUNEVOLD, Yves-Henri: Mechanical characterization of an alternative technique to embed sensors in composite structures: the monitoring patch. In: *Applied Composite Materials* 19 (2012), Nr. 3-4, S. 379–391
- [24] HUFENBACH, Werner ; GUDE, Maik ; HEBER, Thomas: Embedding versus adhesive bonding of adapted piezoceramic modules for function-integrative thermoplastic composite structures. In: *Composites Science and Technology* 71 (2011), Nr. 8, S. 1132–1137
- [25] HUFENBACH, W ; GUDE, M ; MODLER, N ; KIRVEL, C: Development of novel piezoceramic actuator modules for the embedding in intelligent lightweight structures. In: *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* 24 (2007), Nr. 1, S. 390–396
- [26] WEDER, Andreas ; GELLER, Sirko ; HEINIG, Andreas ; TYCZYNSKI, Thomas ; HUFENBACH, Werner ; FISCHER, Wolf-Joachim: A novel technology for the high-volume production of intelligent composite structures with integrated piezoceramic sensors and electronic components. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 202 (2013), S. 106–110
- [27] SALAS, Mariugenia ; FOCKE, Oliver ; HERRMANN, Axel S. ; LANG, Walter: Low-frequency Inductive Power Transmission for Piezo-Wafer-Active-Sensors in the Structural Health Monitoring of Carbon-Fiber-Reinforced-Polymer. In: *Procedia Technology* 15 (2014), S. 649–658
- [28] YAN, YJ ; YAM, LH: Online detection of crack damage in composite plates using embedded piezoelectric actuators/sensors and wavelet analysis. In: *Composite structures* 58 (2002), Nr. 1, S. 29–38
- [29] SAUER, S ; FISCHER, WJ: A wireless double planar coil sensor arrangement for monitoring capacitance changes due to water uptake embedded in a thin fiber-reinforced composite. In: *Procedia Engineering* 47 (2012), S. 750–753
- [30] KIM, Hyoung G. u. a.: Non-isothermal in situ dielectric cure monitoring for thermosetting matrix composites. In: *Journal of Composite Materials* 38 (2004), Nr. 12, S. 977–993
- [31] <http://www.netzsch-thermal-analysis.com/us/materials-applications/us-applications/dielectric-sensors.html>
- [32] BOLL, Dmitriy ; SCHUBERT, K-D ; BRAUNER, Christian ; LANG, Walter: Miniaturized flexible interdigital sensor for in situ dielectric cure monitoring of composite materials. In: *Sensors Journal, IEEE* 14 (2014), Nr. 7, S. 2193–2197

-
- [33] LIU, Jie ; CHEN, Guang ; JI, Chunhui ; QIN, Xuda ; LI, Hao ; REN, Chengzu: An investigation of workpiece temperature variation of helical milling for carbon fiber reinforced plastics (CFRP). In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 86 (2014), Nr. 0, S. 89 – 103
- [34] CONG, WL ; ZOU, Xiaotian ; DEINES, TW ; WU, Nan ; WANG, Xingwei ; PEI, ZJ: Rotary ultrasonic machining of carbon fiber reinforced plastic composites: An experimental study on cutting temperature. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 31 (2012), Nr. 22, S. 1516–1525
- [35] KIM, Ki-Soo ; BRESLAUER, Menachem ; SPRINGER, George S.: The effect of embedded sensors on the strength of composite laminates. In: *Journal of reinforced plastics and composites* 11 (1992), Nr. 8, S. 949–958
- [36] DROSSEL, Welf-Guntram ; HENSEL, Sebastian ; NESTLER, Matthias ; LACHMANN, Lutz ; SCHUBERT, Andreas ; MÜLLER, Michael ; MÜLLER, Benedikt: Experimental and numerical study on shaping of aluminum sheets with integrated piezoceramic fibers. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214 (2014), Nr. 2, S. 217–228
- [37] PILLE, C: In-process-embedding of piezo sensors and RFID transponders into cast parts for autonomous manufacturing logistics. In: *Smart Systems Integration* (2010), S. 1–10
- [38] KLASSEN, Alexander ; RÜBNER, Matthias ; ILG, Jürgen ; RUPITSCH, Stefan J. ; LERCH, Reinhard ; SINGER, Robert F. ; KÖRNER, Carolin: Influence of the fabrication process on the functionality of piezoceramic patch transducers embedded in aluminum die castings. In: *Smart Materials and Structures* 21 (2012), Nr. 11, S. 115014
- [39] PILLE, C ; BIEHL, S ; BUSSE, M: Encapsulating Piezoresistive Thin Film Sensors Based on Amorphous Diamond-Like Carbon in Aluminium Castings. In: *1nd International Conference on System-integrated Intelligence: New Challenges for Product and Production Engineering*, 2012, S. 192–194
- [40] SCHWANKL, Matthias ; RÜBNER, Matthias ; FLÖSSEL, Markus ; GEBHARDT, Sylvia ; MICHAELIS, Alexander ; SINGER, Robert F. ; KOERNER, Carolin: Active functionality of piezoceramic modules integrated in aluminum high pressure die castings. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 207 (2014), S. 84–90
- [41] RÜBNER, Matthias ; KÖRNER, Carolin ; SINGER, Robert F.: Integration of Piezoceramic Modules into Die Castings-Procedure and Functionalities. In: *Advances in Science and Technology* 56 (2009), S. 170–175
- [42] SCHWANKL, Matthias ; KIMME, Simon ; POHLE, Carina ; DROSSEL, Welf-Guntram ; KÖRNER, Carolin: Active Vibration Damping in Structural Aluminum Die Castings via Piezoelectricity–Technology and Characterization. In: *Advanced Engineering Materials* (2014)
- [43] FLÖSSEL, M ; SCHEITHAUER, U ; GEBHARDT, S ; MICHAELIS, A u. a.: Robust LTCC/PZT sensor-actuator-module for aluminium die casting. In: *Microelectronics and Packaging Conference, 2009. EMPC 2009. European IEEE*, 2009, S. 1–5
- [44] SIGGARD, Erik J. ; MADHUSOODANAN, Anand S. ; STUCKER, Brent ; EAMES, Brandon: Structurally embedded electrical systems using ultrasonic consolidation (UC). In: *Proceedings of the 17th Solid Freeform Fabrication Symposium*, 2006, S. 14–16
- [45] IBRAGIMOV, Azat ; PLETEIT, Hermann ; PILLE, Christoph ; LANG, Walter: A thermoelectric energy harvester directly embedded into casted aluminum. In: *Electron Device Letters, IEEE* 33 (2012), Nr. 2, S. 233–235
- [46] KOBLSKA, John ; OSTOJIC, Petar ; CHENG, Xudong ; ZHANG, Xugang ; CHOI, Honseok ; YANG, Yong ; LI, Xiaochun: Rapid fabrication of smart tooling with embedded sensors by casting in molds made by three dimensional printing. In: *Proc. SFF Symp*, 2005, S. 468–475
- [47] ZHANG, Xugang ; CHOI, Hongseok ; DATTA, Arindom ; LI, Xiaochun: Design, fabrication and characterization of metal embedded thin film thermocouples with various film thicknesses and junction sizes. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), Nr. 5, S. 900
- [48] LI, Xiaochun ; ZHANG, Xugang ; WERSCHMOELLER, Dirk ; CHOI, Hongseok ; CHENG, Xudong: Embedded micro/nano sensors for harsh engineering environments. In: *Sensors, 2008 IEEE IEEE*, 2008, S. 1273–1276
- [49] ZHAO, Jingzhou ; LI, Hang ; CHOI, Hongseok ; CAI, Wayne ; ABELL, Jeffrey A. ; LI, Xiaochun: Insertable
-

- thin film thermocouples for in situ transient temperature monitoring in ultrasonic metal welding of battery tabs. In: *Journal of Manufacturing Processes* 15 (2013), Nr. 1, S. 136–140
- [50] CHENG, Xudong ; DATTA, Arindom ; CHOI, Hongseom ; LI, Xiaochun: Metal Embedded Micro Sensors for Manufacturing Applications. In: *Sensors, 2006. 5th IEEE Conference on IEEE*, 2006, S. 1506–1510
- [51] LUO, Ren C. ; PAN, Yen-Lin: Rapid manufacturing of intelligent mold with embedded microsensors. In: *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on* 12 (2007), Nr. 2, S. 190–197
- [52] ZÄH, Michael F. ; BRINKSMEIER, Ekkard ; HEINZEL, Carsten ; HUNTEMANN, Jens-Walter ; FÖCKERER, Tobias: Experimental and numerical identification of process parameters of grind-hardening and resulting part distortions. In: *Production Engineering* 3 (2009), Nr. 3, S. 271–279
- [53] WINKELMANN, Cord ; LANG, Walter: Sensorial Surfaces-Embedding Sensor Structures Into the Surface of Materials. In: *Sensors Journal, IEEE* 14 (2014), Nr. 7, S. 2078–2083
- [54] RAI, Rahul ; CAMPBELL, Matthew ; WOOD, Kristin: Extracting Product Performance by Embedding Sensors in SFF Prototypes. In: *Proceeding of the Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin, TX. Pp. 366 376*, 2004, S. 366–376
- [55] SCHOTZKO, Timo ; LANG, Walter: Embedded Strain Gauges for Condition Monitoring of Silicone Gaskets. In: *Sensors* 14 (2014), Nr. 7, S. 12387–12398
- [56] CHOI, Hongseok ; KONISHI, Hiromi ; XU, Huifang ; LI, Xiaochun: Embedding of micro thin film strain sensors in sapphire by diffusion bonding. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 17 (2007), Nr. 11, S. 2248
- [57] WERSCHMOELLER, Dirk ; LI, Xiaochun: Micro Thin Film Thermal Sensors Embedded Into Polycrystalline Cubic Boron Nitride (PCBN) for Advanced Machining Study. In: *ASME 2009 International Manufacturing Science and Engineering Conference* American Society of Mechanical Engineers, 2009, S. 105–111
- [58] WERSCHMOELLER, Dirk ; EHMANN, Kornel ; LI, Xiaochun: Tool Embedded Thin Film Microsensors for Monitoring Thermal Phenomena at Tool-Workpiece Interface During Machining. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 133 (2011), Nr. 2, S. 021007
- [59] BRINKSMEIER, E ; HEINZEL, C ; MEYER, L: Development and application of a wheel based process monitoring system in grinding. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 54 (2005), Nr. 1, S. 301–304
- [60] VARGHESE, B ; PATHARE, S ; GAO, R ; GUO, C ; MALKIN, S: Development of a sensor-integrated “intelligent” grinding wheel for in-process monitoring. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 49 (2000), Nr. 1, S. 231–234
- [61] BÖGE, A: *Technische Mechanik, Statik, Dynamik, Fluidmechanik, Festigkeitslehre, 25. Auflage*. Viewegs Fachbücher der Technik, 2001
- [62] MISES, R v.: Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen. In: *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 8 (1928), Nr. 3, S. 161–185
- [63] BROSTEAUX, Dominique ; AXISA, Fabrice ; GONZALEZ, Mario ; VANFLETEREN, Jan: Design and fabrication of elastic interconnections for stretchable electronic circuits. In: *Electron Device Letters, IEEE* 28 (2007), Nr. 7, S. 552–554
- [64] VANFLETEREN, J ; CHTIOUI, I ; PLOVIE, B ; YANG, Y ; BOSSUYT, F ; VERVUST, T ; DUNPHY, S ; VANDECASTEELE, B: Arbitrarily Shaped 2.5 D Circuits Using stretchable interconnections and embedding in thermoplastic polymers. In: *Procedia Technology* 15 (2014), S. 208–215
- [65] VANFLETEREN, Jan ; LOEHER, Thomas ; GONZALEZ, Mario ; BOSSUYT, Frederick ; VERVUST, Thomas ; DE WOLF, Ingrid ; JABLONSKI, Michal: SCB and SMI: two stretchable circuit technologies, based on standard printed circuit board processes. In: *Circuit World* 38 (2012), Nr. 4, S. 232–242
- [66] VIEROTH, Rene ; LOEHER, Thomas ; SECKEL, Manuel ; DILS, Christian ; KALLMAYER, Christine ; OSTMANN, Andreas ; REICHL, Herbert: Stretchable circuit board technology and application. In: *Wearable Computers, 2009. ISWC'09. International Symposium on IEEE*, 2009, S. 33–36

-
- [67] ZOU, Quanbo ; WANG, Zhenfeng ; LIN, Rongming ; YI, Sung ; GONG, Haiqing ; LIM, Mongking ; LI, Zhijian ; LIU, Litian: A study on corrugated diaphragms for high-sensitivity structures. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 7 (1997), Nr. 4, S. 310
- [68] LAPADATU, Daniel ; PYKA, Andrzej ; DZIUBAN, Jan ; PUERS, Robert: Corrugated silicon nitride membranes as suspensions in micromachined silicon accelerometers. In: *Journal of micromechanics and microengineering* 6 (1996), Nr. 1, S. 73
- [69] STERN, Kurt H.: *Metallurgical and ceramic protective coatings*. Springer, 1996
- [70] *Handbuch der Gusswerkstoffe*. http://www2.honsel.com/uploads/media/Handbuch_Gusswerkstoffe_01.pdf. Version: 2014
- [71] STURM, Hannes ; LANG, Walter: Membrane-based thermal flow sensors on flexible substrates. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 195 (2013), S. 113–122
- [72] MOGHADDAM, M K. ; BOLL, D ; LANG, W: Embedding rigid and flexible inlays in carbon fiber reinforced plastics. In: *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2014 IEEE/ASME International Conference on IEEE*, 2014, S. 1387–1392
- [73] BOLL, D ; TOLSTOSHEEVA, E ; SCHUBERT, K ; BRAUNER, C ; LANG, W: Flexible interdigital sensor for dielectric cure monitoring of composites. In: *Proceedings of DEWEK 2012 German Wind Energy Conference, Bremen, Germany*, 2012, S. 7–8
- [74] HOFFMANN, Karl: *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen*. Hottinger Baldwin Messtechnik, 1987
- [75] KUCZYNSKI, G. C.: Effect of Elastic Strain on the Electrical Resistance of Metals. In: *Phys. Rev.* 94 (1954), S. 61–64
- [76] THOMSON, William: On the electro-dynamic qualities of metals:—effects of magnetization on the electric conductivity of nickel and of iron. In: *Proceedings of the Royal Society of London* 8 (1856), S. 546–550
- [77] SIMMONS JR, Edward E.: *Strain gauge and method for making same*. Mai 30 1944. – US Patent 2,350,073
- [78] RUGE, Arthur C.: *Temperature compensated strain gauge*. März 21 1944. – US Patent 2,344,642
- [79] <http://www.hbm.com/de/menu/produkte/dehnungsmessstreifen-zubehoer/dehnungsmessstreifen-fuer-die-spannungsanalyse/ly-linear/>. abgerufen: 17.01.2015
- [80] SMITH, Charles S.: Piezoresistance effect in germanium and silicon. In: *Physical review* 94 (1954), Nr. 1, S. 42
- [81] PFANN, WG ; THURSTON, RN: Semiconducting stress transducers utilizing the transverse and shear piezoresistance effects. In: *Journal of Applied Physics* 32 (1961), Nr. 10, S. 2008–2019
- [82] TUFTE, ON ; CHAPMAN, PW ; LONG, Donald: Silicon diffused-element piezoresistive diaphragms. In: *Journal of Applied Physics* 33 (1962), Nr. 11, S. 3322–3327
- [83] FULKERSON, DE: A silicon integrated circuit force sensor. In: *Electron Devices, IEEE Transactions on* 16 (1969), Nr. 10, S. 867–870
- [84] FRAGA, MA ; FURLAN, H ; PESSOA, RS ; RASIA, LA ; MATEUS, CFR: Studies on SiC, DLC and TiO₂ thin films as piezoresistive sensor materials for high temperature application. In: *Microsystem technologies* 18 (2012), Nr. 7-8, S. 1027–1033
- [85] WITT, GR: Some effects of strain and temperature on the resistance of thin gold-glass cermet films. In: *Thin Solid Films* 13 (1972), Nr. 1, S. 109–115
- [86] MEIKSIN, ZH ; STOLINSKI, EJ ; KUO, HB ; MIRCHANDANI, RA ; SHAH, KJ: A study of stable thin film pressure and strain transducer materials. In: *Thin Solid Films* 12 (1972), Nr. 1, S. 85–88
- [87] HERRMANN, J ; MÜLLER, K-H ; REDA, T ; BAXTER, GR ; RAGUSE, B ; DE GROOT, GJJB ; CHAI, R ; ROBERTS, M ; WIECZOREK, L: Nanoparticle films as sensitive strain gauges. In: *Applied Physics Letters* 91 (2007), Nr. 18, S. 183105
- [88] BANDORF, R ; GERDES, H ; HECKMANN, U ; BRÄUER, G ; PETERSEN, M: 4.1. 3 Hochempfindliche Dünnschicht-Dehnungsmessstreifen auf technischen Bauteilen. In: *Tagungsband* (2012), S. 423–434
-

- [89] YAMAMOTO, A ; TSUTSUMOTO, T: Piezoresistive effect of CVD polycrystalline diamond films. In: *Diamond and related Materials* 13 (2004), Nr. 4, S. 863–866
- [90] SAHLI, Sondes ; ASLAM, DM: Ultra-high sensitivity intra-grain poly-diamond piezoresistors. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 71 (1998), Nr. 3, S. 193–197
- [91] HOSSEINZADEGAN, H. ; TODD, C. ; LAL, A. ; PANDEY, M. ; LEVENDORF, M. ; PARK, J.: Graphene has ultra high piezoresistive gauge factor. In: *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2012 IEEE 25th International Conference on, 2012*, S. 611–614
- [92] MASUMOTO, H ; SAITO, H ; NAKAMURA, N: Strain Gauge Factor and Electrical Properties of Fe-Co-Mn Alloys. In: *Trans. Japan. Inst. Metals* 15 (1974), Nr. 2, S. 139–142
- [93] WEAST, Robert C. ; ASTLE, Melvin J. ; BEYER, William H.: *CRC handbook of chemistry and physics*. Bd. 69. CRC press Boca Raton, FL, 1988
- [94] *Messfahrtenprotokoll IMSAS SPC Balzers*. 2014
- [95] ROBINSON, RGR ; STEPHENS, KG ; WILSON, IH: The effect of ion bombardment on the strain gauge factor of thin gold films. In: *Thin Solid Films* 27 (1975), Nr. 2, S. 251–262
- [96] LI, Chunshien ; HESKETH, PJ ; MACLAY, GJ: Thin gold film strain gauges. In: *Journal of Vacuum Science & Technology A* 12 (1994), Nr. 3, S. 813–819
- [97] GOULD, PA: The resistivity and structure of chromium thin films. In: *British Journal of Applied Physics* 16 (1965), Nr. 10, S. 1481
- [98] FRICKE, Soeren ; FRIEDBERGER, Alois ; MUELLER, Gerhard ; SEIDEL, Helmut ; SCHMID, Ulrich: Strain gauge factor and TCR of sputter deposited Pt thin films up to 850 C. In: *Sensors* (2008), S. 1532–5
- [99] NAYAK, MM ; GUNASEKARAN, N ; MUTHUNAYAGAM, AE ; RAJANNA, K ; MOHAN, S: Diaphragm-type sputtered platinum thin film strain gauge pressure transducer. In: *Measurement Science and Technology* 4 (1993), Nr. 12, S. 1319
- [100] NORTON, P ; BRANDT, J: Temperature coefficient of resistance for p- and n-type silicon. In: *Solid-State Electronics* 21 (1978), Nr. 7, S. 969–974
- [101] WHEATSTONE, Charles: The Bakerian lecture: An account of several new instruments and processes for determining the constants of a voltaic circuit. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* 133 (1843), S. 303–327
- [102] KONO, Masashi ; TAURA, Tetsuya ; SUZUKI, Takahide ; SUNAGA, Hiroshi ; YAMADA, Yoshihisa ; MORIMURA, K Kimura M. ; OKANO, H ; IWASAKI, M ; TAKUNO, H ; SUZUKI, M u. a.: A high-precision strain-measurement bridge circuit system with on-line digital calibration. (2007)
- [103] MOTCHENBACHER, Curtis D. ; CONNELLY, Joseph A.: *Low-noise electronic system design*. Wiley New York, 1993
- [104] JOHNSON, John B.: Thermal agitation of electricity in conductors. In: *Nature* 119 (1927), Nr. 2984, S. 50–51
- [105] NYQUIST, Harry: Thermal agitation of electric charge in conductors. In: *Physical review* 32 (1928), Nr. 1, S. 110–113
- [106] HARKEY, J.A. ; KENNY, T.W.: 1/f noise considerations for the design and process optimization of piezoresistive cantilevers. In: *Microelectromechanical Systems, Journal of* 9 (2000), June, Nr. 2, S. 226–235
- [107] MOHAMMADI, Ali ; YUCE, Mehmet R. ; MOHEIMANI, SO R.: A readout circuit implementation to reduce the flicker noise in MEMS electrothermal sensors. In: *Electronics, Circuits and Systems (ICECS), 2012 19th IEEE International Conference on IEEE, 2012*, S. 121–124
- [108] FIRLE, TE ; WINSTON, H: Noise Measurements in Semiconductors at Very Low Frequencies. In: *Journal of Applied Physics* 26 (1955), Nr. 6, S. 716–717
- [109] DAVIES, R. ; MEULI, G.: Development of a digital lock-in amplifier for open-path light scattering measurement. In: *Industrial Electronics Applications (ISIEA), 2010 IEEE Symposium on, 2010*, S. 50–55

- [110] LIU, JTC ; JEFFRIES, JB ; HANSON, RK: Wavelength modulation absorption spectroscopy with 2 f detection using multiplexed diode lasers for rapid temperature measurements in gaseous flows. In: *Applied Physics B* 78 (2004), Nr. 3-4, S. 503–511
- [111] *AD630 Balanced Modulator/Demodulator*. 2004. – Analog Devices, Datenblatt
- [112] *Application Note 43 - Bridge Circuits*. 1990. – Linear Technology
- [113] KREUZER, Manfred: High-precision measuring technique for strain gage transducers. In: *White Paper* (2001)
- [114] *SCOUT55*. 2015. – Hottinger Baldwin Messtechnik
- [115] *DQ430 - Dynamic bridge amplifier with carrier frequency technology*. 2015. – NVMS Measurement Systems
- [116] *e.rack A6 Carrier Frequency Bridge Plug-In*. 2015. – Gantner Instruments
- [117] *AD8226 precision instrumentation amplifier*. 2007. – Analog Devices, Datenblatt
- [118] *OP1177 Precision Low Noise, Low Input Bias Current Operational Amplifiers*. 2009
- [119] *Wägezelle BCA-M 10*. 2009
- [120] *Epoxydharz 1170 + Härter 130*. 2014
- [121] *DIN EN ISO 527-2: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*. 2012
- [122] *DIN EN ISO 3167 Kunststoffe – Vielzweckprüfkörper*. 2014
- [123] <http://www.hbm.com/de/menu/produkte/dehnungsmessstreifen-zubehoer/zubehoer/klebstoffe/>
- [124] *Messegespräch am Stand von HBM Deutschland auf der Sensor und Test*. 5.6.2014
- [125] OVERMEYER, L ; DUESING, JF ; SUTTMANN, O ; STUTE, U: Laser patterning of thin film sensors on 3-D surfaces. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 61 (2012), Nr. 1, S. 215–218
- [126] KÜNNE, Bernd: *Einführung in die Maschinenelemente*. Springer-Verlag, 2001
- [127] GLUCK, Stefan ; BENKERT, Frank: *Method for monitoring a linear guide*. April 18 2011. – US Patent App. 13/088,510
- [128] RINGERING, W. ; SCHWAB, G. ; WAHLER, M.: *Verfahren und Vorrichtung zur Bestimmung der Lebensdauer von im Arbeitsbetrieb befindlichen Bauteilen*. <http://www.google.com/patents/DE102007038890A1?c1=de>. Version: Februar 26 2009. – DE Patent App. DE200,710,038,890
- [129] YOSHIOKA, T.T.H.K.C.L.K.W. ; HONJO, Y.T.H.K.C.L.K.W. ; WATANABE, S.T.H.K.C.L.K.W.: *Zustandserfassungsvorrichtung, -verfahren und -programm sowie datenaufzeichnungsmedium*. <https://www.google.com/patents/EP1598569B1?c1=de>. Version: August 31 2011. – EP Patent 1,598,569
- [130] HERTZ, Heinrich: *Über die Berührung fester elastischer Körper*. (1882)
- [131] *Rücksprache mit dem Comsol Support*. 06.10.2014
- [132] WITTEL, Herbert ; MUHS, Dieter ; JANNASCH, Dieter ; VOSSIEK, Joachim: *Roloff/Matek Maschinenelemente*. In: *Vieweg+ Teubner* (2009)
- [133] BÖGE, Alfred: *Vieweg Handbuch Maschinenbau: Grundlagen und Anwendungen der Maschinenbau-Technik; mit 441 Tabellen*. Springer-Verlag, 2007
- [134] *Technische Zeichnung Bosch Rexroth 1666, dxf-Datei*. http://www.boschrexroth.com/country_units/america/united_states/sub_websites/brus_dcl/Trends_and_Topics/GoTo_Products/LT/ballrail/runner_blocks/Short_Slimline_Runner_blocks/index.jsp. Version: 2014
- [135] WINKELMANN, Cord H.: *Mikro-Elektrostrukturieren planarer und zylindrischer Oberflächen mittels strukturierter, flexibler und mehrlagiger Gegenelektroden mit integriertem fluidischen Kanal*, Universität Bremen, Diss., 2014
- [136] HATCH, John E. ; ASSOCIATION, Aluminum u. a.: *Aluminum: properties and physical metallurgy*. ASM International, 1984
- [137] FRANKE, Simone: *Taschenbuch der Gießerei-Praxis 2013*. Fachverlag Schiele & Schoen, 2013

- [138] MURRAY, JL ; MCALISTER, AJ: The Al-Si (aluminum-silicon) system. In: *Bulletin of Alloy Phase Diagrams* 5 (1984), Nr. 1, S. 74–84
- [139] BUCHNER, Rainer ; SOSNA, Christoph ; MAIWALD, Marcus ; BENECKE, Wolfgang ; LANG, Walter: A high-temperature thermopile fabrication process for thermal flow sensors. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 130 (2006), S. 262–266
- [140] MOSSER, V ; SUSKI, J ; GOSS, J ; OBERMEIER, E: Piezoresistive pressure sensors based on polycrystalline silicon. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 28 (1991), Nr. 2, S. 113–132
- [141] FRENCH, PJ ; EVANS, AGR: Polycrystalline silicon strain sensors. In: *Sensors and Actuators* 8 (1985), Nr. 3, S. 219–225
- [142] SETO, John Y. W.: Piezoresistive properties of polycrystalline silicon. In: *Journal of Applied Physics* 47 (1976), Nr. 11, S. 4780–4783
- [143] GRIDCHIN, VA ; LUBIMSKY, VM ; SARINA, MP: Piezoresistive properties of polysilicon films. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 49 (1995), Nr. 1, S. 67–72
- [144] GERLACH, W ; GOEL, B: Gold silicon phase diagram. In: *Solid-State Electronics* 10 (1967), Nr. 6, S. 589–592
- [145] NICOLET, M-A: Diffusion barriers in thin films. In: *Thin Solid Films* 52 (1978), Nr. 3, S. 415–443
- [146] HARRIS, JM ; LAU, SS ; NICOLET, M-A ; NOWICKI, RS: Studies of the Ti-W Metallization System on Si. In: *Journal of The Electrochemical Society* 123 (1976), Nr. 1, S. 120–124
- [147] TARRAF, A ; DALEIDEN, J ; IRMER, S ; PRASAI, D ; HILLMER, H: Stress investigation of PECVD dielectric layers for advanced optical MEMS. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14 (2004), Nr. 3, S. 317
- [148] BÖDECKER, André ; HABBEN, Christian ; SACKMANN, Andreas ; BURDORF, Kai ; GIESE, Erhard ; LANG, Walter: Manufacturing of a wear detecting sensor made of 17-4PH steel using standard wafer processing technology. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 171 (2011), Nr. 1, S. 34–37
- [149] SHI-GANG, Xin ; LI-XIN, Song ; RONG-GEN, Zhao ; XING-FANG, Hu: Properties of aluminium oxide coating on aluminium alloy produced by micro-arc oxidation. In: *Surface and Coatings Technology* 199 (2005), Nr. 2–3, S. 184 – 188. – Plasma Electrolysis Plasma Electrolysis
- [150] FALBE, Jürgen ; RÖMPP, Hermann ; REGITZ, Manfred: *Römpp Chemie Lexikon*. Bd. 3. Thieme, 1990
- [151] SHACKELFORD, James F. ; ALEXANDER, William: *CRC materials science and engineering handbook*. CRC press, 2000
- [152] HOFACKER, Steffen ; MECHTEL, Markus ; MAGER, Michael ; KRAUS, Harald: Sol-gel: a new tool for coatings chemistry. In: *Progress in Organic Coatings* 45 (2002), Oktober, Nr. 2-3, S. 159–164
- [153] YANG, XF ; TALLMAN, DE ; GELLING, VJ ; BIERWAGEN, GP ; KASTEN, LS ; BERG, J: Use of a sol-gel conversion coating for aluminum corrosion protection. In: *Surface and Coatings Technology* 140 (2001), Nr. 1, S. 44–50
- [154] LUCCA, DA ; KLOPFSTEIN, MJ ; GHISLENI, R ; GUDE, A ; MEHNER, A ; DATCHARY, W: Investigation of Sol-Gel Derived ZrO₂ Thin Films by Nanoindentation. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 53 (2004), Nr. 1, S. 475–478
- [155] KASTEN, LS ; GRANT, JT ; GREBASCH, N ; VOEVODIN, N ; ARNOLD, FE ; DONLEY, MS: An XPS study of cerium dopants in sol-gel coatings for aluminum 2024-T3. In: *Surface and Coatings Technology* 140 (2001), Nr. 1, S. 11–15
- [156] VENKATARAJ, S ; KAPPERTZ, Oliver ; WEIS, Hansjörg ; DRESE, Robert ; JAYAVEL, R ; WUTTIG, Matthias: Structural and optical properties of thin zirconium oxide films prepared by reactive direct current magnetron sputtering. In: *Journal of applied physics* 92 (2002), Nr. 7, S. 3599–3607
- [157] RUSSAK, Michael A. ; JAHNES, Christopher V. ; KATZ, Eric P.: Reactive magnetron sputtered zirconium oxide and zirconium silicon oxide thin films. In: *Journal of Vacuum Science & Technology A* 7 (1989), Nr. 3, S. 1248–1253
- [158] IKEDA, Sotomitsu ; SAKURAI, Osamu ; UEMATSU, Keizo ; MIZUTANI, Nobuyasu ; KATO, Masanori:

- Electrical conductivity of yttria-stabilized zirconia single crystals. In: *Journal of materials science* 20 (1985), Nr. 12, S. 4593–4600
- [159] CARTER, C B. ; NORTON, M G.: *Ceramic materials: science and engineering*. Springer Science & Business Media, 2007. – 629 S.
- [160] HSU, Wei-Yung ; RAJ, Rishi: MgO epitaxial thin films on (100) GaAs as a substrate for the growth of oriented PbTiO₃. In: *Applied physics letters* 60 (1992), Nr. 25, S. 3105–3107
- [161] CHOI, Hyungsoo ; HWANG, Soontaik: Sol-gel-derived magnesium oxide precursor for thin-film fabrication. In: *Journal of Materials Research* 15 (2000), Nr. 04, S. 842–845
- [162] KIM, B-N ; HIRAGA, K ; MORITA, K ; SAKKA, Y: A high-strain-rate superplastic ceramic. In: *Nature* 413 (2001), Nr. 6853, S. 288–291
- [163] OKA, M ; TABUCHI, N ; TAKASHI, T: High strain rate superplasticity in ceramics. In: *Materials science forum* Bd. 304 Trans Tech Publ, 1999, S. 451–458
- [164] CHOKSHI, Atul H.: Superplasticity in fine grained ceramics and ceramic composites: current understanding and future prospects. In: *Materials Science and Engineering: A* 166 (1993), Nr. 1, S. 119–133
- [165] HERING, Ekbert ; BRESSLER, Klaus ; GUTEKUNST, Jürgen: *Elektronik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Springer, 2005
- [166] MENZ, Wolfgang ; PAUL, Oliver: *Mikrosystemtechnik für Ingenieure*. John Wiley & Sons, 2012
- [167] http://www.heraeus-celcion.com/media/webmedia_local/downloads/Download_12-HTF-009-FactSheet-USLetter-NEW.pdf
- [168] BRINKSMEIER, E. ; U.A.: *Einrichtungsantrag für einen transregionalen Sonderforschungsbereich SFB/Transregio 136, Funktionsorientierte Fertigung auf der Basis charakteristischer Prozesssignaturen*. 2013
- [169] JAWAHIR, IS ; BRINKSMEIER, E ; M'SAOUBI, R ; ASPINWALL, DK ; OUTEIRO, JC ; MEYER, D ; UMBRELLO, D ; JAYAL, AD: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 60 (2011), Nr. 2, S. 603–626
- [170] *Cr-Mo-legierter Vergütungsstahl, 1.7225/1.7227, 42CrMo4/42CrMoS4*. 2011. – Deutsche Edelstahlwerke, Datenblatt
- [171] *DIN 8580 2003-09: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. 2003
- [172] *DIN 8589 2003-09: Fertigungsverfahren Spanen - Teil 11: Schleifen mit rotierendem Werkzeug; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. 2003
- [173] KLOCKE, Fritz ; KÖNIG, Wilfried: *Fertigungsverfahren 2*. Bd. 2. Springer-Verlag, 2005
- [174] HEINZEL, Carsten: *Schleifprozesse verstehen: Zum Stand der Modellbildung und Simulation sowie unterstützender experimenteller Methoden*. Shaker, 2009
- [175] BRINKSMEIER, E ; BROCKHOFF, Th: Randschicht-wärmebehandlung durch schleifen. In: *HTM. Härtereitechnische Mitteilungen* 49 (1994), Nr. 5, S. 327–330
- [176] ANDERSON, D ; WARKENTIN, A ; BAUER, R: Experimental validation of numerical thermal models for dry grinding. In: *Journal of Materials Processing Technology* 204 (2008), Nr. 1, S. 269–278
- [177] BRINKSMEIER, E ; HEINZEL, C. ; WITTMANN, M.: Methoden zur Ermittlung einerbedarfsorientierten Kühlschmierstoffversorgung beim Schleifen. In: *Hoffmeister, H.-W.; Denkena, B.: Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren*, (2007), S. 378–405
- [178] WEBSTER, J ; BRINKSMEIER, E ; HEINZEL, C ; WITTMANN, M ; THOENS, K: Assessment of grinding fluid effectiveness in continuous-dress creep feed grinding. In: *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 51 (2002), Nr. 1, S. 235–240
- [179] BRINKSMEIER, Ekkard ; ECKEBRECHT, J ; WILKENS, A: Wheel Based Temperature Measurement in Grinding. In: *Advanced Materials Research* 325 (2011), S. 3–11
- [180] *FONTARGEN A 314 Silberhartlot cadmiumfrei*. 2014. – Fontargen GmbH Eisenberg, Datenblatt
- [181] HABENICHT, Gerd: *Kleben: Grundlagen, Technologie, Anwendungen*. Springer, 1990

- [182] *Resbond 904*. 2013. – Polytec PT GmbH, Datenblatt
- [183] *DuPont Kapton HN Film*. 2011. – E. I. du Pont de Nemours and Company (DUPont), Datenblatt
- [184] OKAMOTO, H ; MASSALSKI, TB: The Au- Sn (Gold-tin) system. In: *Bulletin of Alloy Phase Diagrams* 5 (1984), Nr. 5, S. 492–503
- [185] CARSLAW, Horatio S.: Introduction to the Mathematical Theory of the Conduction of Heat in Solids. In: *Lon don* (1921)
- [186] FÖCKERER, Tobias ; HUNTEMANN, Jens-Walter ; HEINZEL, Carsten ; BRINKSMEIER, Ekkard ; ZÄH, Michael F.: Einfluss der Wärmequellenmodellierung auf die Simulation der Einhärtetiefe und der Bauteilverzüge beim Schleifhärteprozess. In: *SYSWELD Forum 2009, Weimer*, 22.-23.10.2009
- [187] CAPPA, Paolo ; MARINOZZI, Franco ; SCIUTO, Salvatore A.: The “Strain-Gauge Thermocouple”: A novel device for simultaneous strain and temperature measurement. In: *Review of Scientific Instruments* 72 (2001), Nr. 1, S. 193–197

Arbeiten im Rahmen der Dissertation

- [A1] ZECKELI, ROLAND *Integration von Sensoren in Aluminium — Gießen einer Zugprobe mit einem integrierten Sensorsubstrat* Studienarbeit, 2013.
- [A2] SARMA, MRIDUSMITA *FEM-Simulation of an aluminum casting process with Comsol Multiphysics* Master Project, 2013.
- [A3] BRUGER, NATHALIE MAELA *Entwicklung eines Prozessablaufs zur Herstellung elektrisch isolierender Schichten durch anodische Oxidation auf einem Aluminiumsubstrat* Abschlussarbeit zum Ausbildungsberuf *Mikrotechnologe*, 2014.
- [A4] BUCHHOLZ, MICHAEL *Elektrochemische Strukturierung von Stahlsubstraten* Abschlussarbeit zum Ausbildungsberuf *Mikrotechnologe*, 2014.
- [A5] SARMA, MRIDUSMITA *Development of Thin Film Sensors for Embedding in Steel to Characterize Mechanical Grinding* Masterthesis, 2014.
- [A6] HAMZE, HEITHAM *Dünnschichtisolation auf Metallsubstraten am Beispiel von Aluminium und Stahl* Diplomarbeit, 2014.
- [A7] KHAN, MUHAMMAD AWAIS *Development of a Measuring Unit for Precise Strain Measurement with Strain Gauges* Masterthesis, 2014.
- [A8] KIRSCH, MELANIE *Nasschemische Strukturierung von Zirkoniumoxid* Abschlussarbeit zum Ausbildungsberuf *Mikrotechnologe*, 2015.

Eigene Veröffentlichungen

Journalbeiträge

- [1] DUMSTORFF, G., BRAUNS, E. AND LANG, W. *Investigations into packaging technology for membrane-based thermal flow sensors*. Journal of Sensors and Sensor Systems, vol. 4, pp.45–52, 2015
- [2] DUMSTORFF, G. AND LANG, W. (2015). *Investigations on the impact of material integrated sensors with the help of FEM based modelling*. Sensors, MDPI, vol. 15, no.2, pp.2336–2353, 2015
- [3] DUMSTORFF, G., PAUL, S., AND LANG, W. (2013). *Integration without disruption: The Basic Challenge of Sensor Integration*. Sensors Journal, IEEE, vol.14, no.7, pp.2102, 2111, 2014
- [4] KIBBEN, S., KROPP, M., DUMSTORFF, G., KOERDT, M., LANG, W., AND VOLLERTSEN, F. *Bend sensor based on fibreoptics and concept for a compact evaluation unit*. Production Engineering, Springer, vol.7, no.1, pp.15-22, 2013.
- [5] STURM, H., DUMSTORFF, G., BUSCHE, P., WESTERMANN, D., AND LANG, W. *Boundary layer separation and reattachment detection on airfoils by thermal flow sensors*. Sensors, MDPI, vol. 12, no.11 pp. 14292–14306, 2012

Patente

- [1] DUMSTORFF, G., WINKELMANN, C., AND LANG, W. *Linearführungseinrichtung für eine Vorschubachse* 10 2015 100 655.3, 19.01.2015

Konferenzbeiträge

- [1] DUMSTORFF, G., WINKELMANN, C. AND LANG, W. *Linear Guide with Material Integrated Strain Gauges for Structural Health Monitoring.*, 10th International Workshop on Structural Health Monitoring, 2015, Stanford, 1.–3. September 2015
- [2] TAUSENDFREUND, A AND STÖBENER, D AND DUMSTORFF, G AND SARMA, M AND HEINZEL, C AND LANG, W AND GOCH, G *Systems for locally resolved measurements of physical loads in manufacturing processes.*, 65th CIRP General Assembly, 2015, Cape Town, 23.–29. August 2015
- [3] DUMSTORFF, G. AND LANG, W. *Printed Sensor for Integrating in Aluminum during Casting.*, Sensors, 2015, Nürnberg, 19.–21. Mai 2015

- [4] DUMSTORFF, G., KOLKWITZ, B., SARMA, M., HEINZEL, C., AND LANG, W., *Sensorial Steel: In-Situ Measurement of Strains and Temperatures during Grinding by Workpiece Integrated Thin Film Sensors.*, Sensors, 2014 IEEE , Poster-Session, 2-5 Nov. 2014
- [5] DUMSTORFF, G., AND LANG, W., *Strain gauges — Volume embedding vs. surface application*, Sensors, 2014 IEEE, 2-5 Nov. 2014
- [6] DUMSTORFF, G., AND LANG, W. . *Resistive silicon microstructure for embedding in aluminium during casting.* In Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2014 IEEE/ASME International Conference on (pp. 582-586). IEEE, July, 2014.
- [7] DUMSTORFF, G., AND LANG, W.: *Failure of Silicon Substrates Embedded in Epoxy Resin. 2nd International Conference on System-integrated Intelligence: New Challenges for Product and Production Engineering*, Bremen, Procedia Technology, 15, 216-220, July, 2014
- [8] DUMSTORFF, G., R. BERGANSKI, E. BRAUNS, H. STRURM UND W. LANG: *Flexible Flow Sensors - Packaging and Applications.* In: Sensoren und Messsysteme 2014, Juni 2014.
- [9] KIBBEN, SIMON; KROPP, MIRON; DUMSTORFF, GERRIT; KOERDT, MICHAEL; LANG, W. AND VOLLERTSEN, FRANK: *Bend sensor based on fibreoptics and concept for a compact evaluation unit.* 1st Joint Symposium on System-integrated Intelligence New Challenges for Product and Production Engineering, Hannover, 27.-29. Juni, 2012
- [10] KIBBEN S., KROPP M., DUMSTORFF G., SEEFELD T., LANG W., VOLLERTSEN F. *Fiber Bragg grating based bend sensor with compact evaluation unit, 1st EOS Topical Meeting on Micro- and Nano- Optoelectronic Systems* Bremen, 6.-9. Dezember, 2011
- [11] KIBBEN, S., KROPP, M., DUMSTORFF, G., SEEFELD T., LANG W., VOLLERTSEN F.: *Fiber optic bend sensor with precise angle resolution and compact evaluation unit.* Euromat 2011 Conference, Montpellier (Frankreich), 12.-15. September, 2011
- [12] GOJ, B., DITTRICH, L., DUMSTORFF, G., ERBE, T., AND HOFFMANN, M. *Entwurf und Herstellung hybrider dreiachsiger Sensormodulkonzepte.* MikroSystemTechnik, 2011

Andere Veröffentlichungen

- [1] DUMSTORFF, G. AND LANG, W. (2015). *Materialintegrierte Mikrosensoren - Generierung von Messdaten aus dem Material heraus durch integrierte Mikrosensoren.* Industrie Management Schwerpunktheft "Kognitive Systeme", vol. 31, pp. 33-36, 2015

Danksagung

Keine Schuld ist dringender, als die, Dank zu sagen.

Marcus Tullius Cicero

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr. Lang danke ich sehr herzlich für die Möglichkeit, am IMSAS zu promovieren. Seine intensive Betreuung in diesen Jahren, verbunden mit zahlreichen Diskussionen, hat mir nicht zuletzt den Weg bereitet, auch nach meiner Dissertation in der Forschung zu verbleiben. Herrn Prof. Dr. Paul danke ich herzlich für die Übernahme des Zweitgutachtens, sowie dem großen Interesse, das er meiner Arbeit entgegengebracht hat. Bei Herrn Prof. Dr. Heinzl und Herrn Prof. Dr. Vellekoop bedanke ich mich herzlich für die Übernahme der Prüfertätigkeit während meines Promotionskolloquiums.

Ein besonderer Dank gilt Eike Brauns und Cord Winkelmann für die wertvollen fachlichen Diskussionen, die technologische Unterstützung, sowie die Korrekturen meiner Dissertation. Benjamin Kolkwitz danke ich für die Durchführung und Diskussion der Schleifexperimente und dem Korrekturlesen von Kapitel 6. Christoph Pille danke ich für die Zusammenarbeit und das ständige Feedback im Bereich des Eingießens von Sensoren in Aluminium. Lukas Brandho gilt mein Dank für den Bereich der Entwicklung von elektronischen Komponenten und Messplätzen.

Weiterhin bedanke ich mich bei allen wissenschaftlichen und technischen Mitarbeitern für ihre Unterstützung und den kollegialen Zusammenhalt. Besonders hervorheben möchte ich an dieser Stelle Andre Bödecker, Christian Habben, Ibo Ersöz, Eva-Maria Meyer und Kai Burdorf.

Roland Zeckeli, Mita Sarma, Heitham Hamze und Awais Khan danke ich für die Anfertigung Ihrer studentischen Arbeiten im Rahmen meiner Dissertation, sowie Nathalie Bruger, Michael Buchholz und Melanie Kirsch für ihre Abschlussarbeiten im Rahmen der Berufsausbildung zum Mikrotechnologen. Ein besonderer Dank gilt meinem HiWi Marcel Reimers, der mich bei vielen Simulationen und Messungen während der gesamten Promotion unterstützt hat.

Mein größter Dank gilt meiner Familie: meinen Eltern für die Unterstützung aller meiner Vorhaben und das Vertrauen in mich, an meiner Freundin Lisa für die moralische Unterstützung und die unendliche Geduld, wenn ich mich an vielen Wochenenden meiner Arbeit gewidmet habe und Holger Barz für das näle Korrekturlesen der Dissertation.