

**Untersuchungen an
Silizium-Verformungskörpern
für die Anwendung in der
Präzisions-Kraftmess- und Wägetechnik**

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)

vorgelegt der
Fakultät für Maschinenbau der
Technischen Universität Ilmenau

von Herrn
Dipl.-Ing. Sascha Mäuselein
geboren am 16.03.1978 in Einbeck / Deutschland

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Jäger
Technische Universität Ilmenau

Dir. u. Prof. Dr.-Ing. Roman Schwartz
Physikalisch-Technische Bundesanstalt Braunschweig

Prof. Dr.-Ing. habil. Klaus Hasche
Physikalisch-Technische Bundesanstalt Braunschweig

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachbereich „Masse“ der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt (PTB) in Braunschweig im Rahmen einer Forschungsk Kooperation mit der Fa. Sartorius AG entstanden.

Der Fa. Sartorius AG danke ich für die gute Zusammenarbeit und die Förderung des Projektes. Besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Phys. M. Eger und Herrn Dr.-Ing. V. Relling für die beratenden Gespräche und die Unterstützung bei der Herstellung von Silizium-Wägezellen.

Mein außerordentlicher Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h. c. Dr. h. c. mult. G. Jäger für die kompetente und intensive Betreuung meiner Arbeit. Den Mitarbeitern des Institutes für Prozess-, Mess- und Sensortechnik der TU-Ilmenau, speziell Herrn Dipl.-Ing. M. Kühnel, danke ich sehr für ihre Kooperation und Unterstützung bei meinen experimentellen Untersuchungen.

Meinen Kolleginnen und Kollegen der PTB, insbesondere der Arbeitsgruppe „Waagen“, danke ich für ihre Unterstützung und das angenehme Arbeitsumfeld. Außerordentlicher Dank gilt Herrn Dir. u. Prof. Dr.-Ing. R. Schwartz für die Förderung und Betreuung meiner Arbeit. Herrn Dir. u. Prof. Dr.-Ing. P. Zervos und Herrn Dr.-Ing. O. Mack danke ich besonders für die zahlreichen konstruktiven Diskussionen und die Rezension meiner Manuskripte.

Kurzfassung

Konventionelle Wägezellen (WZ) mit Dehnungsmessstreifen (DMS) erreichen maximal 6 000 Teilungsschritte für eichfähige Anwendungen. Damit sind sie auf Einsatzbereiche geringer bis mittlerer Präzision beschränkt.

In der vorliegenden Arbeit wurde ein neuartiger Sensor, basierend auf der Technologie der DMS-WZ, für den Einsatzbereich hoher Präzision entwickelt und untersucht. Der Sensor besteht aus einem einkristallinen Silizium-Federkörper (Si-FK) mit Dünnschicht-DMS. Da sich einkristallines Si bei Belastung ideal elastisch verformt, sind Zeitabhängigkeiten und Hysterese des Si-FKs vernachlässigbar gering. Die Applikation der DMS mittels Dünnschichtverfahren führt zu einer direkten Verbindung zwischen FK und DMS. Aus diesem Grund sind die Zeitabhängigkeiten während der Dehnungsübertragung vom FK zum DMS im Vergleich zu konventionellen Klebverfahren erheblich reduziert und die Reproduzierbarkeit der Dehnungsmessung ist deutlich erhöht.

Die mechanischen Eigenschaften der Si-FK werden neben der Geometrie maßgeblich von der Orientierung des anisotropen Si im FK bestimmt. Numerische Berechnungen mit der Finiten Elemente Methode führten zu einer für Si optimierten FK-Geometrie und zeigten die Einflüsse verschiedener Orientierungen des Si. Weiterhin wurde eine geeignete Einspannung des FKs entwickelt, die einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Dehnungsverhalten im Bereich der DMS aufweist.

Zur Erforschung des last- und zeitabhängigen Verhaltens der Si-WZ, wurden fünf Si-WZ gleicher Geometrie hergestellt und experimentell untersucht. Die Untersuchungen erfolgten im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C .

Das Zeitverhalten des Messsignals der Si-WZ nach Lastwechseln unter konstanten Randbedingungen wurde im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ deutlich verbessert. Die relative Änderung des Messsignals innerhalb der ersten zehn Minuten betrug nur $2 \cdot 10^{-5}$ für Si-WZ. Zehn Minuten nach den Lastwechseln waren keine weiteren Zeitabhängigkeiten feststellbar.

Die Kennlinien der Si-WZ zeigten im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ um mehr als eine Größenordnung verbesserte Eigenschaften bezüglich Hysterese, Nullpunktsverhalten und Reproduzierbarkeit der Messwerte. Die Nichtlinearität war vergleichbar mit derer konventioneller DMS-WZ und muss beim Einsatz der Si-WZ in Bereichen mit hohen Anforderungen an die Präzision kompensiert werden.

Zur Bewertung des Einsatzbereiches der Si-WZ, wurden die Messdaten bezüglich Nichtlinearität und Temperaturverhalten digital kompensiert und in Anlehnung an die internationale OIML-Empfehlung R60, zur Prüfung von WZ für eichpflichtige Anwendungen, ausgewertet. Die anhand der Kriech- und Richtigkeitsprüfung bewerteten Si-WZ erreichten mehr als 30 000 Teilungsschritte für eichfähige Anwendungen.

Die vorliegende Arbeit zeigt, dass Si-WZ mit Dünnschicht-DMS unter Anwendung digitaler Kompensationsverfahren für den Einsatzbereich hoher Präzision in der Wäge- und Kraftmesstechnik bestens geeignet sind.

Abstract

Conventional load cells (LCs) with strain gauges (SGs) maximally reach 6 000 graduations for applications admissible for verification. They are thus limited to fields of application with low to medium accuracy.

In the present work, a novel sensor based on the technology of SG LCs for high-accuracy applications has been developed and investigated. The sensor consists of a mechanical single-crystal silicon spring with thin-film SGs. As single-crystal Si shows - in the ideal case - an elastic deformation in the case of loading, time dependences and hysteresis of the mechanical silicon spring are negligibly small. Application of the SGs by means of thin-film procedure leads to a direct connection between mechanical spring and SG. This is why the time dependences during strain transfer from the mechanical spring to the SG are considerably reduced compared to conventional adhesive bonding, and the reproducibility of the strain measurement is considerably increased.

In addition to the geometry, the mechanical properties of the mechanical silicon spring are decisively determined by the orientation of the anisotropic Si in the mechanical spring. Numerical calculations with the Finite Element Method furnished a geometry of the mechanical spring optimized for Si and showed influences of different orientations of the Si. Furthermore, a suitable clamping of the mechanical spring has been developed which shows a negligible influence on the strain behaviour in the area of the SG.

To investigate the load- and time-related behaviour of the Si LCs, five Si LCs of identical geometry were manufactured and investigated by experiment. The investigations were performed in the temperature range from $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ to $40\text{ }^{\circ}\text{C}$.

After a load change under constant marginal conditions, the behaviour of the measurement signal of the silicon load cell with time was considerably improved, compared to conventional SG LCs. During the first ten minutes, the relative change of the measurement signal amounted to only $2 \cdot 10^{-5}$ for Si LCs. Ten minutes after the load changes, no additional time dependences could be detected.

Compared to conventional SG LCs, the characteristics of the Si load cells showed improved properties (by more than one order) regarding the hysteresis, the zero point behaviour and the reproducibility of the measurement values. Non-linearity was comparable to that of conventional SG LCs and must be compensated when Si LCs are used in ranges with high accuracy requirements.

To evaluate the field of application of the Si LCs, the measurement data were digitally compensated with respect to non-linearity and temperature behaviour and evaluated on the basis of the international OIML Recommendation R60 on the testing of load cells for applications subject to legal control. The Si LCs evaluated on the basis of the creep and weighing performance test achieved more than 30 000 graduations for applications admissible to verification.

The present work shows that Si LCs with thin-film SGs are optimally suited for high-accuracy applications in weighing and force measuring techniques when digital compensation procedures are used.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	III
Kurzfassung	V
Abstract	VII
Inhaltsverzeichnis	IX
Symbolverzeichnis	XIII
Abkürzungsverzeichnis	XV
1 Einleitung und Überblick	1
2 Theoretische Grundlagen zum mechanischen Verhalten von Silizium-Federkörpern	6
2.1 Eigenschaften von einkristallinem Silizium	6
2.1.1 Kristallographische Eigenschaften	6
Die Atombindungen von Metallen und Kristallen	6
Kristallstruktur von Silizium	6
Beschreibung der Richtungen durch Millersche Indizes	8
Anisotrope Eigenschaften von Silizium	8
Materialparameter von Silizium, Aluminium und Stahl im Vergleich	9
2.1.2 Mechanisches Verhalten unter Kraffteinwirkung	10
Elastisches Verhalten	10
Kriechen	11
Bruchverhalten	12
2.2 Voruntersuchungen zum Materialverhalten von Silizium beim Einsatz in Wägezellen	12
2.2.1 Analytische Berechnungen	13
Mechanische Spannung	13
Verformung	14
Dehnungsverhalten	15
Bruchverhalten	17
2.2.2 Verifizierung des numerischen Berechnungsverfahrens	18
Numerisches Modell	18
Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den analytischen Berechnungen	19

3	Numerische Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Silizium-Federkörpern	21
3.1	Untersuchungen zur Federkörpergeometrie	21
3.1.1	Anforderungen an die Federkörpergeometrie	21
3.1.2	Modelle verschiedener Federkörper in Doppelbiegebalkengeometrie	22
	Doppelbiegebalken als Parallelenker	22
	Doppelbiegebalken mit geraden Dünnstellen	23
	Doppelbiegebalken mit abgerundeten Dünnstellen	23
3.1.3	Dehnungs- und Verformungsverhalten der unterschiedlichen Geometrien	24
	Festlegung der Geometrie	26
3.1.4	Einfluss der Geometrieparameter auf das Dehnungs- und Spannungsverhalten im Federkörper	26
	Modell des Federkörpers in Doppelbiegebalkengeometrie	26
	Auswertung	27
	Variation der Breite b	28
	Variation der Höhe h	29
	Variation der Dünnstellendicke d	29
	Variation des Dünnstellenabstandes s	30
3.1.5	Festlegung der Geometrieparameter	31
3.2	Untersuchungen zum anisotropen Verhalten von Silizium	31
3.2.1	Modellbildung und untersuchte Orientierungen des Siliziums im Federkörper	32
3.2.2	Einfluss der Anisotropie auf das Dehnungsverhalten des Federkörpers	33
3.2.3	Festlegung der Orientierung des Siliziums im Federkörper	35
3.3	Untersuchungen zur Einspannung und zur Krafterleitung	35
3.3.1	Modellbildung zur Einspannung des Federkörpers	36
3.3.2	Einfluss der Einspannung auf das Dehnungsverhalten des Federkörpers	37
3.3.3	Festlegung der Einspannung und der Krafterleitung	41
3.4	Mechanisches Verhalten der herzustellenden Federkörper	41
3.4.1	Geometrie der Federkörper und Orientierung des Siliziums	41
3.4.2	Verformungs- und Dehnungsverhalten der Federkörper unter Last	42
4	Herstellung der einkristallinen Silizium-Federkörper	45
5	Experimentelle Untersuchung der Silizium-Federkörper	48
5.1	Versuchsaufbau und Messablauf	48
5.2	Auswertung	50

5.2.1	Verkipfung des Federkörpers im Versuchsaufbau	50
5.2.2	Verformung und Auslenkungsempfindlichkeit	53
5.2.3	Mechanische Nachwirkungen	54
5.2.4	Zusammenfassung der Ergebnisse	57
6	Herstellung der Silizium-Wägezellen	58
6.1	Applikation der Dünnschicht-Dehnungsmessstreifen	58
6.1.1	Beschichtung der Federkörper	58
6.1.2	Strukturierung der Schichten	59
6.2	Zusammenschaltung der Dehnungsmessstreifen zu Vollbrücken	61
6.2.1	Widerstandsabgleich der Dehnungsmessstreifen	62
6.2.2	Temperaturabhängigkeit der Dehnungsmessstreifen	63
6.2.3	Vollbrückenschaltung der Dehnungsmessstreifen	63
7	Experimentelle Untersuchungen an Silizium-Wägezellen	66
7.1	Zeitverhalten im Temperaturbereich von -10 °C bis 40 °C	66
7.2	Kennlinie im Temperaturbereich von -10 °C bis 40 °C	69
7.2.1	Beurteilung in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 376	69
7.2.2	Versuchsaufbau und Messablauf	71
7.2.3	Auswertung	72
	Empfindlichkeit	72
	Reproduzierbarkeit / Relative Wiederholpräzision	74
	Hysterese / Relative Umkehrspanne	76
	Nullpunktabweichung / Relative Nullpunktabweichung	77
	Linearität / Relative Interpolationsabweichung	78
7.2.4	Zusammenfassung der Ergebnisse	81
8	Kompensation des Temperatureinflusses und der Nichtlinearität	82
8.1	Kompensationsverfahren	82
8.2	Auswertung der kompensierten Messdaten	84
9	Bewertung in Anlehnung an die OIML Empfehlung R60	85
9.1	Genauigkeitsklassen der OIML Empfehlung R60	85
9.2	Kriechprüfung	86
9.2.1	Kriechfehler E_{Kr}	86
9.2.2	Kriechfehlerdifferenz $E_{Kr,20-30}$	86
9.2.3	Rückkehrfehler $E_{Rück}$	86
9.2.4	Klassifizierung der Silizium-Wägezellen	86
9.3	Richtigkeitsprüfung	88

9.3.1	Wägezellenfehler E_{WZ}	88
9.3.2	Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep}	88
9.3.3	Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0}	88
9.3.4	Klassifizierung der Silizium-Wägezellen	88
9.4	Bewertung des Einsatzbereiches	91
10	Zusammenfassung und Ausblick	92
Anhänge	95
A	Materialeigenschaften von einkristallinem Silizium	95
B	Zuordnung der Richtungen des Si im FK zu den definierten Orientierungen	96
C	Widerstände und Temperaturkoeffizienten der Dehnungsmessstreifen	97
D	Zuordnung der Dehnungsmessstreifen zu den Brückenwiderständen	99
E	Messdaten der Kriechmessungen	100
F	Messdaten der Untersuchungen zur Kennlinie	102
G	Auswertung der kompensierten Messdaten nach R60	110
Literatur	XVII
Veröffentlichungsliste	XXI

Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung	Einheit
A	Fläche	m^2
A_y	Auslenkung	m
$A_{y,30}$	Auslenkung 30 min nach Lastwechsel	m
$A_{y,d}$	Auslenkungsdifferenz beim Lastwechsel	m
$A_{y,lw}$	Auslenkung nach Lastwechsel	m
b'	Relative Wiederholpräzision	%
E	Elastizitätsmodul	N / m^2
E	Empfindlichkeit der WZ	$mV \cdot V^{-1} \cdot kg^{-1}$
E_ε	Dehnungsempfindlichkeit	1 / N
E_w	Auslenkungsempfindlichkeit	m / N
E_{Kr}	Kriechfehler einer Wägezelle	kg
E_{Rep}	Reproduzierbarkeitsfehler einer Wägezelle	kg
E_{WZ}	Wägezellenfehler	kg
F	Kraft	N
ε	Dehnung	-
f_0	Relative Nullpunktabweichung	%
f_c	Relative Interpolationsabweichung	%
G	Schubmodul	N / m^2
γ	Scherung	-
I_z	Flächenmoment 2. Grades	m^4
i	Nummer der Messreihe	-
k	Federkonstante	N / m
k	k-Faktor	-
L	Last einer Wägezelle	kg
L_{max}	Maximale Last einer Wägezelle	kg
l_0	Ausgangslänge	m
Δl	Längenänderung	m
M_b	Biegemoment	N / m
MN_r	Relative mechanische Nachwirkung	-

Symbol	Bezeichnung	Einheit
N_x	Normalkraft	N
n	Nummer der Laststufe	-
n_{max}	Anzahl der Teilungswerte einer Wägezelle	-
ν	Querkontraktionszahl	-
ν	Kleinster Teilungswert einer Wägezelle für eichfähige Anwendungen	kg
ν_{min}	Kleinster möglicher Teilungswert einer Wägezelle für eichfähige Anwendungen	kg
ρ_{lc}	Aufteilungsfaktor	-
$R_{1...4}$	Brückenwiderstände	Ω
S	Messsignal der Wägezelle	mV / V
\underline{S}	Nachgiebigkeitsmatrix	m ² / N
U_M	Ausgangssignal der Brückenschaltung	V
U_S	Speisespannung der Brückenschaltung	V
σ	mechanische Spannung	N / m ²
u	Relative Umkehrspanne	%
W	Wägewert	kg
w	Durchbiegung	m
${}^n X_b^i$	Berechneter Wert der n. Laststufe der i. Messreihe	-
X_{max}^i	Maximaler Messwert der i. Messreihe	-
X_{nach}^i	Messwert nach der i. Messreihe	-
X_{vor}^i	Messwert vor der i. Messreihe	-
${}^n X^i$	Messwert der n. Laststufe der i. Messreihe bei zunehmender Belastung	-
${}^n X',i$	Messwert der n. Laststufe der i. Messreihe bei abnehmender Belastung	-

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
EMK	elektromagnetische Kraftkompensation
EN	Europäische Norm
Fa.	Firma
FEM	Finite Elemente Methode
FK	Federkörper
FG	Fehlergrenze
Gl.	Gleichung
Kap.	Kapitel
MN	mechanische Nachwirkungen
Nr.	Nummer
OIML	Organisation Internationale de Métrologie Légale
PTB	Physikalisch-Technische Bundesanstalt
ISO	International Organization for Standardization
ISO376	DIN EN ISO 376, siehe [19]
OIML	Organisation Internationale de Métrologie Légale
R60	OIML Recommendation 60, siehe [10]
s.	siehe
Si	Silizium
Tab.	Tabelle
TK	Temperaturkoeffizient
WZ	Wägezelle
z. B.	zum Beispiel

1 Einleitung und Überblick

In der Wägetechnik sind in Abhängigkeit von der geforderten Präzision zwei Messprinzipien dominierend. In Anwendungen mit bis zu 6 000 eichfähigen Teilungswerten kommen Sensoren mit mechanischen Federkörpern (FK) zum Einsatz [2]. Die FK werden unter Kraftereinwirkung elastisch verformt. Die Verformung verursacht eine Dehnung des FKs, die über aufgeklebte Dehnungsmessstreifen (DMS) elektrisch ausgewertet wird [3, 4]. In Anwendungen hoher Präzision (besser als 10^{-4}) können diese Sensoren bislang nicht eingesetzt werden [1]. Hier werden fast ausschließlich Sensoren, die nach dem Prinzip der elektromagnetischen Kraftkompensation (EMK) arbeiten, eingesetzt [23]. Bei dem Prinzip der EMK wird mittels Permanentmagnet und Spule eine elektromagnetische Kraft in der Größe der Gewichtskraft erzeugt, die der Gewichtskraft entgegengerichtet ist. Aus dem zur Erzeugung der elektromagnetischen Kompensationskraft erforderlichen Spulenstrom wird auf die Gewichtskraft geschlossen [2]. Andere Messprinzipien, die beispielsweise nach dem Schwingsaiten-Prinzip arbeiten [25, 26] oder die Verformung von Federkörpern kapazitiv auswerten [22], haben sich nicht bzw. nur für Spezialanwendungen durchgesetzt [24].

In der Kraftmesstechnik werden nahezu ausschließlich Sensoren, die nach dem Prinzip der Verformung von FK mit DMS arbeiten, eingesetzt. Die Präzision dieser Sensoren für die Kraftmessung beträgt bis zu $1 \cdot 10^{-5}$.

Das Ziel dieser Arbeit ist es, einen neuen Sensor für den Einsatzbereich hoher Präzision zu entwickeln und zu untersuchen. Der neue Sensor soll das Potential bieten, Präzisionsbereiche zu erschließen, die in der Wägetechnik bislang nur mittels EMK-Technologie erreicht werden und die in der Kraftmesstechnik für die Verwendung als Transfornormal geeignet sind.

Die vorliegende Arbeit bezieht sich auf das Messprinzip der Verformung von FK mit DMS und ist schwerpunktmäßig im Bereich der Wägetechnik angeordnet. Die Sensoren zur Bestimmung der Gewichtskraft von Massen im Schwerfeld der Erde werden als Wägezellen (WZ) bezeichnet [5].



Abbildung 1.1: DMS-Wägezelle aus Aluminium für einen Lastbereich bis 100 kg mit 6 000 Teilungswerten für eichfähige Anwendungen. Quelle: Sartorius AG

Zeitabhängigkeiten im Signalverlauf sind ein wesentlicher Faktor, der die Präzision konventioneller DMS-WZ (s. Abbildung 1.1) begrenzt. Zeitabhängige Signalverläufe unter konstanten Randbedingungen resultieren aus zeitlichen Effekten im Verfor-

mungsverhalten des FKs, die als mechanische Nachwirkungen (MN) bezeichnet werden, und den Krieeffekten resultierend aus der Dehnungsübertragung vom FK zum DMS (DMS-Kriechen).

Die MN der metallischen FK werden unter anderem von thermischen Ausgleichsprozessen nach Lastwechseln, atomaren Diffusionsprozessen und plastischen Verformungen an Korngrenzen verursacht. Da die MN neben der Temperatur auch von der Vorgeschichte des Materials abhängen, sind sie schwer zu charakterisieren.

Das DMS-Kriechen hängt u. a. von der Materialzusammensetzung und Alterung des Klebers, der Umgebungsfeuchtigkeit und -temperatur sowie der Geometrie der DMS ab. Das DMS-Kriechen wird bei konventionellen WZ zur teilweisen Kompensation der MN genutzt. Diese Kompensation kann aufgrund einer Vielzahl zu berücksichtigender Zeitkonstanten nicht berechnet werden und beruht weitestgehend auf den Erfahrungen der einschlägigen Hersteller, wie z. B. der Fa. Sartorius AG. WZ für hohe Anforderungen werden in der Regel gezielt selektiert.

An der TU-Ilmenau wurde eine interferenzoptische WZ mit einem nichtmetallischen FK entwickelt. Der verwendete FK besteht aus amorphem SiO_2 (Quarz) und hat die Geometrie einer Biegeplatte [12]. Die Verformung des FKs unter Last wird über die Auslenkung der Biegeplatte interferenzoptisch erfasst. Die WZ aus Quarz zeigt im Vergleich zu DMS-WZ deutlich geringere MN [11].

Untersuchungen anhand eines interferenzoptischen Kraftsensors (s. Abbildung 1.2) zum mechanischen Verhalten verschiedener Materialien des FKs zeigen, dass kristalline Materialien im Vergleich zu metallischen Materialien bessere mechanische Eigenschaften aufweisen [8]. Die MN von Quarz und einkristallinem Si liegen in der gleichen Größenordnung [9].

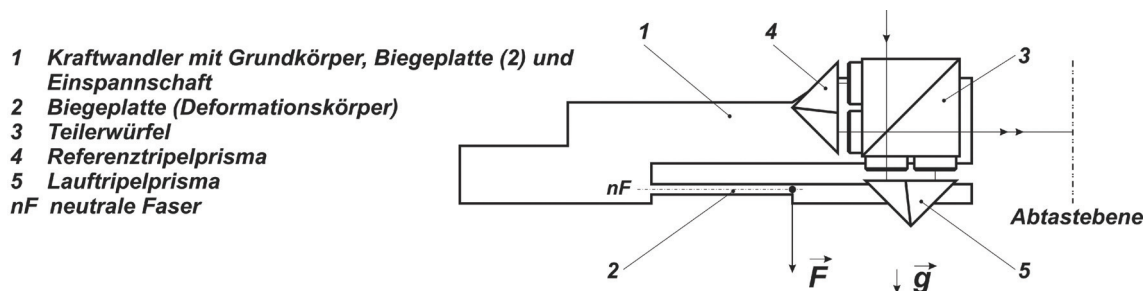


Abbildung 1.2: Interferenzoptischer Kraftsensor zur Untersuchung der mechanischen Eigenschaften von Verformungskörpern.
Quelle: [8]

Die in dieser Arbeit neu entwickelte DMS-WZ (s. Abbildung 1.3) besteht aus einem einkristallinen Silizium-FK. Si wird verwendet, da es aus der Branche der Halbleiterindustrie in sehr hoher Reinheit zur Verfügung steht und seine Materialeigenschaften durch genau bestimmte Materialkonstanten beschreibbar sind [7]. Die gerichteten kovalenten Atombindungen des Si führen zu nahezu ideal elastischen, anisotropen mechanischen Eigenschaften, die in Kapitel 2.1 vorgestellt werden [6]. Allerdings erfordert das spröde Materialverhalten von Si besondere Beachtung [13]. Daher wird in

Kapitel 2.2 das mechanische Verhalten am Beispiel einer Blattfeder auf die Eignung als FK-Material theoretisch untersucht.

Die Geometrie des FKs wird in Anlehnung an konventionelle DMS-WZ als Doppelbiegebalken ausgeführt. Die Dünnstellen wirken wie Gelenke, so dass eine Parallelführung entsteht. Bei exakter Fertigung wird auf diese Weise u. a. die weitgehende Unabhängigkeit von der Kräfteinleitungsposition erreicht [2]. Zur Festlegung der

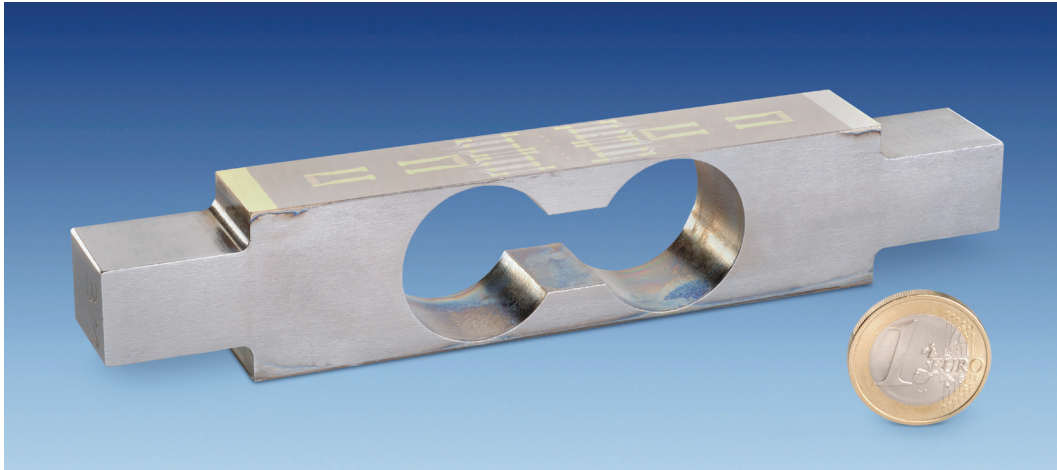


Abbildung 1.3: Wägezelle aus einkristallinem Silizium mit Dünnschicht-Dehnungsmessstreifen.

Geometrieparameter werden in Kapitel 3 numerische Untersuchungen anhand der Finiten Elemente Methode (FEM) durchgeführt. Im ersten Abschnitt werden drei ausgewählte Geometrien bezüglich Verformungs- und Dehnungsverhalten untersucht und die Geometrie mit den besten mechanischen Eigenschaften wird als Grundgeometrie ausgewählt. Die Geometrieparameter, wie Dünnstellendicke und Länge des FKs, beeinflussen wesentlich das mechanische Verhalten des FKs. Der Einfluss der Geometrieparameter wird im zweiten Abschnitt untersucht und die optimalen Parameter werden bestimmt. Entscheidend für das mechanische Verhalten des FKs ist die Orientierung des anisotropen Si im FK (s. Abbildung 1.4). Im dritten Abschnitt werden ausgewählte Orientierungen des Si im FK diskutiert und es werden vier Orientierungen festgelegt, die im weiteren Verlauf der Arbeit experimentell untersucht werden. Die Art der Einspannung und die Art der Kräfteinleitung müssen auf das spröde Materialverhalten von Si abgestimmt sein. Der Einfluss von Einspannung und Kräfteinleitung auf die mechanische Dehnung im Dünnstellenbereich sollte so gering wie möglich sein. Entsprechende Untersuchungen werden im vierten Abschnitt durchgeführt. Am Ende des Kapitels 3 wird das Verformungs- und Dehnungsverhalten der hergestellten Si-FK dargestellt.

Für die experimentellen Untersuchungen wurden fünf Si-FK gleicher Geometrie mit vier verschiedenen Orientierungen des Si im FK hergestellt, von denen drei in Abbildung 1.4 dargestellt sind. Aus den spröden Materialeigenschaften von Si und der späteren DMS-Applikation mit dem Verfahren der Dünnschichttechnik resultieren hohe Anforderungen an die Fertigung, die in Kapitel 4 vorgestellt werden.

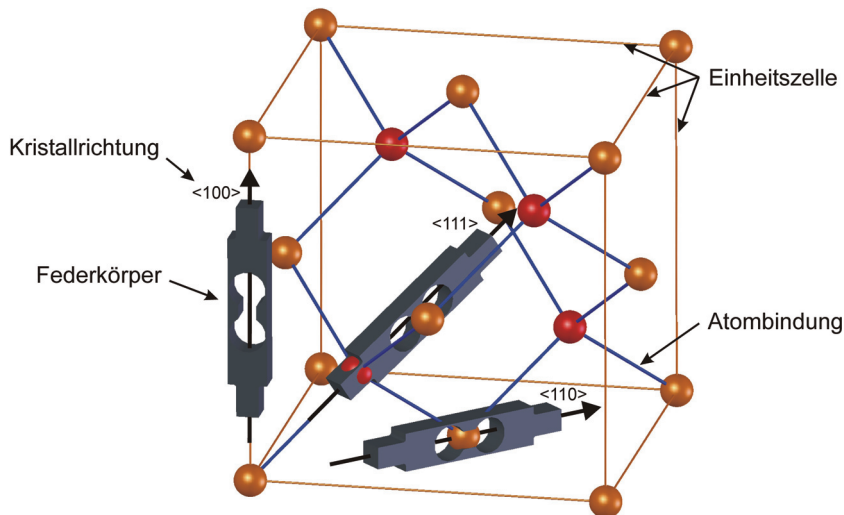


Abbildung 1.4: Schematische Darstellung verschiedener Orientierungen des Siliziums im Federkörper, wie sie in der Arbeit verwendet werden.

Das messtechnische Verhalten der Si-WZ wird im Wesentlichen durch die mechanischen Eigenschaften des Si-FKs bestimmt. Daher werden die Verformung des Si-FKs unter Last und die MN des Si-FKs in Kapitel 5 experimentell untersucht. Für diesen Zweck wird die Verformung der Oberfläche des Si-FKs bei Belastung mit einem Fizeau-Interferometer der Fa. Zygo optisch gemessen. Da das eingesetzte Messverfahren die Oberflächentopologie mit einem Messzyklus erfasst, ist es möglich, die Verkippung des Si-FKs im Versuchsaufbau unter Last zu ermitteln. Erst durch die Korrektur der Verkippung wird es möglich, die MN mit der erforderlichen Präzision zu bestimmen.

Die Verformung der Si-FK bei Belastung führt zu Dehnungen und Stauchungen, die im Bereich der Dünnstellen maximal sind. An diesen Positionen werden mit dem Dünnschichtverfahren der Sputterdeposition DMS appliziert. Diese Technologie wird bei der Fa. Sartorius AG für den Bereich der Hochtemperatur-WZ erfolgreich eingesetzt (s. Abbildung 1.5) [17]. Gegenüber geklebten Folien-DMS zeigen Dünnschicht-DMS ein deutlich geringeres DMS-Kriechen [43]. In Verbindung mit metallischen FK ist ein geringes DMS-Kriechen nicht immer vorteilhaft, da hier das DMS-Kriechen zur Kompensation der MN des FKs genutzt wird [16]. In Kombination mit den Si-FK, die vernachlässigbar geringe MN zeigen, ist ein geringes DMS-Kriechen sehr vorteilhaft.

In Kapitel 6 wird gezeigt, dass für eine hohe Empfindlichkeit der DMS bezüglich der Dehnungen des FKs eine optimale Positionierung der DMS in den Bereichen maximaler Dehnungen und Stauchungen und eine optimale Gestaltung der DMS-Geometrie entscheidend sind. Im weiteren Verlauf dieses Kapitels werden das eingesetzte Dünnschichtverfahren und die weiteren Schritte zur Fertigung der Si-WZ wie beispielsweise der Widerstandsabgleich der einzelnen DMS geschildert.



Abbildung 1.5: Mit Dünnschichttechnologie hergestellte Hochtemperatur-WZ mit Dünnschicht-DMS. Quelle: Sartorius AG

Um die Dehnungen der DMS elektrisch zu messen, werden vier DMS zu einer Vollbrücke verschaltet und das Brückensignal wird mit einem Präzisionsmessverstärker erfasst. Durch die Brückenschaltung wird die Empfindlichkeit erhöht und Temperatureinflüsse auf die DMS werden weitestgehend kompensiert. Zur bestmöglichen Temperaturkompensation innerhalb der Brückenschaltung werden in Kapitel 6 die Temperaturkoeffizienten (TKn) der einzelnen DMS gemessen und es werden jeweils vier DMS mit ähnlichen TKn zur Brücke verschaltet.

Das messtechnische Verhalten der Si-WZ innerhalb des Temperaturbereiches von -10°C bis 40°C wird im Kapitel 7 charakterisiert. Im ersten Abschnitt wird das zeitabhängige Verhalten nach Lastwechseln anhand von Kriechmessungen untersucht. Hier werden deutliche Verbesserungen im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ gezeigt. Untersuchungen zur Kennlinie folgen im zweiten Abschnitt. Neben der Empfindlichkeit werden Reproduzierbarkeit, Hysterese, Linearität und Nullpunkt in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 376 [19], die zur Kalibrierung und Klassifizierung von Kraftmessgeräten eingesetzt wird, untersucht.

Im dritten Abschnitt werden die Messdaten bezüglich Temperaturverhalten und Nichtlinearität kompensiert.

Am Ende des Kapitels 7 werden die Si-WZ anhand der kompensierten Messdaten in Anlehnung an die Empfehlung R60 [10] der Organisation Internationale de Métrologie Légale (OIML), die zur Prüfung von WZ im Bereich des gesetzlichen Messwesens eingesetzt wird, bewertet.

Einsatzbereiche der Si-WZ und zukünftige Aspekte werden im abschließenden Kapitel aufgezeigt.

2 Theoretische Grundlagen zum mechanischen Verhalten von Silizium-Federkörpern

Die atomaren Eigenschaften wie Bindungsart und Kristallstruktur des Halbleiters Si unterscheiden sich grundlegend von denen der Metalle. Aus den im Folgenden dargestellten kristallographischen Eigenschaften von Si resultiert ein anisotropes Materialverhalten. Wie im zweiten Teil geschildert wird, beeinflusst die Anisotropie die mechanischen Eigenschaften von einkristallinem Si maßgeblich. Daher hängen die mechanischen Eigenschaften des Si-FKs wesentlich von der Orientierung des Si im FK ab.

Aus der Kristallstruktur von Si resultiert neben nahezu ideal elastischen Eigenschaften ein sprödes Materialverhalten. Aus diesem Grund wird im zweiten Abschnitt die prinzipielle Eignung von Si als FK-Material anhand analytischer Betrachtungen an einer Si-Blattfeder gezeigt.

2.1 Eigenschaften von einkristallinem Silizium

2.1.1 Kristallographische Eigenschaften

Die Atombindungen von Metallen und Kristallen

Die unterschiedlichen Eigenschaften von Metallen und einkristallinen Materialien gehen auf die Art der Atombindungen zurück. Die metallische Bindung führt zu einer nicht voll besetzten Elektronenschale der einzelnen Atome. Dieses spiegelt sich in geringen Bindungsenergien im Bereich von 0,1 eV bis 0,3 eV zwischen zwei Atomen wider. Allerdings hat jedes Atom in Metallen eine große Anzahl nächster Nachbarn, so dass sich insgesamt relativ hohe Bindungsenergien von 1,3 eV bis 3,5 eV ergeben [28].

Die kovalenten Bindungen in Kristallen zeichnen sich durch hohe Bindungsenergien von etwa 1 eV je Bindung aus. Aufgrund der im Vergleich zu Metallen kleineren Anzahl nächster Nachbarn ist der Unterschied in der gesamten Bindungsenergie jedoch geringer und beträgt etwa das Doppelte der typischen Bindungsenergie von Metallen [28].

Im Gegensatz zur metallischen Bindung, bei der die freien Elektronen nicht zu bestimmten Atomen zugeordnet werden können, ist die kovalente Bindung, bei der sich je zwei Atome zwei Elektronen teilen, gerichtet. Aus der Richtungsabhängigkeit der Bindung ergeben sich konstante Bindungswinkel. Dieses ist der Grund für die hohe Härte, die geringe Plastizität und die starke Sprödigkeit von Einkristallen.

Kristallstruktur von Silizium

Einkristalle lassen sich durch regelmäßige periodische Anordnung von Gitterbausteinen, den Einheitszellen, beschreiben. Die räumlich kleinsten Einheitszellen werden Elementarzellen genannt. Anhand der Elementarzellen erfolgt die Klassifikation der unterschiedlichen Kristalle. Insgesamt gibt es sieben Kristallsysteme mit 14 Elemen-

tarzellen. Die Einteilung der Kristallsysteme erfolgt anhand der möglichen Symmetrioperationen, die das Kristallgitter unverändert lassen. Abbildung 2.1 a) zeigt die Elementarzelle eines flächenzentrierten Gitters aus dem kubischen Kristallsystem. Die Kantenlängen a , b und c sind hier gleich lang und die Winkel zwischen den Kanten betragen 90° .

Die kovalenten Bindungen des Si entstehen aus der Überlagerung der Valenzzustände von drei p-Orbitalen und einem s-Orbital. Aus diesem sp^3 -Hybridzustand resultiert die Tetraedercharakteristik der Si-Bindungen, die in Abbildung 2.1 b) dargestellt ist. Im aus Tetraederbindungen aufgebauten Si-Kristall besitzt jedes Atom vier nächste und zwölf übernächste Nachbarn. Die Zugehörigkeit von Si zum kubischen Kristallsystem ergibt sich daraus, dass jeweils vier Tetraeder eine kubische Zelle bilden. Die Kristallstruktur entspricht dem Diamant-Typ, d. h. die Einheitszelle von Si bildet ein kubisch-flächenzentriertes Gitter mit einer Basis aus zwei um eine viertel der Raumdiagonalen verschobenen Atomen [30].

In Abbildung 2.1 c) ist eine Einheitszelle des Si dargestellt, wobei die kovalenten Tetraederbindungen hervorgehoben sind. Die Gitterstruktur lässt sich anschaulich durch zwei ineinander gestellte kubisch-flächenzentrierte Gitter beschreiben, die in Richtung der Gitterdiagonalen um eine viertel Einheit versetzt sind. Zur Veranschaulichung sind die Atome des einen kubisch-flächenzentrierten Gitters rot und die des anderen Gitters orange dargestellt.

Die Gitterkonstante von Si beträgt 543 pm und der Durchmesser der Si-Atome ist in dieser Bindungsanordnung 111 pm [30]. Die relative Raumfüllung der Atome in Diamantstruktur liegt mit 34 % unter dem halben Wert für die dichtest mögliche Kugelpackung. Daraus resultiert die geringe Dichte des Si von $2,3 \cdot 10^{-3} \text{ kg/m}^3$. Die trotz der geringen Dichte hohe Bindungsenergie und Härte resultiert, wie erwähnt, aus den festen und gerichteten kovalenten Atombindungen.

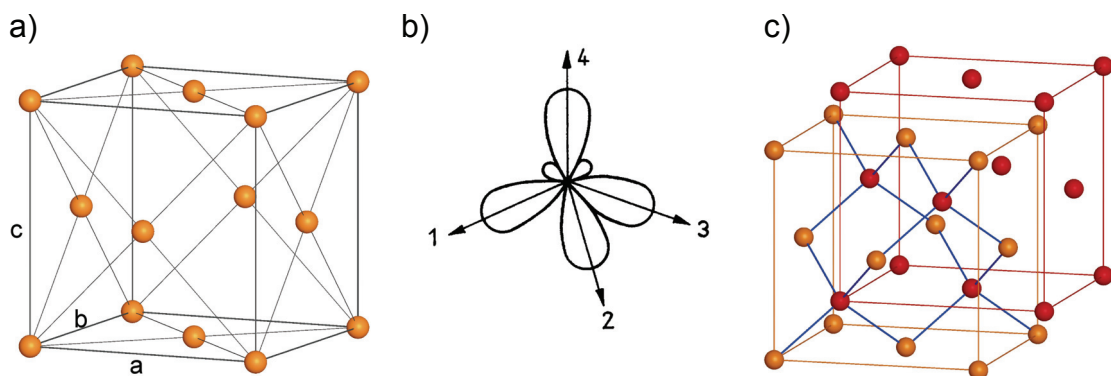


Abbildung 2.1: a) Elementarzelle eines kubisch flächenzentrierten Gitters mit den Kantenlängen a , b , c .
 b) Valenzzustände von Silizium bei tetraedrischer Bindung. Quelle [30]
 c) Einheitszelle von Silizium mit Tetraederbindungen veranschaulicht durch zwei ineinander gestellte kubisch flächenzentrierte Gitter.

Beschreibung der Richtungen durch Millersche Indizes

Aufgrund der Diamantstruktur von einkristallinem Si sind die mechanischen Eigenschaften von der Richtung abhängig. Zur Beschreibung von Kristallrichtungen und -ebenen werden im Folgenden die Millerschen Indizes verwendet [30]. Zur Bestimmung der Millerschen Indizes wird von einer Kristallebene ausgegangen, die durch die Schnittpunkte m , n , p mit den Koordinatenachsen definiert ist. Diese Ebene wird als (mnp) -Ebene bezeichnet. Alle aus Symmetriegründen äquivalenten Flächen werden durch geschweifte Klammern gekennzeichnet. Die Millerschen Indizes h , k , l ergeben sich aus der Kehrwertbildung von m , n , p und anschließender Darstellung dieses Verhältnisses in ganzen Zahlen. Das Ergebnis wird in eckigen Klammern dargestellt.

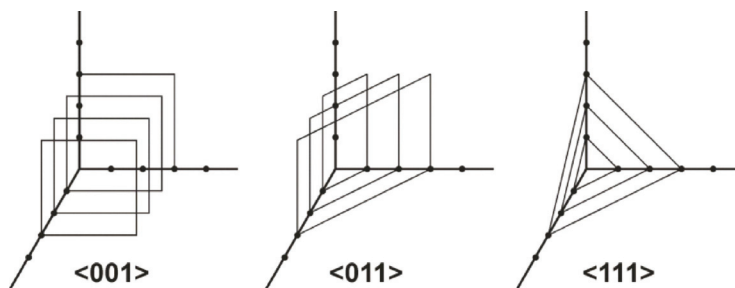


Abbildung 2.2: Äquivalente Kristallebenen im kubischen Kristallsystem bezeichnet durch Millersche Indizes.

Im kubischen Kristallsystem ist die $[hkl]$ -Richtung die Normale zu der Ebene (mnp) . Für äquivalente Richtungen werden spitze Klammern verwendet. In der Abbildung 2.2 sind die wichtigsten Ebenen dargestellt. Beispielsweise beschreibt im kubischen Kristallsystem $\langle 001 \rangle$ alle Würfelkanten, $\langle 011 \rangle$ alle Würfeldiagonalen und $\langle 111 \rangle$ alle Raumdiagonalen [28] [31].

Anisotrope Eigenschaften von Silizium

Abbildung 2.3 zeigt die wichtigsten Kristallebenen von Si anhand einer Einheitszelle. Aus den unterschiedlichen Packungsdichten und Schnittwinkeln der Atombindungen mit den Ebenen resultiert das anisotrope Verhalten von Si. Die $\{001\}$ -Ebenen sind im Vergleich zu den $\{011\}$ - und $\{111\}$ -Ebenen locker gepackt. Daraus resultiert das niedrigste E-Modul für Si in den $\langle 001 \rangle$ -Richtungen.

In den $\{111\}$ -Ebenen besitzt Si die höchste Packungsdichte und die größte Entfernung zu den Nachbarebenen. Weiterhin liegen die kovalenten Bindungen senkrecht zu den $\{111\}$ -Ebenen. Aus der hohen Packungsdichte resultiert das größte E-Modul für Si in den $\langle 111 \rangle$ -Richtungen.

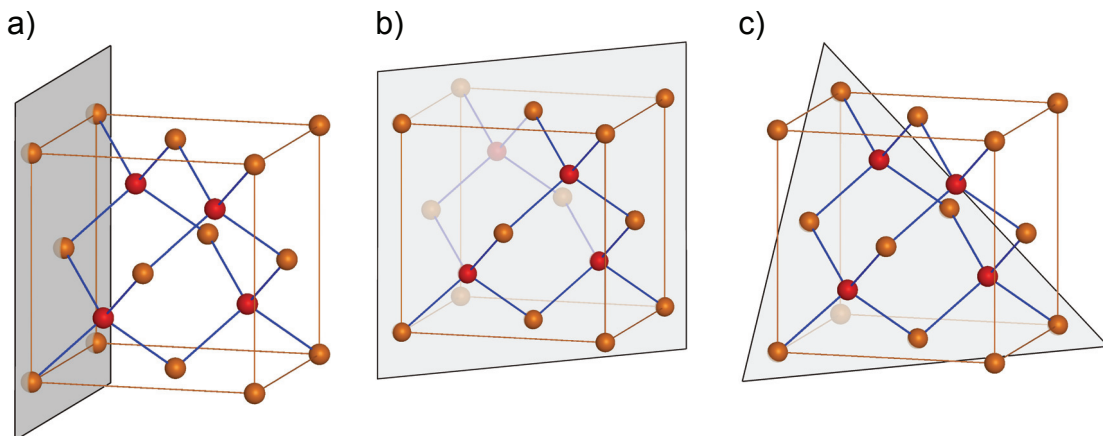


Abbildung 2.3: a) (010)-Ebene in einer Einheitszelle des Siliziums
 b) (110)-Ebene in einer Einheitszelle des Siliziums
 c) (111)-Ebene in einer Einheitszelle des Siliziums

Materialparameter von Silizium, Aluminium und Stahl im Vergleich

Tabelle 2.1 zeigt die wichtigsten Materialparameter von einkristallinem Si im Vergleich zu Stahl und Aluminium. Eine ausführliche Darstellung der mechanischen und thermischen Eigenschaften von Si findet sich im Anhang A.

Mit einer Dichte von $2,3 \text{ g/cm}^3$ ist Si leichter als Stahl und Aluminium. Aufgrund der einkristallinen Struktur treten bei Temperaturen unterhalb von 500°C keine plastischen Verformungen auf. Daraus resultieren das spröde Materialverhalten – weil die Streckgrenze mit der Bruchgrenze zusammenfällt –, die Hysteresefreiheit und die nicht vorhandene Materialermüdung [6]. Eine Materialerwärmung aufgrund der frei werdenden Energie bei plastischen Verformungen wie bei Metallen, tritt bei Si damit nicht auf [28].

Tabelle 2.1: Wichtige Materialparameter von Silizium, Aluminium und Stahl [4]

	Silizium	Aluminium	Stahl (Ck67)
Dichte in g/cm^3	2,33	2,70	7,85
Elastizitätsmodul in N/m^2	$(13-18) \cdot 10^{10}$	$7 \cdot 10^{10}$	$21 \cdot 10^{10}$
Therm. Ausdehnungsk. in $1/\text{K}$	$(2,3-2,6) \cdot 10^{-6}$	$(23-25) \cdot 10^{-6}$	$11 \cdot 10^{-6}$
Zugbruchfestigkeit in N/m^2	$(5-20) \cdot 10^7$	$(7-19) \cdot 10^7$	$(53-160) \cdot 10^7$

Der Elastizitätsmodul von Si ist aufgrund des anisotropen Materialverhaltens von der Richtung abhängig und variiert von $13 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$ für die locker gepackten $\langle 001 \rangle$ -Richtungen bis $18 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$ für die am dichtesten gepackten $\langle 111 \rangle$ -Richtungen. Die Elastizität von Si liegt damit zwischen den Elastizitäten von Stahl ($21 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$) und Aluminium ($7 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$). Die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls von Si ist geringer als bei Metallen. Dieses ist durch die im Vergleich zu Metallen kurze Bindungslänge der kovalenten Kristallbindung zu erklären, die eine stärkere Abhängigkeit der Bindungsenergie von der Entfernung aufweist. Der Einfluss von Änderungen der kinetischen Atomenergie durch Temperaturschwankungen ist daher

geringer als bei Metallen. Zudem verursacht eine Vergrößerung der kinetischen Energie der Atome aufgrund von Temperaturerhöhungen nur eine geringe Abstandsvergrößerung zwischen den Atomen [28]. Daher ist der thermische Ausdehnungskoeffizient von Si geringer als bei Metallen und liegt mit einem Bereich von (2,3-2,6) · 10⁻⁶ 1/K um den Faktor 10 unter dem Wert für Aluminium.

2.1.2 Mechanisches Verhalten unter Krafteinwirkung

Elastisches Verhalten

Zur Beschreibung der Verformung von Körpern werden Längenänderungen und Winkelverzerrungen verwendet. Die Längenänderung wird durch die Dehnung ε beschrieben. Die Dehnung ε ist definiert als die Längenänderung Δl bezogen auf die Ausgangslänge l_0 : $\varepsilon = \Delta l / l_0$. Winkelverzerrungen werden durch die Scherung γ , die der Winkeländerung eines anfänglich rechten Winkels entspricht, beschrieben: $\gamma = \Delta x / y$, wobei Δx und y senkrecht aufeinander stehen.

Der Zusammenhang zwischen mechanischen Spannungen und Dehnungen bzw. Scherungen wird mathematisch durch einen Elastizitätstensor vierter Stufe beschrieben, der die Werkstoffkennwerte für das elastische Verhalten enthält. Da die 81 Komponenten des Elastizitätstensors mit 36 unabhängigen Materialkonstanten bestimmt sind, wird im Folgenden die vereinfachte Matrixnotation nach der Voigtschen Schreibweise verwendet [28].

Das Hooksche Gesetz für den mehrachsigen Spannungszustand in der Voigtschen Schreibweise lautet:

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{S}} \cdot \underline{\underline{\sigma}} \quad (2.1)$$

mit

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad \underline{\underline{\varepsilon}} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} \quad (2.2)$$

Die Nachgiebigkeitsmatrix $\underline{\underline{S}}$ für einkristallines Si ergibt sich zu:

$$\underline{\underline{S}} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{11} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{12} & S_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

Die Form der Nachgiebigkeitsmatrix ergibt sich aus den Rotationssymmetrien des kubischen Kristallgitters. Beispielsweise verändern Drehungen von 90° um die <100>-Achsen, von 120° um die <111>-Achsen und von 180° um die <110>-Achsen die Kristalllage relativ zum Koordinatensystem nicht.

Da die rechte obere und die linke untere Teilmatrix mit Nullen gefüllt ist, verursachen Normalspannungen keine Scherverformungen und Schubspannungen keine Normaldehnungen. Die Diagonalform der unteren rechten Teilmatrix drückt aus, dass eine Schubspannung immer nur zu einer gleich orientierten Scherverformung führt.

Für ein Koordinatensystem mit zu den Einheitszellenkanten parallelen Achsen hat die Nachgiebigkeitsmatrix des kubischen Kristallsystems die gleiche Form wie für isotrope Materialien. Allerdings besteht die Nachgiebigkeitsmatrix nicht wie bei isotropen Materialien aus zwei, sondern aus drei unabhängigen Einträgen.

Die Werte der Matrixelemente betragen für einkristallines Silizium [6]:

$$\begin{aligned}
 S_{11} &= 7,68 \cdot 10^{-12} \frac{\text{m}^2}{\text{N}} \quad , \\
 S_{12} &= -2,14 \cdot 10^{-12} \frac{\text{m}^2}{\text{N}} \quad , \\
 S_{44} &= 1,25 \cdot 10^{-11} \frac{\text{m}^2}{\text{N}} \quad .
 \end{aligned}
 \tag{2.4}$$

Der Elastizitätsmodul E , der Schubmodul G und die Querkontraktionszahl ν lassen sich in Abhängigkeit von der Richtung mit den im Anhang A) angegebenen Gleichungen ermitteln. Die Werte für die drei wichtigen Richtungen <100>, <110> und <111> sind in Tabelle 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Elastizitätsmodul E , Schubmodul G und Querkontraktionszahl ν von einkristallinem Silizium in Abhängigkeit von der Richtung [hkl] [32]

Richtung [hkl]	$E_{[hkl]}$ in 10^{11} N/m^2	$G_{[hkl]}$ in 10^{10} N/m^2	$\nu_{(hkl)}$
100	1,30	7,96	0,28
110	1,69	6,21	0,21
111	1,88	5,79	0,18

Mechanische Nachwirkungen

Bei einkristallinem Si entfällt der für Metalle bei Raumtemperatur wesentliche Anteil an den MN, die Korngrenzendiffusion, praktisch vollständig, da die Korngröße für Einkristalle als unendlich angenommen werden kann. Auch das Korngrenzengleiten, das bei höheren Temperaturen für Metalle an Bedeutung gewinnt, findet in Einkristallen nicht statt [28].

MN aufgrund von Versetzungsbewegungen sind bei einkristallinem Si möglich, da in realen Einkristallen Fehlstellen und Versetzungen mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit auftreten, die von der Reinheit und Qualität des Kristallzüchtungsverfahrens abhängen. Da die Fehlstellen- und Versetzungsdichte in Einkristallen deutlich gerin-

ger ist als in Metallen und weil die Aktivierungsenergien für Leerstellenbildung und den Platzwechsel von Leerstellen bei Si größer sind als bei Metallen, sind MN aufgrund von Versetzungsbewegungen für Si deutlich kleiner als für Metalle [28].

Einkristallines Si zeigt im Vergleich zu metallischen Werkstoffen mit einem Unterschied von zwei Größenordnungen deutlich geringere MN [8] [9].

Bruchverhalten

Wie bereits erwähnt, besitzt einkristallines Si aufgrund der starken und gerichteten kovalenten Bindungen eine hohe Härte und verformt sich rein elastisch (s. Kapitel 2.1.1). Daraus resultiert das spröde Verhalten von Si, denn das Material kann keine Energie in Form von plastischen Verformungen aufnehmen, um Spannungsspitzen, wie sie beispielsweise bei Stoßeinwirkung oder Rissausbreitung auftreten, abzufangen [28].

Materialversagen aufgrund von Spaltbrüchen, bei denen die Bindungen zwischen den Atomen gelöst werden, ist bei einkristallinem Si der Normalfall. Gleitbrüche wie bei Metallen durch Abgleiten der Atomebenen setzen die plastische Verformbarkeit des Materials voraus und treten bei Si praktisch nicht auf [28].

Die theoretische Festigkeit eines defektfreien Kristalls ist für das reale Verhalten oftmals unerheblich. Vielmehr wird das Bruchverhalten von vorhandenen Mikrorissen bestimmt an denen sich Spannungsspitzen bilden. Damit hängt die Bruchfestigkeit stark von der Oberflächenbeschaffenheit und von der Bearbeitung des Materials ab. Oberflächenschäden wie Mikrorisse oder Muschelbrüche reduzieren die Bruchfestigkeit deutlich. Daher variieren die Angaben zur Zugbruchfestigkeit in der Literatur von $7 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$ [15] bis $5 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$ [33]. In [7] wird ein realistischer Bereich von $(5-20) \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$ angegeben.

Im folgenden Kapitel wird die prinzipielle Eignung von einkristallinem Si als FK-Material anhand eines analytischen Blattfedermodells diskutiert.

2.2 Voruntersuchungen zum Materialverhalten von Silizium beim Einsatz in Wägezellen

Es werden Voruntersuchungen zum Materialverhalten von Si durchgeführt, um die variierenden Angaben zu seiner Bruchspannung in der Literatur experimentell zu überprüfen und um das im weiteren Verlauf der Arbeit verwendete numerische Berechnungsverfahren zu verifizieren. Für die Voruntersuchungen wird ein FK in der Geometrie einer Blattfeder verwendet (s. Abbildung 2.4). Die einfache Geometrie ermöglicht neben der Berechnung mit numerischen Verfahren eine analytische Berechnung des mechanischen Verhaltens. Anhand eines Vergleichs zwischen numerischen und analytischen Ergebnissen wird das numerische Modell verifiziert.

Des Weiteren ermöglicht die gewählte Geometrie eine einfache Herstellung der Blattfedern durch Aussägen aus Si-Wafern für experimentelle Voruntersuchungen.

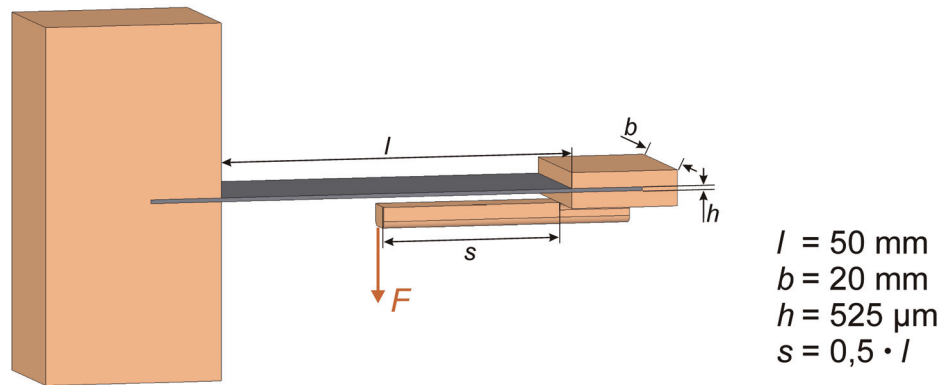


Abbildung 2.4: Skizze einer eingespannten und über eine Kraft F belasteten Blattfeder mit ihren Geometrieparametern.

Die einseitige Einspannung und die Einleitung der Kraft F über einen Hebel der Länge s verursacht eine S-förmige Verformung der Blattfeder. Somit entstehen auf der Oberfläche der Blattfeder Bereiche positiver und negativer Dehnung. Dieses ist eine Voraussetzung zum Aufspalten von DMS-Vollbrücken auf die Oberseite der Blattfeder.

Bei der Zusammenschaltung der DMS zur Vollbrücke wird das Ausgangssignal unabhängig von der Hebellänge s und damit unabhängig von der Position der Kräfteinleitung. Dieses Prinzip wird beispielsweise in der WZ vom Typ EF5 der Fa. HBM eingesetzt und geht auf eine Entwicklung dieser Firma zurück.

2.2.1 Analytische Berechnungen

Mechanische Spannung

Das analytische Modell der beschriebenen Blattfeder ist in Abbildung 2.5 a) dargestellt. Die einseitige feste Einspannung ist der Ursprung des gewählten Koordinatensystems. Auf das freie Ende der Blattfeder wirkt die Kraft F und das durch den Hebel verursachte Moment $M = F \cdot s$.

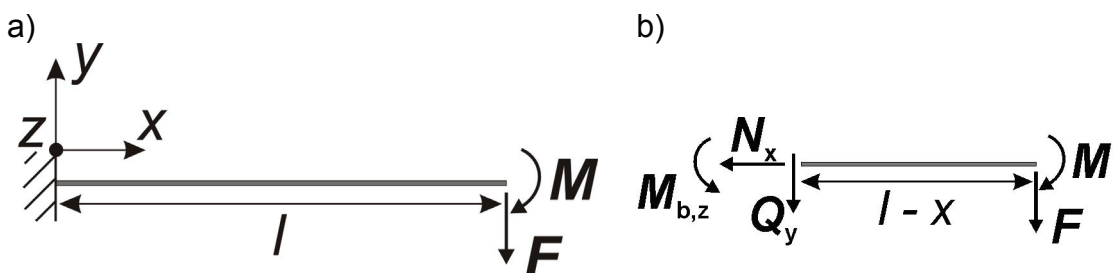


Abbildung 2.5: a) Analytisches Modell einer eingespannten und über eine Kraft F und ein Moment M belasteten Blattfeder der Länge l .

b) Freigeschnittenes Ende der Blattfeder mit den Schnittkräften N_x und Q_y und dem Biegemoment $M_{b,z}$ an der Position x .

Für die Berechnungen wird angenommen, dass die Querschnitte bei der Verformung der Blattfeder eben bleiben (Bernoullische Hypothese) [34]. Weiterhin können die Schubverformungen gegenüber den Biegeverformungen vernachlässigt werden, da $h/l < 1/5$ gilt [34].

Zur Berechnung der mechanischen Spannungen und der Verformung der Blattfeder wird die Blattfeder an der Position x aufgeschnitten. Abbildung 2.5 b) zeigt den freien Teil der Blattfeder mit den Schnittkräften N_x und Q_y und dem Biegemoment $M_{b,z}$. Es gilt:

$$N_x = 0 \quad , \quad (2.5)$$

$$Q_y = -F \quad , \quad (2.6)$$

$$M_{b,z}(x) = F \cdot (l - x - s) \quad . \quad (2.7)$$

Unter den genannten Voraussetzungen wird die mechanische Spannung σ_x in der Blattfeder durch die Normalkraft N_x und durch das Biegemoment um die z-Achse $M_{b,z}$ verursacht [35]:

$$\sigma_x(x, z) = \frac{M_{b,z}(x)}{I_z} \cdot z + \frac{N_x(x)}{A} \quad (2.8)$$

mit der Querschnittsfläche A und dem Flächenmoment zweiten Grades I_z für den rechteckförmigen Querschnitt mit der Breite b und der Höhe h :

$$I_z = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (2.9)$$

Nach Gleichung (2.5) wirkt keine Normalkraft N_x in der Blattfeder und der Spannungsverlauf auf der Oberseite der Blattfeder berechnet sich mit $z = h/2$ zu:

$$\sigma_x(x) = \frac{6 \cdot F}{b \cdot h^2} \cdot (l - x - s) \quad (2.10)$$

Verformung

Die Verformung der Blattfeder wird in Form der Durchbiegung w_y betrachtet. Um die Durchbiegung trotz der Anisotropie des Si analytisch berechnen zu können, wird im Folgenden davon ausgegangen, dass das Si in $\langle 001 \rangle$ -Richtungen entlang der x-, y- und z-Achse orientiert ist. Somit weist der Elastizitätsmodul von Si in allen drei Koor-

dinatenrichtungen denselben Wert auf. Mit dem Elastizitätsmodul $E_{\langle 001 \rangle}$ für die $\langle 001 \rangle$ -Richtungen ergibt sich die Durchbiegung w_y der Blattfeder in y-Richtung durch doppelte Integration der Biege-Differentialgleichung [34]

$$w_y''(x) = \frac{-M_{b,z}(x)}{E_{\langle 001 \rangle} \cdot I_z} \quad (2.11)$$

und Anpassung an die durch die feste Einspannung vorgegebenen Randbedingungen zu:

$$w_y(x) = \frac{6 \cdot F}{b \cdot h^3 \cdot E_{\langle 001 \rangle}} \cdot \left(\frac{1}{3} x^3 + (s-l) \cdot x^2 \right) \quad (2.12)$$

Mit den Geometrien nach Abbildung 2.4 ergibt sich bei Belastung mit der Kraft $F = 3 \text{ N}$ die in Abbildung 2.6 dargestellte Abhängigkeit der Durchbiegung von der Position x . Der S-förmige Biegungsverlauf erreicht die maximale Durchbiegung von $w_y = -1,0 \text{ mm}$ am Ende der Blattfeder. Die maximalen Krümmungen treten am Anfang und am Ende der Blattfeder auf.

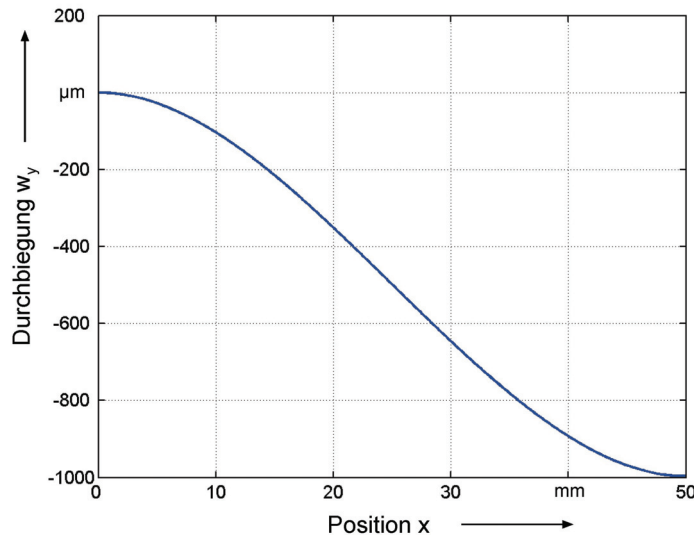


Abbildung 2.6: Durchbiegung w_y der Si-Blattfeder in Abhängigkeit von der Position x unter Last.

Dehnungsverhalten

Das Dehnungsverhalten von Si wird durch Gleichung (2.1) beschrieben. Ausgehend vom analytischen Modell der Blattfeder und der unter Belastung auftretenden Spannung σ_x auf ihrer Oberseite der Blattfeder resultiert für die Dehnung auf der Oberseite:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \end{pmatrix} (x) = \begin{pmatrix} S_{11} \\ S_{12} \\ S_{12} \end{pmatrix} \cdot \sigma_x(x) \quad (2.13)$$

Die maximalen Dehnungen treten in x-Richtung auf, da $S_{11} > S_{12}$ ist. Im Folgenden wird daher die Dehnung ε_x betrachtet. Diese berechnet sich unter Verwendung des richtungsabhängigen E-Moduls E_x und Gleichung (2.10) zu:

$$\varepsilon_x(x) = \frac{6 \cdot F}{E_x \cdot b \cdot h^2} \cdot (l - x - s) \quad (2.14)$$

Abbildung 2.7 zeigt den Verlauf der Dehnung ε_x in x-Richtung auf der Oberseite der Blattfeder mit den Geometrieparametern nach Abbildung 2.4 bei Belastung mit einer Kraft von $F = 3 \text{ N}$ und einer Orientierung des Siliziums in $\langle 001 \rangle$ -Richtung entlang der Länge l .

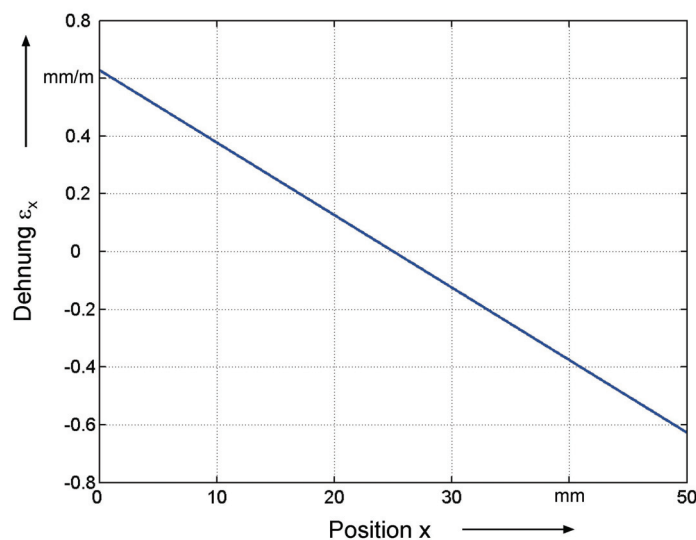


Abbildung 2.7: Dehnung ε_x auf der Oberseite der Si-Blattfeder unter Last in Abhängigkeit von der Position x .

Der lineare Dehnungsverlauf erreicht sein Maximum an der Position $x = 0 \text{ mm}$ mit $\varepsilon_x = 0,63 \text{ mm/m}$. In der Mitte der Blattfeder tritt keine Dehnung auf und an ihrem Ende beträgt $\varepsilon_x = -0,63 \text{ mm/m}$. Somit treten die betragsmäßig größten Dehnungen am Anfang und am Ende der Blattfeder auf. Aufgrund des entgegengesetzten Vorzeichens der Dehnungen kann eine DMS-Vollbrücke auf der Oberfläche realisiert werden.

Bruchverhalten

Um die Bruchspannung experimentell zu ermitteln, werden drei Blattfedern mit einer kontinuierlich ansteigenden Kraft F bis zum Bruch belastet (s. Abbildung 2.8). Zur Krafterzeugung wird eine Feder am Hebel befestigt und mit einer elektrischen Winde gespannt. Die erzeugte Kraft wird mit einem Kraftsensor an der Winde gemessen.

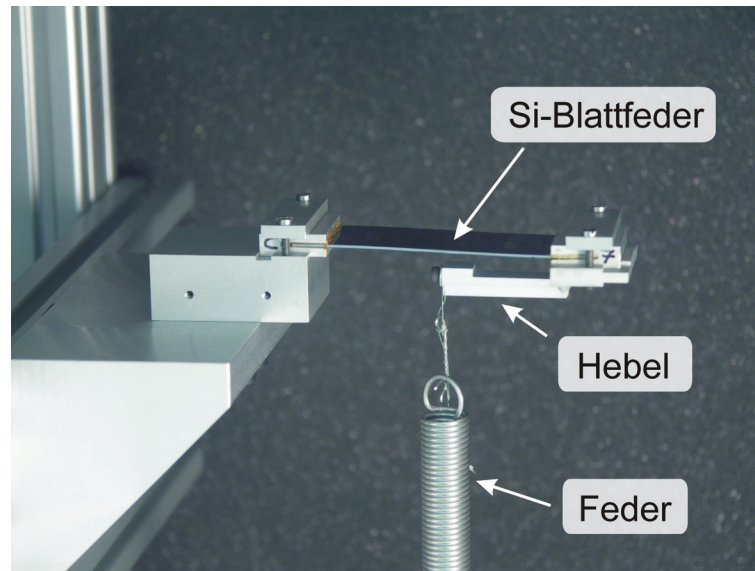


Abbildung 2.8: Experimenteller Aufbau zur Durchführung von Bruchversuchen an Si-Blattfedern; elektrische Winde und Kraftsensor nicht abgebildet.

Die Bruchkräfte der drei Blattfedern mit den Geometrien nach Abbildung 2.4 und der Orientierung des Siliziums in [001]-Richtung entlang der Länge l betragen $F_1 = 5,6$ N, $F_2 = 6,4$ N und $F_3 = 5,5$ N. Unter Verwendung der Gleichung (2.10) resultiert aus den Bruchkräften eine mittlere Bruchspannung von $\sigma_B = 1,6 \cdot 10^8$ N/m². Dieser Wert liegt im mittleren Bereich der in der Literatur angegebenen Bruchspannungen für Si [7][15][33].

Die experimentell ermittelte Bruchbiegespannung entspricht einer Bruchdehnung von $\varepsilon_{x,B} = 1,2 \cdot 10^{-3}$ auf der Oberseite der Blattfeder. Zum Vergleich: Bei konventionellen WZ werden bei maximaler Last Dehnungen von $1 \cdot 10^{-3}$ erreicht.

FK aus einkristallinem Si sind damit prinzipiell für den Einsatz in WZ geeignet.

Die Geometrie der Blattfeder führt unter Last zu maximalen Spannungen im Bereich der Einspannung. Weil an der Einspannung zusätzliche Spannungen durch Klemmkraft entstehen, wird ein vorzeitiger Bruch an der Einspannstelle begünstigt. Infolge des Aussägens der Blattfedern aus Si-Wafern weisen die Schnittkanten Oberflächenschäden auf, welche die Bruchspannung wesentlich senken (s. Kapitel 2.1.2).

Durch die Veränderung der Geometrie von der einfachen Blattfeder zum Doppelbiegebalken und durch die Verbesserung der Fertigungsverfahren werden für den FK der Si-WZ deutlich höhere Bruchdehnungen erreicht.

2.2.2 Verifizierung des numerischen Berechnungsverfahrens

Die Berechnung des mechanischen Verhaltens des in der Si-WZ eingesetzten FKs nach dem Doppelbiegebalkenprinzip ist analytisch nicht möglich und erfolgt mit den numerischen Verfahren der Finiten-Elemente-Methode in dem Programm ANSYS. Zur Verifizierung des eingesetzten numerischen Verfahrens wird das Verhalten der Blattfeder unter Last ebenfalls numerisch untersucht und mit den analytischen Ergebnissen verglichen.

Numerisches Modell

In Abbildung 2.9 ist das numerische Modell der Blattfeder mit dem Hebelarm dargestellt. Der Hebelarm ist zur Modellierung der Krafteinleitung erforderlich, da für die gewählten Modellierungselemente keine Momente als Randbedingung festgesetzt werden können. Die für das freie Hebelende definierte Kraft bewirkt durch die feste Verbindung zwischen Hebelarm und Blattfeder die Einleitung einer Kraft und eines Momentes in die Blattfeder. Um Einflüsse durch die Verbiegung des Hebels vernachlässigen zu können, wurde der Querschnitt des Hebelarms groß gewählt. Da die Masse der Bauteile nicht in die Berechnung eingeht, hat das im Vergleich zur Blattfeder zu große Volumen des Hebelarms keinen Einfluss auf die Berechnungen.

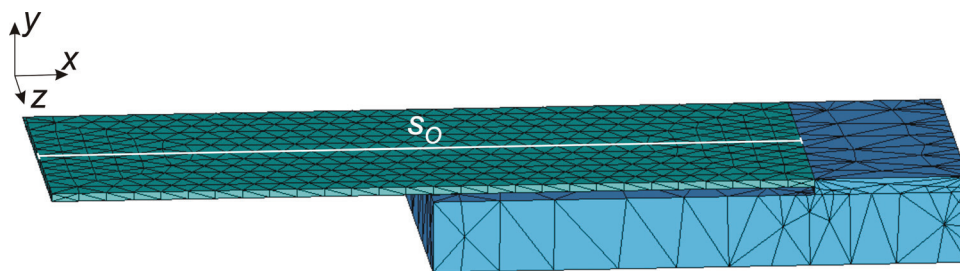


Abbildung 2.9: Numerisches Modell der Si-Blattfeder mit Hebelarm in ANSYS.

Zur Modellierung wurden so genannte Solid98-Elemente gewählt. Diese tetraederförmigen Elemente sind erforderlich, um ungleichförmige Strukturen, wie sie im späteren Federkörper auftreten, zu modellieren. Für die Blattfeder wurde ein dichteres Netz gewählt als für den Hebelarm, da die weiteren Untersuchungen sich auf die Blattfeder beschränken.

Wie bei dem analytischen Modell wurde von einer Orientierung des Si in $\langle 001 \rangle$ -Richtung entlang der x- und y-Achse ausgegangen.

Zur Modellierung der festen Einspannung der Blattfeder besitzen die Knoten auf der Fläche der Blattfeder für $x = 0$ m keine Bewegungsfreiheitsgrade und sind damit ortsfest. Die Krafteinleitung erfolgt über die vier Eckpunkte der Fläche des Hebelarmes für $x = l/2$ mit einer Kraft von je $\frac{1}{4} \cdot F$.

Die Dehnungen und Verformungen werden entlang der Strecke s_0 auf der Mittellinie der Oberseite ausgewertet.

Vergleich der numerischen Ergebnisse mit den analytischen Berechnungen

Zur Darstellung der numerischen Ergebnisse entlang der Strecke s_0 werden aus den berechneten Daten der einzelnen Elemente für die Positionen zwischen den Elementen Mittelwerte errechnet. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen zeigen prinzipiell den gleichen Verlauf wie die analytischen Berechnungen (vergleiche Abbildung 2.6 und Abbildung 2.7). Die maximale Dehnung bei der numerischen Berechnung beträgt $\varepsilon_x = 0,57$ mm/m und ist um 0,06 mm/m geringer als bei den analytischen Berechnungen. Die Durchbiegung am Ende der Blattfeder ergibt sich nach der numerischen Simulation zu $w_y = -0,93$ mm und liegt betragsmäßig um 0,07 mm unter dem Wert der analytischen Berechnungen.

Abbildung 2.10 zeigt die relativen Abweichungen f_r zwischen analytischen und numerischen Daten bezogen auf die jeweiligen analytischen Werte für die Si-Blattfeder bei einer Belastung mit $F = 3$ N. Dargestellt sind die Abweichungen für die Durchbiegung w_y und die Dehnung ε_x . Für die Durchbiegung ergibt sich am Anfang der Blattfeder eine große relative Abweichung, da der analytische Bezugswert hier null beträgt. Im weiteren Verlauf stellt sich eine gleich bleibende Abweichung von 6% ein. Für die Dehnung entsteht in der Mitte der Blattfeder bei $x = 25$ mm eine Unstetigkeit, da hier der analytische Bezugswert null beträgt. Im Bereich der Kraft- und Momenteinleitung über den Hebelarm bei $x = 50$ mm nimmt die Abweichung zu, da der Hebelarm mit den gleichen Materialparametern wie die Blattfeder modelliert wurde und nicht unendlich steif ist. Die mittlere Abweichung der Dehnung beträgt 7%.

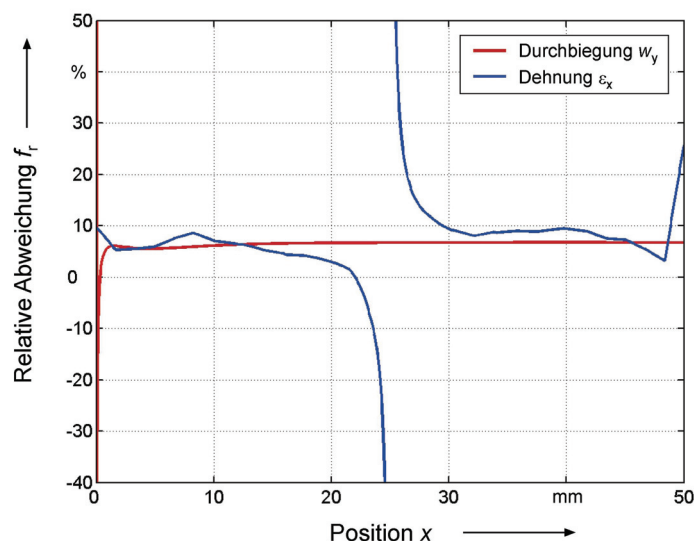


Abbildung 2.10: Relative Abweichung f_r zwischen analytischen und numerischen Berechnungen der Si-Blattfeder unter Last für die Durchbiegung w_y und die Dehnung ε_x als Funktion der Position x . (Zwischen $x = 20$ mm und $x = 30$ mm ist kein Vergleich der Dehnung ε_x möglich.)

Es lässt sich feststellen, dass die absoluten Werte zwischen analytischen und numerischen Berechnungen eine mittlere Abweichung von 6% aufweisen. Welche Werte dem realen Verhalten am nächsten kommen, lässt sich erst durch experimentelle

Untersuchungen ermitteln, da sowohl für die analytische als auch für die numerische Modellbildung vereinfachende Annahmen getroffen wurden. Da die relative Abweichung, abgesehen von Bereichen um die Krafteinleitung und um Unstetigkeitsstellen, konstant ist, kann von einer systematischen Abweichung ausgegangen werden.

Für die weiteren numerischen Untersuchungen verschiedener Federkörpergeometrien bedeutet das, dass bei der Berechnung von absoluten Dehnungs- und Durchbiegungswerten die genannte Abweichung berücksichtigt werden muss. Für vergleichende Untersuchungen am gleichen Modell, beispielsweise zur Optimierung von Geometrie- oder Materialparametern, ist das numerische Verfahren geeignet und wird im folgenden Kapitel angewendet.

3 Numerische Untersuchungen zum mechanischen Verhalten von Silizium-Federkörpern

Um den FK für die Si-WZ zu konzipieren, werden Untersuchungen zur Geometrie des FKs, zur Orientierung des Si im FK und zur Einspannung des FKs durchgeführt. Für die numerischen Berechnungen zum mechanischen Verhalten der FK wird das in Kapitel 2.2.2 vorgestellte Verfahren verwendet, hier aber für den FK nach dem Doppelbiegebalkenprinzip.

3.1 Untersuchungen zur Federkörpergeometrie

Im ersten Schritt werden drei ausgewählte Grundgeometrien gegenübergestellt und bzgl. der Eignung für den Einsatz in der Si-WZ beurteilt. Nachdem die Grundgeometrie bestimmt wurde, wird der Einfluss der Geometrieparameter ermittelt und die Geometrieparameter werden festgelegt.

3.1.1 Anforderungen an die Federkörpergeometrie

Die Anforderungen an die Geometrie des in der Si-WZ eingesetzten FKs resultieren im Wesentlichen aus den Materialeigenschaften von Si und dem Dünnschichtverfahren zur DMS-Applikation. Für optische Untersuchungen zum mechanischen Verhalten der Si-FK, müssen zusätzlich die geometrischen Randbedingungen des zur Verfügung stehenden Messplatzes eingehalten werden.

Aufgrund des spröden Materialverhaltens müssen bei Belastung Bereiche mit hohen mechanischen Spannungen, wie beispielsweise Spannungsspitzen an Kerben, vermieden werden. Weiterhin sind hohe mechanische Spannungen im Bereich von Einspannung und Kraffteinleitung, wie sie bei der Blattfedergeometrie auftreten, ungünstig, da hier zusätzliche Belastungen durch Spannkkräfte entstehen (s. Kapitel 2.2.1).

Um das bestmögliche Dehnungsverhalten im Bereich der DMS bei geringster Materialbeanspruchung zu erzielen, sollten die Dehnungen im Bereich der DMS möglichst groß und die maximalen Spannungen im gesamten FK, beispielsweise in den Bereichen der Einspannung und der Kraffteinleitung, möglichst gering sein.

Da die Sprödigkeit von Si spezielle Fertigungsverfahren bei der mechanischen Bearbeitung erfordert (s. Kapitel 2), sollte die Geometrie einfach sein, um den Herstellungsaufwand möglichst gering zu halten.

Das zur Applikation der DMS verwendete Sputterverfahren (s. Kapitel 6.1) ermöglicht das Auftragen von Dünnschichten auf ebenen Flächen. Eine Applikation von DMS auf Wölbungen oder in Bohrungen ist mit dem eingesetzten Verfahren nicht möglich. Um DMS-Vollbrücken auf den FK mittels Sputtertechnik auftragen zu können, muss also die Geometrie so gewählt werden, dass sich auf einer ebenen Oberfläche des FKs bei Belastung Bereiche mit positiven und negativen Dehnungen ausbilden.

Die genannten Anforderungen werden von der Doppelbiegebalkengeometrie erfüllt. Aufgrund der Parallelführung von zwei Biegebalken entstehen auf der Oberfläche bei

Belastung Bereiche positiver und negativer Dehnung – ähnlich dem Verhalten der Blattfeder in Kapitel 2.2.1. Zudem ist der Dehnungsverlauf bei exakter Fertigung unabhängig von der Position der Krafteinleitung.

Im Folgenden werden drei unterschiedliche Geometrien von Doppelbiegebalken anhand von numerischen Berechnungen untersucht, um daraus das Optimum festzulegen.

3.1.2 Modelle verschiedener Federkörper in Doppelbiegebalkengeometrie

Für die Untersuchungen zur Federkörpergeometrie wird zunächst isotropes Materialverhalten angenommen. Später (s. Kapitel 3.2) wird dann auch das anisotrope Verhalten von Si berücksichtigt und näher untersucht.

In den Abbildungen 3.1 bis 3.3 sind die untersuchten Geometrien der FK dargestellt. Zur Modellierung der festen Einspannung besitzen die Knoten auf der Fläche für $x = 0$ m keine Bewegungsfreiheitsgrade und sind damit ortsfest. Die Krafteinleitung erfolgt über die vier Eckpunkte der Fläche $x = l$. Für die numerischen Berechnungen wird eine Belastung von $F = 60$ N gewählt; s_0 bezeichnet die Strecke entlang derer die Auswertung der Berechnungen erfolgt.

Doppelbiegebalken als Parallelenker

Die Abbildung 3.1 zeigt das Modell eines FKs in der Geometrie eines Parallelenkers mit den zur numerischen Berechnung verwendeten Geometrieparametern. Die Parameter l , h und b bezeichnen die Länge, Höhe und Breite des FKs. Der Parallelenker besteht aus zwei zueinander parallelen Platten der Dicke d , die an den Enden auf der Länge m starr miteinander verbunden sind. Dieser Bereich wird Parallelführung genannt.

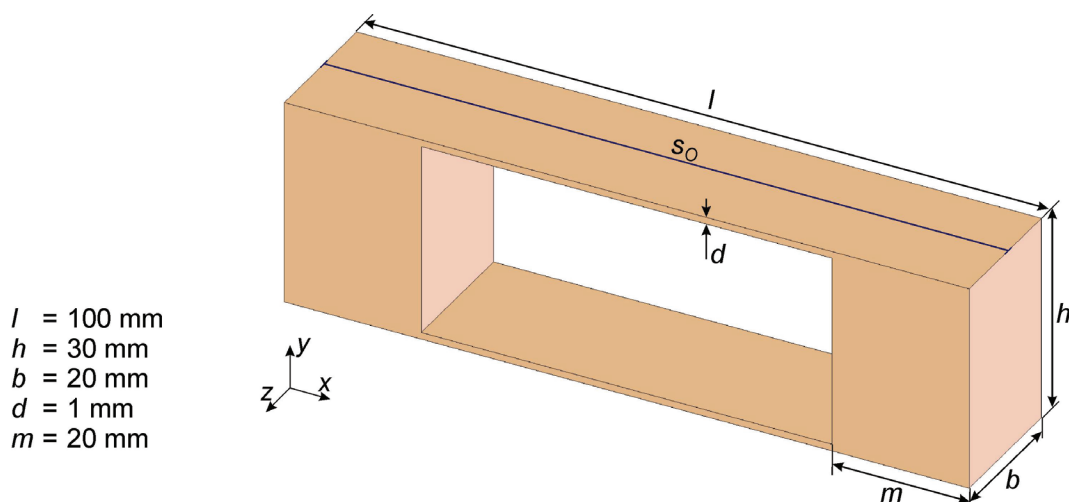


Abbildung 3.1: Modell des Federkörpers in der Geometrie eines Parallelenkers.

Doppelbiegebalken mit geraden Dünnstellen

Bei dieser Variante des Doppelbiegebalkens wird die Geometrie des Parallelenkers dahingehend verändert, dass die Platten im mittleren Bereich auf die Dicke k verstärkt werden. Die verbleibenden Bereiche der Dünnstellen haben die Länge e .

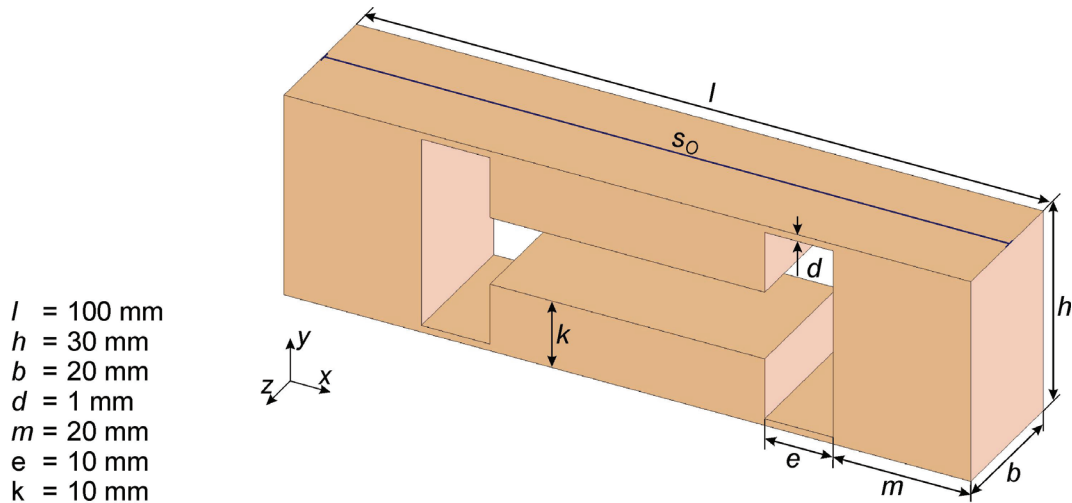


Abbildung 3.2: Modell des Federkörpers mit geraden Dünnstellen.

Doppelbiegebalken mit abgerundeten Dünnstellen

Bei der dritten Geometrie des FKs werden die Ecken im Bereich der Dünnstellen abgerundet. Der Radius der Rundungen beträgt $e/2$ und die dünnste Stelle weist weiterhin die Dicke d auf.

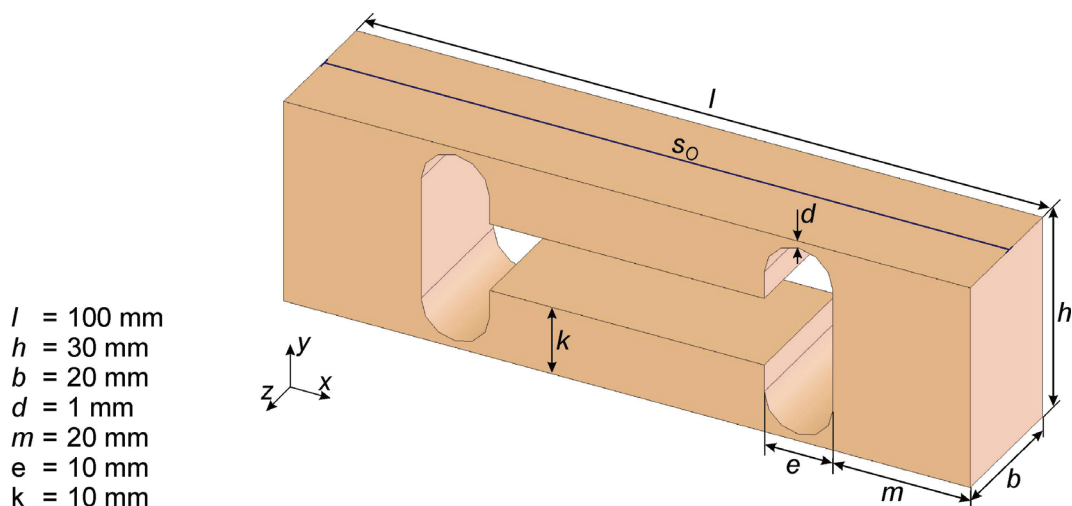


Abbildung 3.3: Modell des Federkörpers mit runden Dünnstellen.

3.1.3 Dehnungs- und Verformungsverhalten der unterschiedlichen Geometrien

Zur Beschreibung des Dehnungs- und Verformungsverhaltens werden die Dehnungen ε_x und die Auslenkung w_y relativ bezogen auf die jeweiligen Maximalwerte dargestellt. Die Auswertung erfolgt entlang der Steckes s_0 auf der Mittellinie der Oberfläche der FK.

In der Abbildung 3.4 ist die normierte Dehnung ε_x auf der Oberfläche der FK bei Belastung als Funktion der Position x für die drei verschiedenen Geometrien dargestellt. Alle drei Geometrien weisen die für Doppelbiegebalken typischen Bereiche positiver und negativer Dehnung auf. Für $x < l/2$ (< 50 mm) ist ε_x positiv und für $x > l/2$ negativ.

Bei dem Parallelenker steigt die Dehnung am Anfang der Platten, bei $x = 20$ mm, steil an und nimmt dann mit konstanter Steigung bis zum Ende der Platten ab. Dort steigt die Dehnung wieder sprunghaft auf null. Die maximale Dehnung beträgt $\varepsilon_x = 2,0$ mm/m bei $x = 21,4$ mm.

Der FK mit geraden Dünnstellen zeigt in den Bereichen der Dünnstellen den gleichen Dehnungsverlauf wie der Parallelenker. Im Bereich zwischen den Dünnstellen geht die Dehnung auf Werte nahe null zurück. Die maximale Dehnung beträgt $\varepsilon_x = 1,9$ mm/m und tritt wie beim Parallelenker bei $x = 21,4$ mm auf.

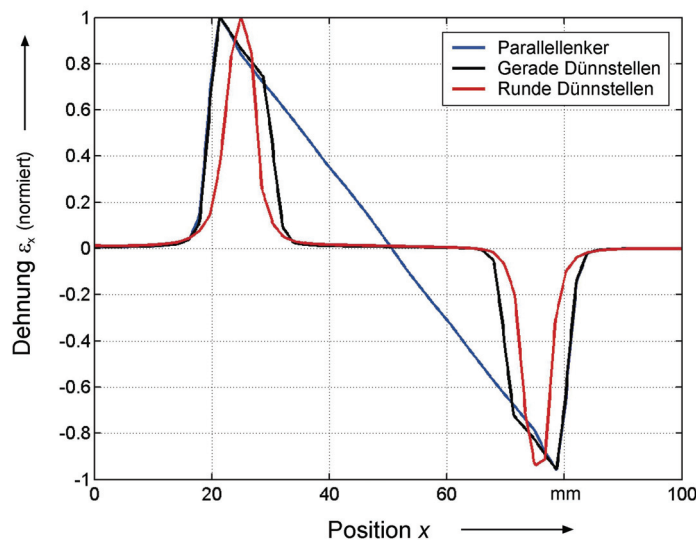


Abbildung 3.4: Normierte Dehnung ε_x auf der Oberfläche der Federkörper bei Belastung als Funktion der Position x bei verschiedenen Geometrien.

Für den FK mit runden Dünnstellen ergibt sich im Dünnstellenbereich ein im Vergleich zur Geometrie der geraden Dünnstellen abweichendes Dehnungsverhalten. Der Anstieg und Abfall der Dehnung im Bereich der Dünnstellen ist flacher als bei den geraden Dünnstellen. Das Maximum der Dehnung liegt nahe der Mitte der Dünnstelle bei $x = 24,9$ mm und ist um $0,1$ mm von der Mitte in Richtung der Einspannung verschoben. Diese leichte Verschiebung des Dehnungsmaximums aus der Mittellage der Dünnstellen resultiert aus der Überlagerung des linearen Dehnungsverlaufes des Parallelenkers und dem durch die Rundung vorgegebenem über der

Dünnstelle nicht konstanten Flächenträgheitsmoment zweiten Grades. Die maximale Dehnung beträgt $\varepsilon_x = 1,3 \text{ mm/m}$ und liegt $0,3 \text{ mm/m}$ unter dem Wert der Dehnung des Parallelenkers an dieser Position.

Die auf den maximalen Wert normierte Durchbiegung w_y der FK bei Belastung ist in Abbildung 3.5 als Funktion der Position x dargestellt. Der Verlauf ist für alle drei Geometrien monoton steigend und erreicht das Maximum am Ende der FK bei $x = 100 \text{ mm}$. In den Bereichen der Parallelführung sind die Änderungen der Durchbiegung zu vernachlässigen.

Der Verlauf im Bereich der Platten für die Geometrie des Parallelenkers ist S-förmig und weist bei $x = 50 \text{ mm}$ einen Wendepunkt auf. Die maximale Durchbiegung des Parallelenkers beträgt $w_y = 2,5 \text{ mm}$.

Die Verläufe von den FK mit geraden und runden Dünnstellen sind bis auf die Bereiche der Dünnstellen identisch und besitzen im Bereich zwischen den Dünnstellen eine konstante Steigung. Die maximale Durchbiegung beträgt für den FK mit geraden Dünnstellen $w_y = 1,8 \text{ mm}$ und für den FK mit runden Dünnstellen $w_y = 0,6 \text{ mm}$.

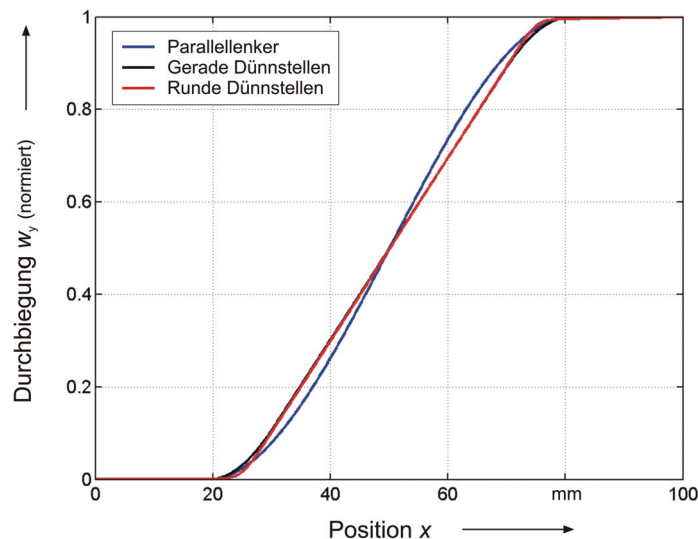


Abbildung 3.5: Normierte Durchbiegung w_y auf der Oberfläche der Federkörper bei Belastung als Funktion der Position x bei verschiedenen Geometrien.

Zum Vergleich der maximalen Durchbiegung der FK bei gleicher maximaler Dehnung wird das Verhältnis $w_{y,\max} / \varepsilon_{x,\max}$ betrachtet. Die größte Durchbiegung bei gleicher Dehnung erfährt der Parallelenker (siehe Tabelle 3.1). Die Durchbiegung des FKs mit geraden Dünnstellen beträgt 76 % dieser Durchbiegung. Mit 37 % der Durchbiegung des Parallelenkers ist die Durchbiegung des FKs mit runden Dünnstellen am geringsten.

Die Federkonstante k der FK ist definiert als Verhältnis zwischen Belastung F und Durchbiegung $w_{y,\max}$:

$$k = \frac{F}{w_{y,\max}} \quad (3.1)$$

Für den Parallelenker ist die Federkonstante mit 24 N/mm am kleinsten (s. Tabelle 3.1). Beim FK mit geraden Dünnstellen erhöht sich die Federkonstante auf 33 N/mm und durch die Abrundung der Dünnstellen verdreifacht sich die Federkonstante auf 100 N/mm.

Tabelle 3.1: Durchbiegungs-Dehnungs-Verhältnis $w_{y,max} / \varepsilon_{x,max}$ und Federkonstante k für unterschiedliche Geometrien des Federkörpers

Geometrie des Federkörpers	$w_{y,max} / \varepsilon_{x,max}$ in m	k in N/mm
Parallelenker	1250	24
Gerade Dünnstellen	950	33
Runde Dünnstellen	460	100

Festlegung der Geometrie

Das dynamische Verhalten des FKs wird im Wesentlichen durch die Federkonstante k bestimmt. Die Eigenfrequenz des ungedämpften Systems bei Belastung des FKs mit einer Masse m ist proportional zur Wurzel aus k/m [36][21][20]. Daher ist die hohe Federkonstante des FKs mit runden Dünnstellen günstig für das dynamische Verhalten der Si-WZ.

Der FK mit runden Dünnstellen weist das kleinste Verhältnis zwischen Durchbiegung und Dehnung auf. Daraus resultieren eine vergleichsweise geringe Durchbiegung bei maximaler Last und vergleichsweise kleine Bewegungen der krafteinleitenden Elemente beim späteren Einsatz der Si-WZ.

Durch die Abrundung der Dünnstellen werden Spannungsspitzen im Material reduziert und es treten keine Dehnungssprünge auf der Oberfläche auf, die sich negativ auf das Verhalten der DMS auswirken könnten.

Aus diesen Gründen wird die Geometrie des FKs mit runden Dünnstellen als die für die weiteren Untersuchungen am besten geeignet ausgewählt.

Um eine einfache Fertigung der FK zu ermöglichen, werden die Rundungen im Bereich der oberen und unteren Dünnstellen so ausgeführt, dass nur eine Bohrung erforderlich ist. Diese Geometrie ist in Abbildung 3.6 gezeigt.

3.1.4 Einfluss der Geometrieparameter auf das Dehnungs- und Spannungsverhalten im Federkörper

Im Folgenden wird der Einfluss der Geometrieparameter des FKs in Doppelbiegebalkengeometrie auf das mechanische Verhalten des FKs untersucht, um Kriterien für eine optimale Festlegung der Parameter zu finden.

Modell des Federkörpers in Doppelbiegebalkengeometrie

Der FK mit den Geometrieparametern und den Grundwerten dieser Parameter ist in Abbildung 3.6 dargestellt. Die Strecke s legt den Abstand zwischen den dünnsten

Stellen der Dicke d fest. Der Radius der Bohrung ergibt sich aus der Dicke der Dünnstellen und der Höhe des FKs zu $h/2-d$.

Für die folgenden Untersuchungen wird isotropes Materialverhalten angenommen. Für $x = 0$ m wird der FK festgesetzt und die Belastungskraft F von 60 N wird an den vier Ecken am Ende des FKs eingeleitet. Die Strecke s_0 dient zur Auswertung des Dehnungs- und Verformungsverhaltens.

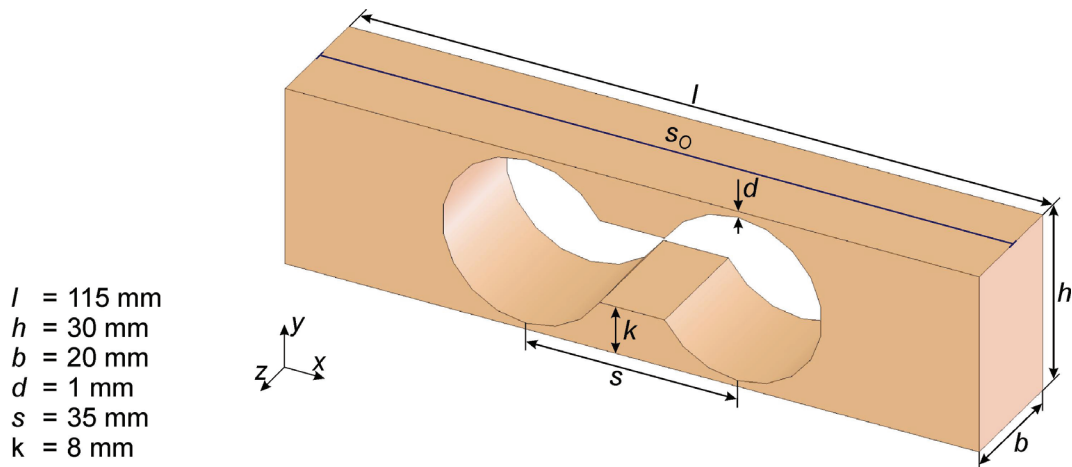


Abbildung 3.6: Modell des Federkörpers in Doppelbiegebalkengeometrie mit den zugehörigen Parametern und ihren Grundwerten.

Zur Untersuchung des Einflusses der Geometrieparameter h , b , d und s werden sie einzeln innerhalb der in Tabelle 3.2 gezeigten Bereiche variiert. Dabei behalten die nicht variierten Parameter ihre Grundwerte (s. Abbildung 3.6).

Tabelle 3.2: Variationsbereiche und Schrittweiten der Geometrieparameter für die numerischen Untersuchungen.

Parameter	Variationsbereich	Schrittweite
h	20 mm bis 36 mm	1 mm
b	1 mm bis 30 mm	1 mm
d	0,2 mm bis 4,0 mm	0,1 mm – 0,5 mm
s	20 mm bis 50 mm	1 mm

Auswertung

Zur Auswertung des Einflusses der Geometrieparameter auf das Dehnungsverhalten werden die maximalen Dehnungen $\varepsilon_{x,\max}$ auf der Oberfläche des FKs, die im Bereich der Dünnstellen auftreten, als Funktion des jeweiligen Parameters dargestellt. Die Kenntnis der prinzipiellen Abhängigkeit des Dehnungsverhaltens von den Geometrieparametern ermöglicht die Dimensionierung des FKs für den geforderten Lastbereich.

Ein weiteres Kriterium zur Optimierung der Geometrieparameter ist das Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} des FKs. Dieses beschreibt die maximale Dehnung $\varepsilon_{x,max}$ entlang der Strecke s_0 des FKs im Verhältnis zur maximalen Spannung $\sigma_{x,max}$ im gesamten FK unter Last und ist wie folgt definiert:

$$r_{ss} = \frac{\varepsilon_{x,max}}{\sigma_{x,max}} \tag{3.2}$$

Dieses Verhältnis muss groß sein, um ein optimales Messsignal bei geringer Bruchwahrscheinlichkeit des Materials zu erhalten. Für den optimalen Fall, dass die maximale Spannung im gesamten FK auf der Oberseite des FKs im Bereich der Dünnstellen auftritt, entspricht r_{ss} dem Kehrwert des E-Moduls.

In den Abbildungen 3.7 bis 3.10 sind die maximale Dehnung $\varepsilon_{x,max}$ und das Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} in Abhängigkeit der Geometrieparameter b , h , d und s dargestellt. Darin sind die Werte für $\varepsilon_{x,max}$ und r_{ss} jeweils auf den maximalen Wert normiert.

Streuungen vom glatten Kurvenverlauf resultieren aus unterschiedlichen Netzgeometrien des Simulationsmodells, die für die unterschiedlichen Geometrieparameter generiert werden.

Variation der Breite b

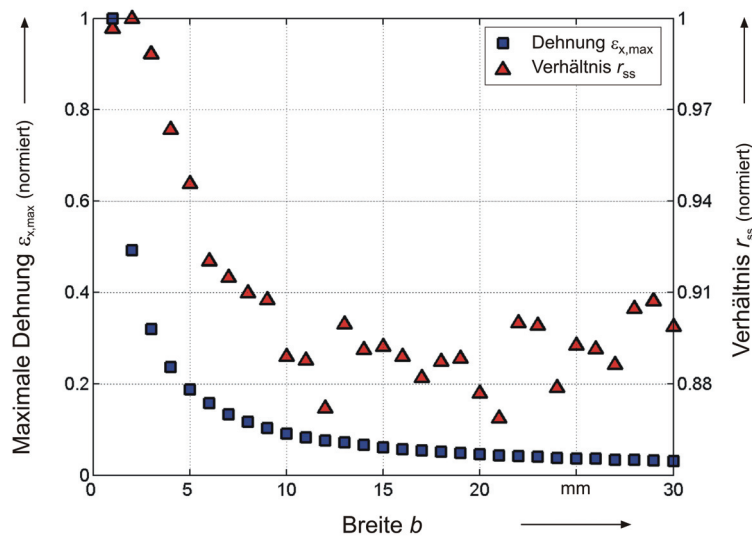


Abbildung 3.7: Maximale Dehnung $\varepsilon_{x,max}$ und Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} , jeweils normiert auf den maximalen Wert, als Funktion der Breite b bei Belastung des Federkörpers.

Die Abhängigkeit der Dehnung $\varepsilon_{x,max}$ von der Breite b entspricht dem funktionalen Zusammenhang $f(x) = 1/x$. Im Bereich von $b = 1$ mm bis $b = 5$ mm nimmt die Dehnung mit steigender Breite zunächst stark und im weiteren Verlauf bis $b = 30$ mm schwächer ab. Die Breite ist ein geeigneter Parameter, um den FK unter Berücksichtigung der maximalen Last zu dimensionieren.

Das Dehnungs- zu Spannungsverhältnis sinkt im abfallenden Bereich der Dehnung ebenfalls um 10 % ab und bleibt dann konstant. Breiten $b < 5$ mm sind daher anzustreben, um ein optimales Dehnungs- zu Spannungsverhältnis zu erreichen.

Variation der Höhe h

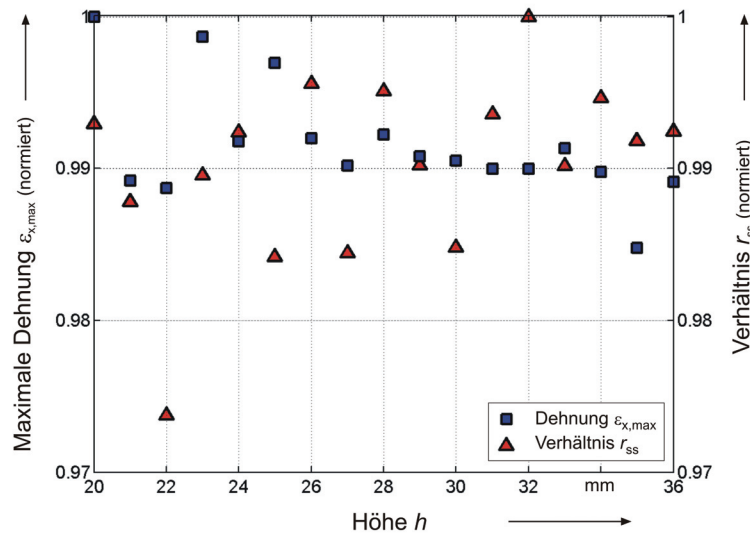


Abbildung 3.8: Maximale Dehnung $\epsilon_{x,max}$ und Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} , jeweils normiert auf den maximalen Wert, als Funktion der Höhe h bei Belastung des Federkörpers.

Sowohl die maximale Dehnung als auch das Dehnungs- zu Spannungsverhältnis schwanken im simulierten Bereich der Höhe h von 20 mm bis 36 mm nur um einige Prozent. Ein funktionaler Zusammenhang dieser Schwankungen ist nicht erkennbar. Die Schwankungen werden auf die numerische Simulation mit verschiedenen Netzstrukturen für die unterschiedlichen Parameterwerte zurückgeführt. Dieser Parameter ist für die Dimensionierung und Optimierung der Federkörpergeometrie ungeeignet.

Variation der Dünnstellendicke d

Für eine zunehmende Dünnstellendicke d fällt die Dehnung schnell ab. Der Verlauf entspricht jedoch weder dem funktionalen Zusammenhang $f(x) = 1/x$ wie bei der Breite b noch einem exponentiellen Abfall. Vielmehr kann der Verlauf erst durch eine gebrochen rationale Funktion mit konstantem Zähler und einem Polynom zweiter Ordnung im Nenner beschrieben werden. Die Dünnstellendicke eignet sich zur Dimensionierung des FKs.

Das Dehnungs- zu Spannungsverhältnis bleibt im Bereich der Dicke von $d = 0,2$ mm bis $d = 1,5$ mm näherungsweise konstant und fällt im weiteren Verlauf bis zu 80 % des ursprünglichen Wertes ab. Eine Dünnstellendicke von $d < 1,5$ mm sollte eingehalten werden, um ein gutes Dehnungs- zu Spannungsverhältnis zu erreichen.

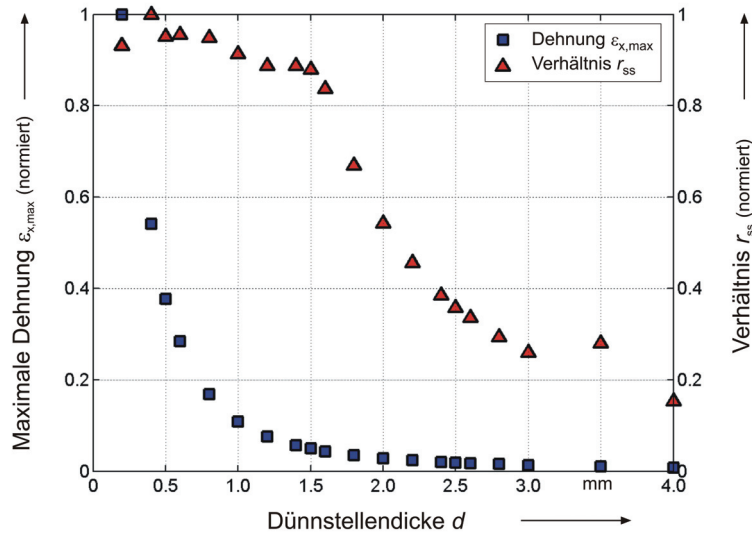


Abbildung 3.9: Maximale Dehnung $\epsilon_{x,max}$ und Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} , jeweils normiert auf den maximalen Wert, als Funktion der Dünnstellendicke d bei Belastung des Federkörpers.

Variation des Dünnstellenabstandes s

Mit zunehmendem Abstand s zwischen den Dünnstellen steigt die Dehnung linear an. Aufgrund dieses Verhaltens ist der Dünnstellenabstand gut geeignet, den FK zu dimensionieren.

Für ein hohes Dehnungs- zu Spannungsverhältnis sollte der Dünnstellenabstand kleiner als 25 mm sein.

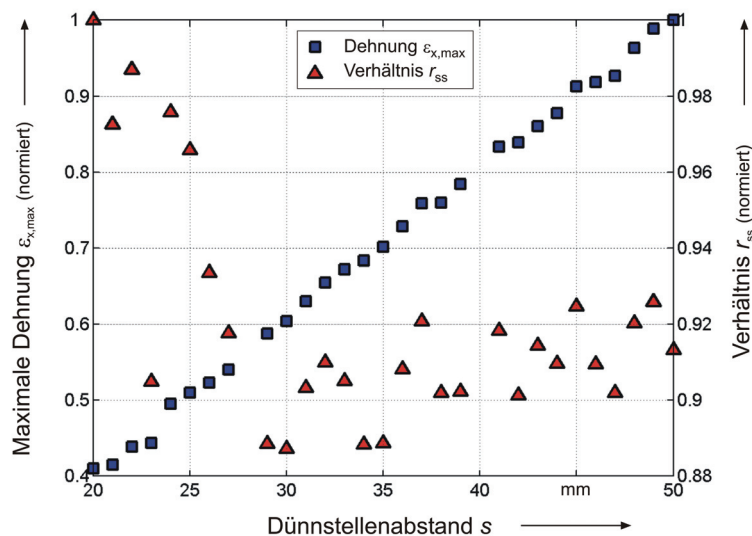


Abbildung 3.10: Maximale Dehnung $\epsilon_{x,max}$ und Dehnungs- zu Spannungsverhältnis r_{ss} , jeweils normiert auf den maximalen Wert, als Funktion des Dünnstellenabstandes s bei Belastung des Federkörpers.

3.1.5 Festlegung der Geometrieparameter

Für die Dünnstellendicke fordern die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen $d < 1,5$ mm, um ein optimales Dehnungsverhalten zu erreichen. Da die Dünnstellendicke auch für den Lastbereich wichtig ist, wurde $d = 1$ mm festgesetzt, was zugleich die dünnste fertigungstechnisch realisierbare Dicke darstellt.

Der Abstand s zwischen den Dünnstellen kann nicht beliebig groß gewählt werden, da mit zunehmendem Abstand die Durchbiegung $w_{y,max}$ des FKs zunimmt und dadurch das dynamische Verhalten schlechter wird. Weiterhin fordert der Messaufbau zur optischen Vermessung des FKs Bereiche vor und hinter den Dünnstellen im Abstand von maximal 60 mm, für die $w_y' = 0$ gilt (s. Abbildung 3.5). Daher muss der Dünnstellenabstand entgegen den Ergebnissen der numerischen Optimierung mindestens 35 mm betragen. Aus diesen Gründen wird der Dünnstellenabstand zu $s = 35$ mm bestimmt.

Die Höhe h hat keinen wesentlichen Einfluss auf das Dehnungsverhalten und wird in Anlehnung an konventionelle WZ und an fertigungstechnische Aspekte zu $h = 30$ mm festgelegt.

Aus Gründen der mechanischen Stabilität wurde die Breite auf $b = 20$ mm festgesetzt, obwohl für ein optimales Dehnungsverhalten $b < 5$ mm anzustreben wäre.

Tabelle 3.3: Werte der Geometrieparameter des optimierten Federkörpers für eine maximale Last von 6 kg.

Parameter	Wert
h	30 mm
b	20 mm
d	1 mm
s	35 mm

In der Tabelle 3.3 sind die Geometrieparameter des für eine Höchstlast von 6 kg optimierten FKs zusammengestellt.

3.2 Untersuchungen zum anisotropen Verhalten von Silizium

Die Anisotropie von Si beeinflusst das mechanische Verhalten des FKs maßgeblich (s. Kapitel 2.1.1). Um den Einfluss der Orientierung des Si im FK auf das Dehnungsverhalten zu untersuchen, werden auf der Grundlage eines anisotropen Materialmodells numerische Berechnungen für ausgewählte Orientierungen des Si im FK durchgeführt. Basierend auf diesen Untersuchungen wird die optimale Orientierung des Si festgelegt.

3.2.1 Modellbildung und untersuchte Orientierungen des Siliziums im Federkörper

Zur Modellierung des anisotropen Materialverhaltens von Si werden die Werte der Nachgiebigkeitsmatrix \underline{S} aus Kapitel 2.1.2, Gleichung (2.4) verwendet. Um unterschiedliche Orientierungen des Si im FK zu untersuchen, wird das Koordinatensystem des FKs entsprechend der untersuchten Orientierung gedreht. Die Drehwinkel ergeben sich aus den Millerschen Indizes der Hauptrichtungen für die jeweilige Orientierung. Die Belastung der FK ist für alle Orientierungen des Si gleich und beträgt $F = 60 \text{ N}$. Die Geometrie der FK wird entsprechend der in Tabelle 3.3 festgelegten Parameter gewählt.

Interessant für die Untersuchungen sind die Orientierungen des Si in den $\langle 100 \rangle$, $\langle 110 \rangle$ und $\langle 111 \rangle$ Richtungen. Bei diesen Richtungen treten maximales und minimales Elastizitätsmodul auf (s. Tabelle 2.2). Weiterhin ist die mechanische Fertigung von Si-FK mit diesen Orientierungen vergleichsweise einfach, da einkristalline Si-Stäbe mit diesen Richtungen aus der Halbleiterindustrie bezogen werden können.

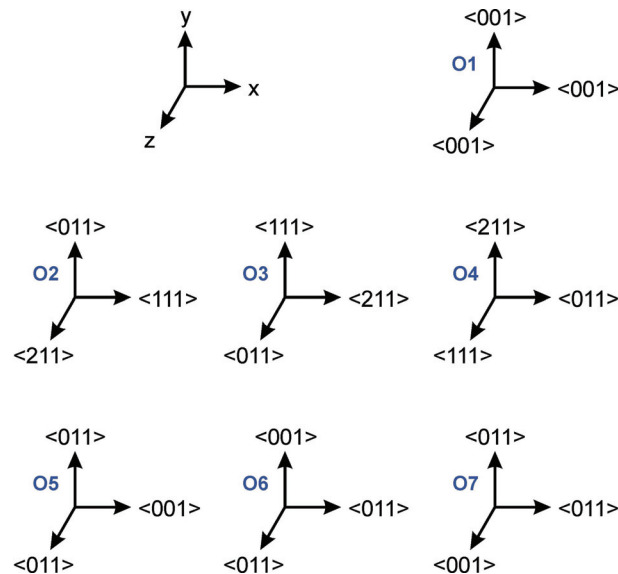


Abbildung 3.11: Untersuchte Orientierungen des Siliziums im Federkörper bezogen auf das Koordinatensystem des Federkörpers (s. Abbildung 3.6).

In Abbildung 3.11 sind die im Folgenden untersuchten Orientierungen des Si bezogen auf das Koordinatensystem des FKs (s. Abbildung 3.6) mit den gewählten Bezeichnungen O1 bis O7 dargestellt. Die Orientierung des Si entlang der Richtungen des Koordinatensystems ist durch die Angabe der äquivalenten Richtungen in Miller'schen Indizes (s. Kapitel 2.1.1) dargestellt. Ein Auszug aus der vollständigen Auflistung der möglichen Richtungskombinationen für die Orientierungen O1, O2 und O5 befindet sich im Anhang B). Für die Orientierung O1 gibt es beispielsweise 24 und für die Orientierung O2 8 verschiedene Richtungskombinationen, die durch die Untersuchungen abgedeckt werden.

Im Fall der Orientierungen O1 und O5 sind die $\langle 001 \rangle$ Richtungen entlang der x-Richtung des Koordinatensystems und damit entlang der Länge l des FKs orien-

tiert. Entlang der Breite b (z -Richtung) und der Höhe h (y -Richtung) ist Si für O1 in $\langle 001 \rangle$ Richtung und für O5 in $\langle 011 \rangle$ Richtung orientiert. Für die Orientierung O2 ist Si in $\langle 111 \rangle$ Richtung entlang der Länge l , in $\langle 011 \rangle$ Richtung entlang der Höhe h und in $\langle 211 \rangle$ Richtung entlang der Breite b orientiert. Die Richtungen der weiteren Orientierungen ergeben sich entsprechend.

Abbildung 3.12 veranschaulicht die Orientierung des Si im FK anhand der Ausrichtung des FKs innerhalb der Einheitszelle von einkristallinem Si am Beispiel der Orientierungen O1, O2 und O6.

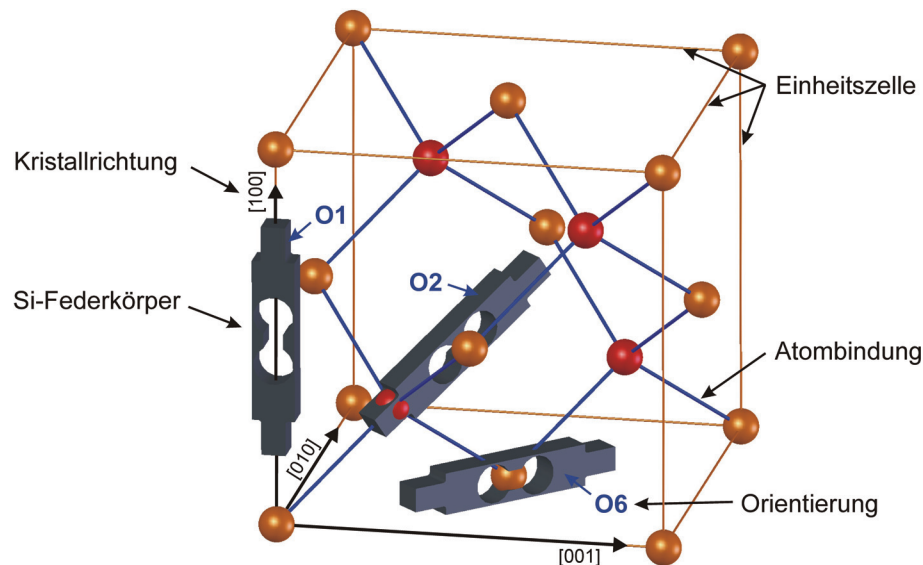


Abbildung 3.12: Darstellung der Orientierung des Siliziums im Federkörper am Beispiel der Orientierungen O1, O2 und O6.

3.2.2 Einfluss der Anisotropie auf das Dehnungsverhalten des Federkörpers

Aufgrund des anisotropen Dehnungsverhaltens von Si ändert sich bei gleicher Belastung des FKs der Dehnungsverlauf auf der Oberfläche in Abhängigkeit von der Orientierung. In Abbildung 3.13 sind die Dehnungen im Bereich der ersten Dünnstelle als Funktion der Position x für die untersuchten Orientierungen O1 bis O7 normiert auf die maximale Dehnung von O5 dargestellt. Die Dehnungsverläufe weisen eine ähnliche Form mit unterschiedlichen Beträgen auf. Das Maximum der Dehnung liegt im Bereich der Dünnstelle bei $x = 40$ mm. 10 mm von der Dünnstelle entfernt betragen die Dehnungen noch 10 % des maximalen Wertes.

Die maximalen Dehnungen aus Abbildung 3.13 sind in Abbildung 3.14 in Abhängigkeit von der Orientierung des Si dargestellt. Die Dehnungen sind normiert auf die Dehnung der Orientierung O5 aufgetragen. Die maximale Dehnung wird bei der Orientierung O5 erreicht. Mit 98,6 % von O5 erreicht die Orientierung O1 ebenfalls einen hohen Dehnungswert. O3 und O7 haben mit 78,9 % von O5 gleiche maximale Dehnungen. Die Dehnungen für O4 mit 77,5 % von O5 und für O6 mit 75,8 % von O5 liegen wie O3 und O7 im mittleren Dehnungsbereich. Die geringste Dehnung tritt für

die Orientierung O2 auf. Hier beträgt die maximale Dehnung 70,5 % der maximalen Dehnung von O5.

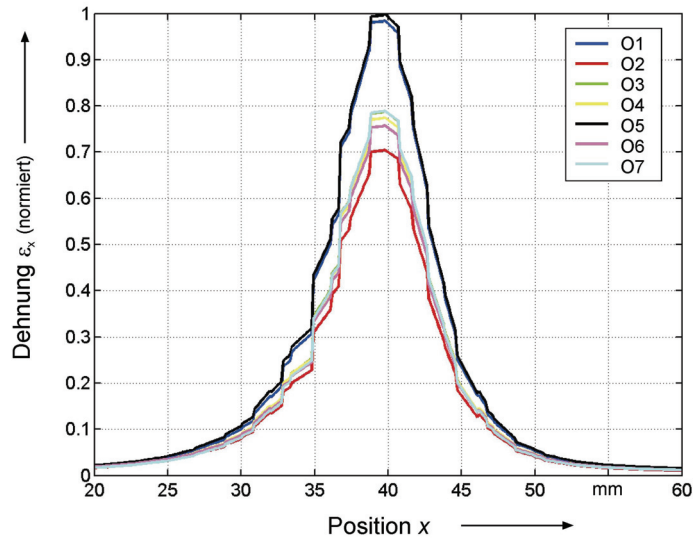


Abbildung 3.13: Normierte Dehnung ϵ_x auf der Oberfläche der Federkörper im Bereich der ersten Dünnstelle als Funktion der Position x für die Orientierungen O1 bis O7.

Die hohen Dehnungswerte für O1 und O5 resultieren aus dem niedrigen Elastizitätsmodul der [100] Richtung (s. Tabelle 2.2), die für O1 und O5 entlang der Länge l ausgerichtet ist. Der Unterschied von 1,4 % zwischen den Orientierungen O1 und O5 basiert auf den unterschiedlichen Elastizitätsmoduln für die [100] und die [110] Richtung, die in Richtung der Breite b und der Höhe h auftreten.

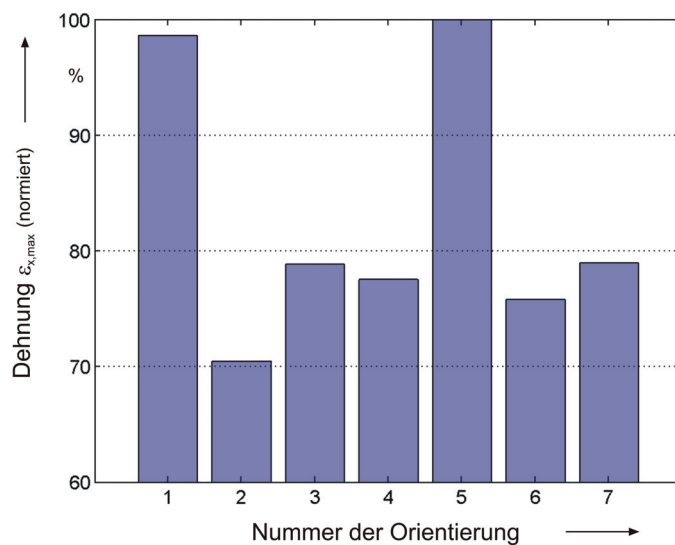


Abbildung 3.14: Maximale Dehnung $\epsilon_{x,max}$ auf der Oberfläche der Federkörper für die Orientierungen O1 bis O7, normiert auf die Dehnung der Orientierung O5.

Die Materialeigenschaften der $\langle 211 \rangle$ Richtungen sind äquivalent zu den Eigenschaften der $\langle 011 \rangle$ Richtungen [32]. Aus der Orientierung dieser Richtungen entlang der Länge l bei O3, O4, O6 und O7 erklärt sich das ähnliche Dehnungsverhalten im mittleren Dehnungsbereich. Die Unterschiede zwischen den Orientierungen basieren wie bei O1 und O5 auf den unterschiedlichen Elastizitätsmoduln in Richtung der Höhe und der Breite des FKs.

Der niedrige Dehnungswert für O2 resultiert aus dem hohen Elastizitätsmodul der $\langle 111 \rangle$ Richtung entlang der Länge.

3.2.3 Festlegung der Orientierung des Siliziums im Federkörper

Für eine große Dehnungsempfindlichkeit des Si-FKs ist eine hohe Dehnung im Dünnstellenbereich bei niedriger mechanischer Spannung im gesamten FK anzustreben. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass bei gleicher mechanischer Spannung im FK die maximalen Dehnungen im Dünnstellenbereich für die Orientierungen O5 und O1 auftreten. Die minimale Dehnung wird für O2 erreicht und für die übrigen Orientierungen werden mittlere Dehnungswerte erzielt.

Da sich FK für die Orientierung O1 aus den verfügbaren Si-Stäben einfacher fertigen lassen als für die Orientierung O5, ist die Orientierung O1 für die Si-WZ am besten geeignet. Die Länge l , die Breite b und die Höhe h des FKs sind bei dieser Orientierung des Si in $\langle 001 \rangle$ Richtungen ausgerichtet.

Im Verlauf der Arbeit werden zu Vergleichszwecken neben FK der Orientierung O1 ebenfalls FK der Orientierungen O5, O2 und O3 gefertigt und experimentell untersucht.

3.3 Untersuchungen zur Einspannung und zur Kraffteinleitung

Die Art der Fixierung des FKs an der Festseite, also die Einspannung, und die Art der Kraftübertragung an der freien Seite, also die Kraffteinleitung, haben entscheidenden Einfluss auf das messtechnische Verhalten der Si-WZ. Da Einspannung und Kraffteinleitung das mechanische Verhalten des FKs in gleicher Weise beeinflussen, beschränken sich die folgenden Untersuchungen auf die Einspannung.

Die Einspannung des FKs kann beispielsweise durch Schrauben, Kleben oder Spannen erreicht werden. Schraubverbindungen werden nicht eingesetzt, da sie aufgrund des spröden Materialverhaltens von Si mit äußerst hohen fertigungstechnischen Anforderungen an den FK verbunden sind. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass Klebeverbindungen ebenfalls ungeeignet sind. Aufgrund der mechanischen Nachwirkungen des Klebers ändert sich bei Belastung der Einspannwinkel des FKs. Dieses verursacht vor allem bei den optischen Verformungsmessungen, die zur experimentellen Untersuchung des FKs durchgeführt werden, eine große Abweichung.

Aus diesen Gründen wird im Folgenden die Einspannung durch Spannen des FKs zwischen zwei Spannblöcke untersucht. Entscheidendes Kriterium ist hier der Einfluss der Einspannung auf das Dehnungsverhalten im Dünnstellenbereich. Die durch die Einspannung verursachte Dehnung im Dünnstellenbereich muss möglichst gering sein, um Störeinflüsse durch variierende Einspannbedingungen, die z. B. bei Ände-

zung der Spannkraft aufgrund von Temperaturschwankungen auftreten, so gering wie möglich zu halten.

3.3.1 Modellbildung zur Einspannung des Federkörpers

Zur Einspannung des FKs wird dieser mit einem Ansatz, der die Breite des FKs und eine Länge von 25 mm aufweist, versehen (s. Abbildung 3.15). Untersucht wird zunächst der Einfluss dieses Einspannansatzes auf das Dehnungsverhalten im Dünnstellenbereich. Zu diesem Zweck wird die Höhe h_E des Einspannansatzes ausgehend von der Ausgangsgeometrie, bei der FK und der Einspannansatz die gleiche Höhe von 30 mm aufweisen, bis zur Höhe $h_E = 5$ mm variiert.

In einem zweiten Schritt wird der Einfluss einer Entlastungsbohrung auf das Dehnungsverhalten untersucht. Diese Bohrung, deren Struktur ebenfalls in Abbildung 3.15 dargestellt ist, durchdringt den FK in der vollen Höhe. Die Länge der Entlastungsbohrung beträgt 12 mm und die Breite 4 mm. Der Mittelpunkt der Entlastungsbohrung befindet sich auf der Mittellinie des FKs bei $x = 4$ mm. Die Höhe des Einspannansatzes entspricht für diese Untersuchungen der Höhe des FKs.

Für alle Untersuchungen zur Einklemmung des FKs wird ein isotropes Materialmodell verwendet.

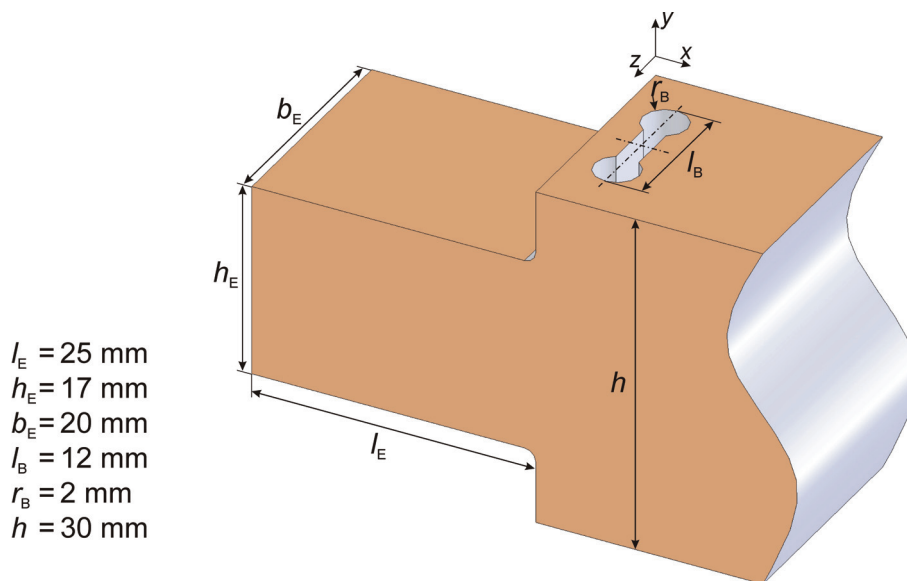


Abbildung 3.15: Ausschnitt aus dem Modell des Federkörpers mit Einspannansatz (links) und Entlastungsbohrung.

Zur Modellierung der Einspannung wird der FK wie in Abbildung 3.16 gezeigt zwischen zwei Spannblöcke gespannt. Diese Spannblöcke werden mit den gleichen Materialparametern wie der FK modelliert. Die Knoten der unteren Fläche des unteren Spannblocks besitzen keine Bewegungsfreiheitsgrade und sind damit ortsfest. Auf die obere Fläche des oberen Spannblocks wirkt eine Spannkraft von 1440 N in negativer y -Richtung.

Das Dehnungsverhalten wird entlang der Mittellinie auf der Oberfläche des FKs s_0 ausgewertet.

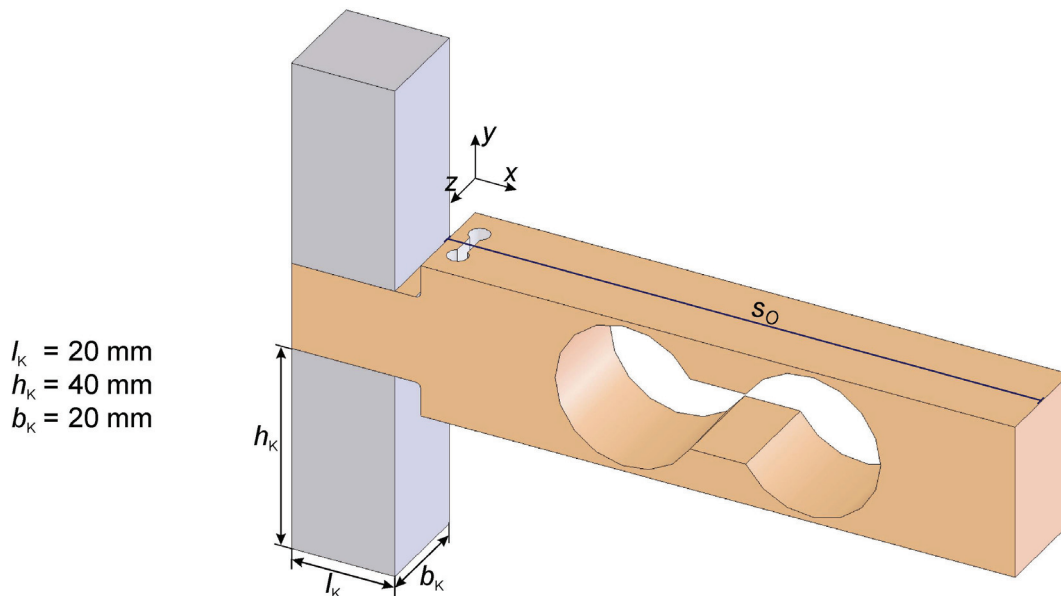


Abbildung 3.16: Modell zur Einspannung des Federkörpers mittels zweier Spannböcke.

3.3.2 Einfluss der Einspannung auf das Dehnungsverhalten des Federkörpers

Die Einspannung des FKs am Einspannansatz verursacht eine zur Einspannkraft proportionale Dehnung auf der Oberfläche des FKs in den Dünnstellenbereichen. Die Abhängigkeit der maximalen Dehnung $\varepsilon_{x,\max}$ von der Höhe des Einspannabsatzes h_E entlang der Strecke s_0 ist in Abbildung 3.17 dargestellt. Die Dehnung ist auf den maximalen Dehnungswert von $\varepsilon_{x,\max} = 8,3 \cdot 10^{-8}$ normiert. Diese maximale Dehnung tritt auf, wenn der Einspannansatz die gleiche Höhe wie der FK aufweist und somit kein Absatz vorhanden ist. Im Bereich von $h_E = 30 \text{ mm}$ bis $h_E = 13 \text{ mm}$ nimmt die Dehnung in guter Näherung linear mit h_E ab. Für $h_E = 13 \text{ mm}$ beträgt die Dehnung noch 10 % des maximalen Wertes. Bei weiter abnehmender Höhe h_E nähert sich der Verlauf dem Wert null an. Ab $h_E = 10 \text{ mm}$ ist der Einfluss der Höhe vernachlässigbar.

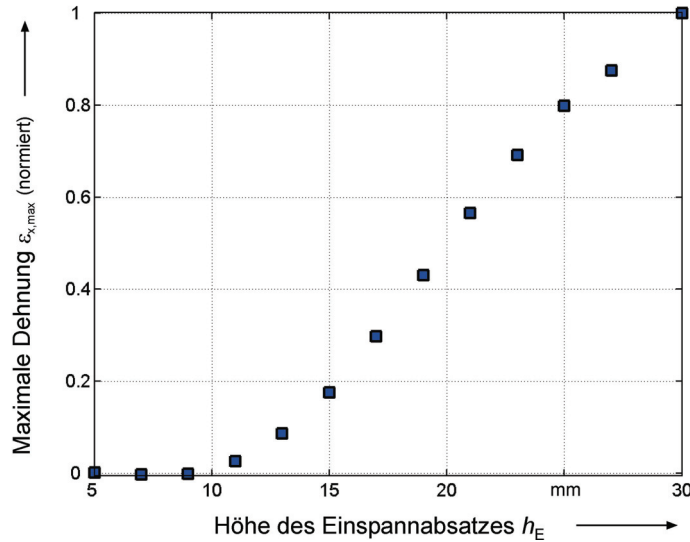


Abbildung 3.17: Normierte maximale Dehnung $\epsilon_{x,max}$ im Bereich der Dünnstellen in Abhängigkeit von der Höhe des Einspannansatzes h_E bei Einspannung des Federkörpers.

Der Dehnungsverlauf auf der Oberfläche des FKs entlang der Strecke s_0 ist in Abbildung 3.18 für drei unterschiedliche Geometrien normiert auf den maximal auftretenden Wert dargestellt. Der Bereich um die erste Dünnstelle von $x = 36$ mm bis $x = 44$ mm ist vergrößert dargestellt. Die schwarze Kurve entspricht dem FK in Ausgangsgeometrie, die blaue Kurve dem FK mit einer Höhe des Einspannansatzes von 17 mm und die rote Kurve dem FK mit Entlastungsbohrung.

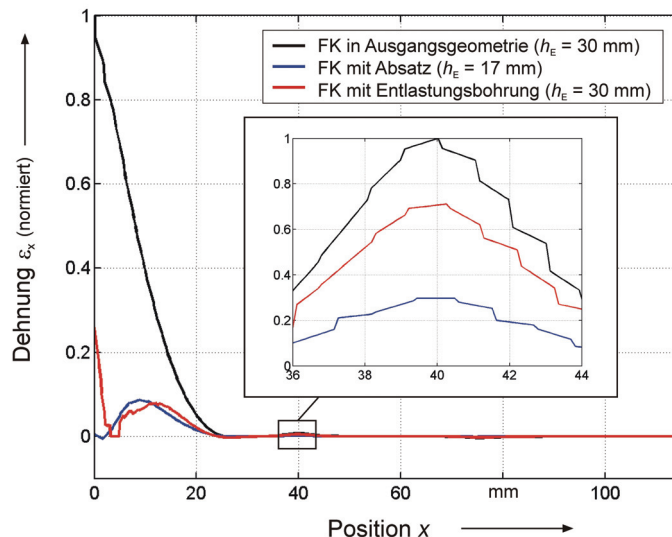


Abbildung 3.18: Normierte Dehnung ϵ_x entlang der Strecke s_0 als Funktion der Position x bei Einspannung des Federkörpers für verschiedene Geometrien.

Für den FK in der Ausgangsgeometrie ist der Dehnungsverlauf im ersten Bereich bis $x = 30$ mm, vom maximalen Wert für $x = 0$ mm, monoton fallend. Aufgrund des durch

die Einspannhöhe von 17 mm entstehenden Absatzes steigt die Dehnung entlang der Strecke s_0 dieses FKs mit zunehmendem x zunächst von 0 auf ein lokales Maximum bei $x = 10$ mm, mit 10 % des maximalen Dehnungswertes vom FK in der Ausgangsgeometrie. Im weiteren Verlauf fällt die Dehnung ähnlich dem Verlauf des FKs in der Ausgangsgeometrie bis zum ersten Dünnstellenbereich monoton ab. Der FK mit Entlastungsbohrung weist den maximalen Dehnungswert, der 25 % des maximalen Wertes vom FK ohne Entlastungsbohrung beträgt, bei $x = 0$ mm auf. Die Dehnung fällt zur Bohrung hin ab. Im Bereich der Entlastungsbohrung werden keine Dehnungswerte ermittelt und die Dehnungswerte werden mit null dargestellt. Nach der Entlastungsbohrung zeigt die Dehnung einen ähnlichen Verlauf wie bei dem FK mit Einspannabsatz.

Im Bereich der Dünnstellen ergeben sich für alle drei Geometrien lokale Maxima bzw. Minima. Der vergrößert dargestellte Bereich in Abbildung 3.18 lässt erkennen, dass die durch die Einspannung verursachte Dehnung für den FK in Ausgangsgeometrie maximal ist. Der Absatz in der Einspannung führt zu einer Reduzierung der maximalen Dehnung im Dünnstellenbereich um 70 %. Die Entlastungsbohrung reduziert die Dehnung um 30 %.

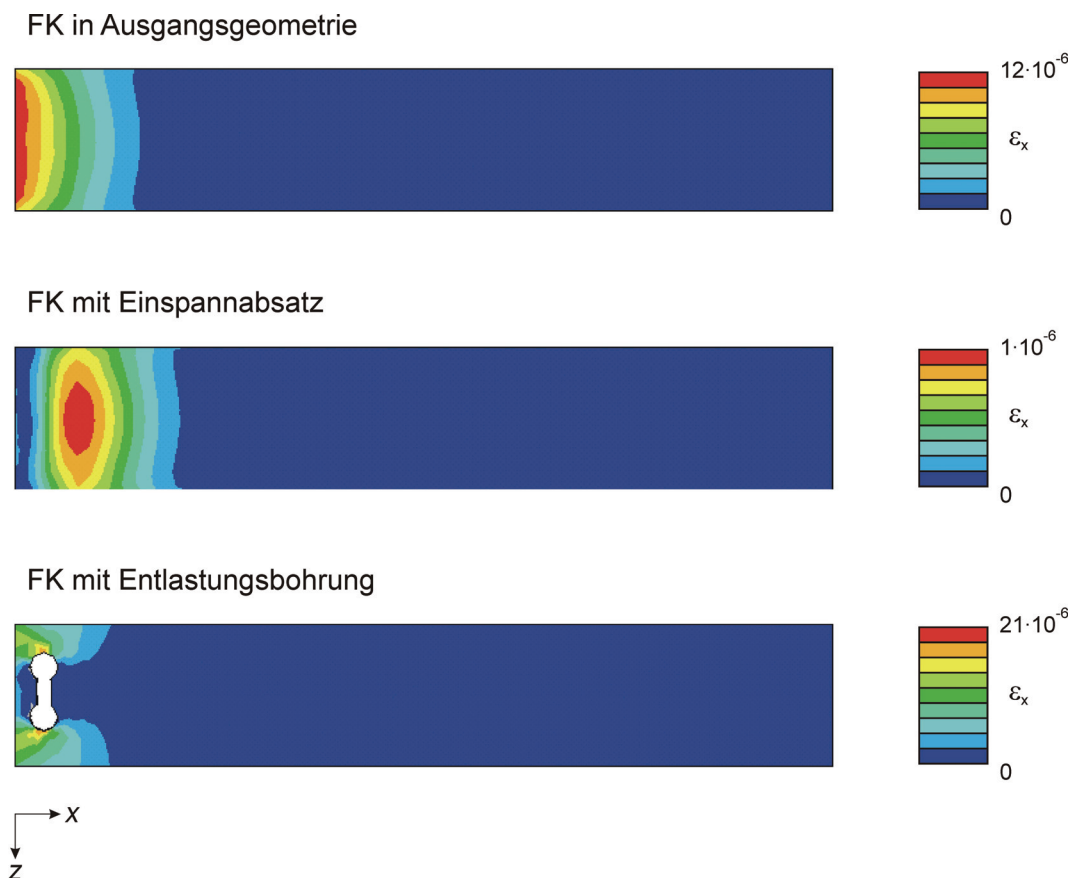


Abbildung 3.19: 2-D Darstellung der Dehnung ε_x auf der Oberseite der Federkörper als Funktion der Positionen x und z bei Einspannung der FK für verschiedene Geometrien.

In den Abbildungen 3.19 und 3.20 sind die Dehnungsverläufe auf der Oberseite der FK zweidimensional in der x-z-Ebene dargestellt. In Abbildung 3.19 basiert die Skalierung der Farbskala auf den minimalen und maximalen Dehnungswerten ε_x im gesamten dargestellten Oberflächenbereich und in Abbildung 3.20 ist die Skala auf die Dehnungen im ersten Dünnstellenbereich bezogen. In beiden Darstellungen gilt für jeden FK eine eigene Farbskala.

Abbildung 3.19 veranschaulicht die Verteilung der durch Einspannung erzeugten Dehnung im Oberflächenbereich der FK. Beim FK in Ausgangsgeometrie ist die Dehnung am Rand für $x = 0$ mm am größten und nimmt in x-Richtung ab. Zu den Rändern des FKs hin ist die Dehnung geringer als in der Mitte für $z = b/2$. Für den FK mit Einspannabsatz sinkt die Dehnung ausgehend vom Maximum bei $x = 10$ mm zu beiden Seiten der Oberfläche des FKs. Beim FK mit Entlastungsbohrung ergeben sich im mittleren Bereich geringe Dehnungswerte und die maximale Dehnung konzentriert sich auf den Bereich der Rundungen der Entlastungsbohrung.

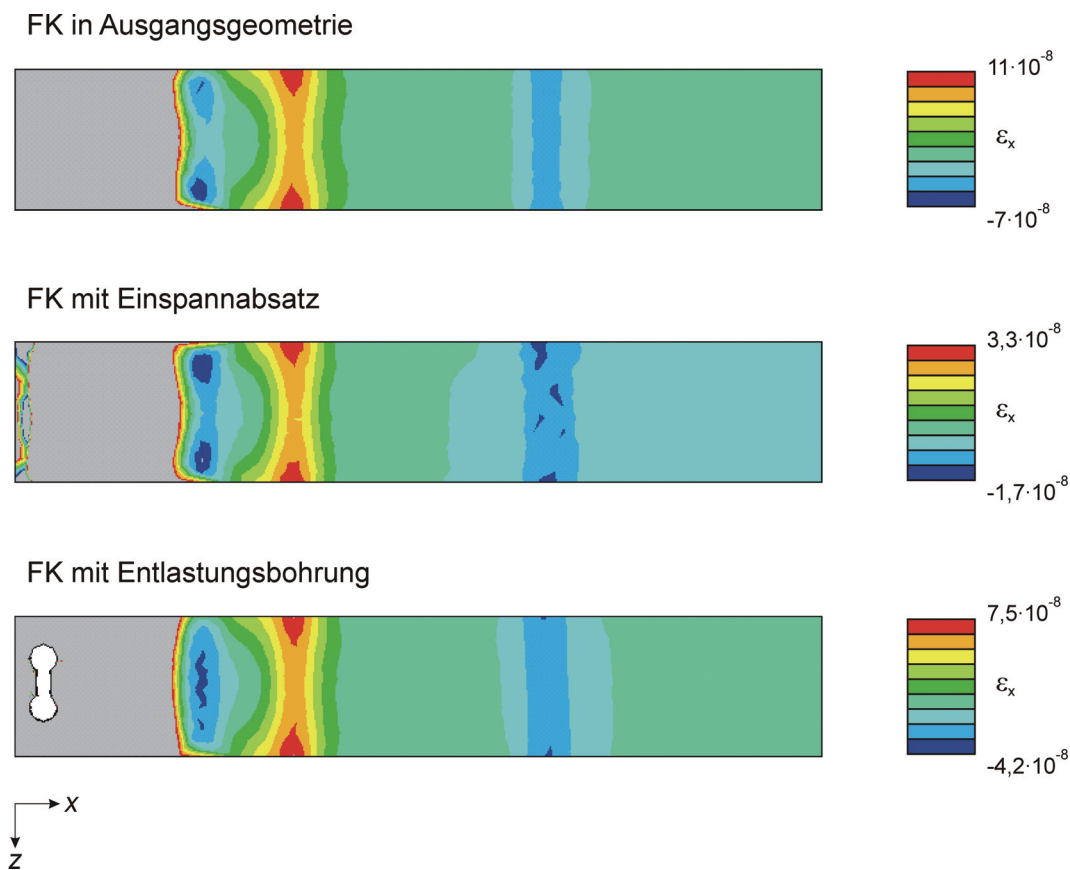


Abbildung 3.20: 2-D Darstellung der Dehnung ε_x auf der Oberseite der Federkörper als Funktion der Positionen x und z bei Einspannung der FK; verschiedene Geometrien; Skalierung auf den ersten Dünnstellenbereich des jeweiligen FK.

Die Abbildung 3.20 verdeutlicht das Dehnungsverhalten im ersten Dünnstellenbereich. Dehnungswerte außerhalb der Farbskala sind grau dargestellt. Bezüglich der Dehnungsverteilung bieten die Varianten Einspannabsatz und Entlastungsbohrung

keinen Vorteil gegenüber der Ausgangsgeometrie, da alle drei Geometrien im ersten Dünnstellenbereich einen ähnlichen Dehnungsverlauf aufweisen. Die maximalen Dehnungen treten im Randbereich der FK auf. Das Einfließen der Spanndehnung erfolgt links von der ersten Dünnstelle entlang parabelförmiger Linien gleicher Dehnung. Rechts von der ersten Dünnstelle sind diese Isolinien in guter Näherung Geraden.

Die maximalen absoluten Dehnungswerte im Dünnstellenbereich, verursacht durch die Einspannung des FKs, betragen $11 \cdot 10^{-8}$ für die Ausgangsgeometrie, $3,3 \cdot 10^{-8}$ für den FK mit Einspannabsatz und $7,5 \cdot 10^{-8}$ für den FK mit Entlastungsbohrung. Bei einer maximalen Dehnung des FKs von $1 \cdot 10^{-3}$ unter maximaler Last ergibt sich der relative Einfluss der Einspanndehnung auf das Dehnungsverhalten im Dünnstellenbereich zu $11 \cdot 10^{-5}$ für die Ausgangsgeometrie und zu $3 \cdot 10^{-5}$ für den FK mit Einspannabsatz.

3.3.3 Festlegung der Einspannung und der Kraffteinleitung

Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen, dass die Höhe des Einspannabsatzes h_E möglichst klein sein muss, um Dehnungen im Dünnstellenbereich durch die Einspannung so gering wie möglich zu halten. Ab $h_E = 10$ mm bringt eine weitere Reduzierung der Höhe keine Verbesserung. Um eine ausreichende Stabilität des Einspannabsatzes zu gewährleisten wird seine Höhe mit $h_E = 17$ mm festgelegt. Bei dieser Höhe beträgt die Dehnung im Dünnstellenbereich 30 % der Dehnung ohne Absatz im Einspannansatz.

Eine Entlastungsbohrung ist eine weitere Möglichkeit zur Reduzierung der Spanndehnung im Dünnstellenbereich und reduziert die einspannungsbedingte Dehnung auf 70 %.

Der geringste Einfluss lässt sich durch die Kombination eines Einspannabsatzes mit der Höhe $h_E = 17$ mm und einer Entlastungsbohrung erzielen. Da die Fertigung einer Entlastungsbohrung sehr aufwendig ist, wird in der vorliegenden Arbeit auf eine solche Bohrung verzichtet.

Die Kraffteinleitung beeinflusst das Dehnungsverhalten des FKs in gleicher Weise wie die Einspannung. Daher wird die Kraffteinleitung in identischer Geometrie gestaltet. Die resultierende Geometrie des FKs ist symmetrisch zu den Achsen x , y und z .

3.4 Mechanisches Verhalten der herzustellenden Federkörper

3.4.1 Geometrie der Federkörper und Orientierung des Siliziums

Basierend auf den Ergebnissen der vorangegangenen Abschnitte wird die Geometrie der FK wie in Abbildung 3.21 dargestellt gewählt. Der Körper hat eine Höhe h von 30 mm, eine Breite b von 20 mm und eine Gesamtlänge l_g von 165 mm. Die Länge l_E der 17 mm hohen Absätze zur Einspannung und Kraffteinleitung beträgt 25 mm. Die Fasen mit einem Radius r von 2 mm an den Ecken der Absätze dienen zur Reduzierung von Kerbspannungen. Die 1 mm dicken Dünnstellen befinden sich in einem Abstand s von 35 mm.

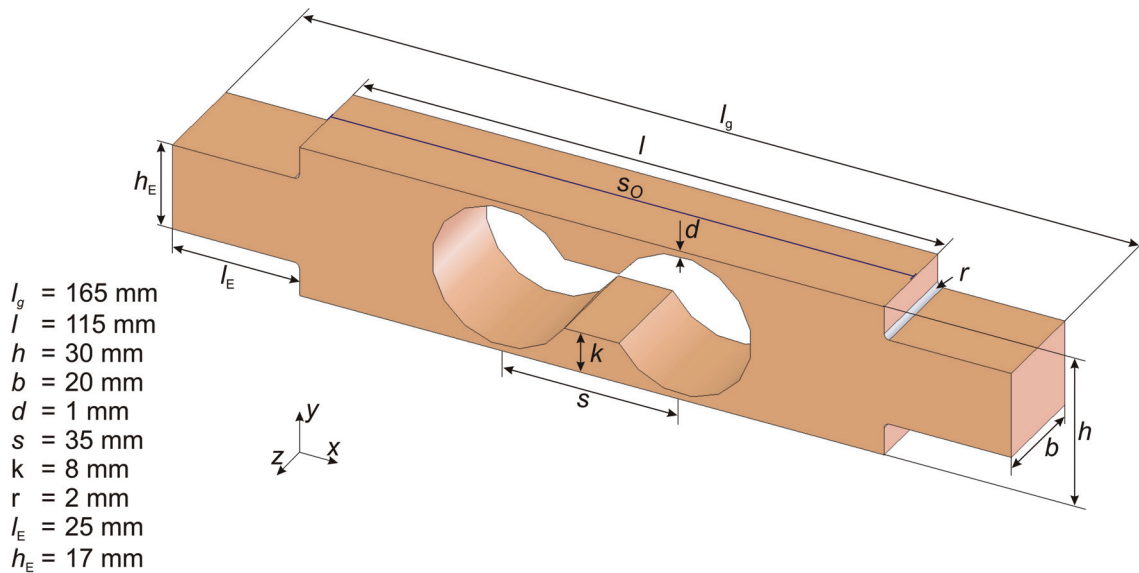


Abbildung 3.21: Geometrie der zu untersuchenden Silizium-Federkörper.

Die Nummerierung der fünf herzustellenden FK und die Orientierungen des Si in den jeweiligen FK sind in der Tabelle 3.4 zusammengestellt.

Tabelle 3.4: Orientierungen des Siliziums in den zu untersuchenden Federkörpern.

Nummer des Federkörpers	Bezeichnung der Orientierung	Richtung entlang der Länge l	Richtung entlang der Breite b
1	O1	<001>	<001>
2	O1	<001>	<001>
3	O5	<001>	<011>
4	O2	<111>	<211>
5	O3	<211>	<011>

3.4.2 Verformungs- und Dehnungsverhalten der Federkörper unter Last

Im Folgenden wird das Verformungs- und Dehnungsverhalten der herzustellenden FK unter Last, basierend auf numerischen Berechnungen, dargestellt. Abbildung 3.22 zeigt beispielhaft den Dehnungsverlauf des Si-FKs Nr. 1 bei einer Belastung von $F = 60 \text{ N}$. Wie erwartet, treten die extremen Dehnungen im Bereich der Dünnstellen auf. Die maximale Dehnung für den Si-FK Nr. 1 beträgt $\varepsilon_{x,\max} = 1,04 \cdot 10^{-3}$. Bezogen auf die Belastung errechnet sich die Empfindlichkeit der Dehnung zu $E_\varepsilon = 1,74 \cdot 10^{-5} \text{ 1/N}$.

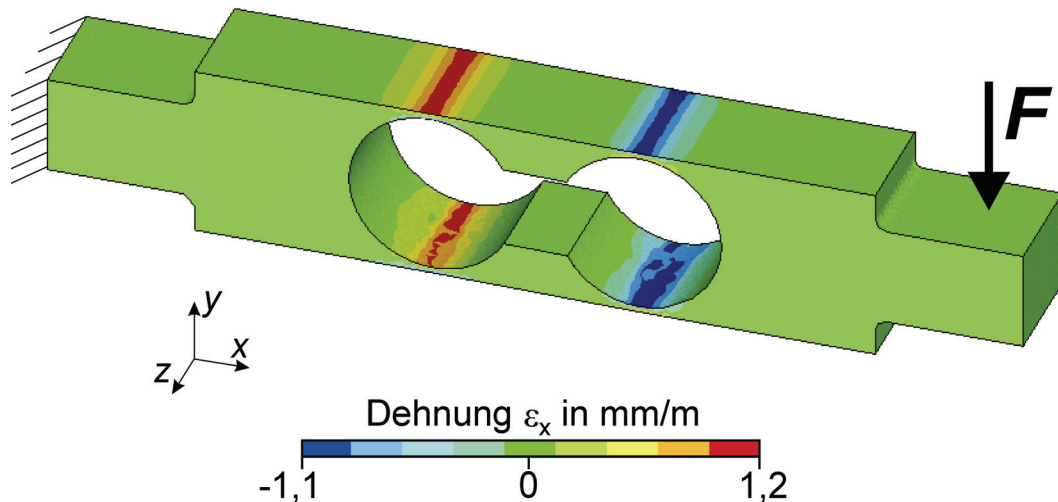


Abbildung 3.22: Dehnung ε_x des Silizium-Federkörpers Nr. 1 bei einer Belastung $F = 60$ N.

Die Abbildung 3.23 zeigt beispielhaft die Durchbiegung w_y des Si-FKs Nr. 5 entlang der Mittellinie s_0 (s. Abbildung 3.21) als Funktion der Position x bei einer Belastung $F = 60$ N. Die Dünnstellen teilen den Verlauf der Durchbiegung in drei Bereiche. Bereich I vor den Dünnstellen, Bereich II zwischen und Bereich III hinter den Dünnstellen. Unter Last verformen sich die Bereiche I und III in erster Näherung parallel. Basierend auf dieser Parallelverschiebung wird die Auslenkung zwischen den beiden Bereichen als Maß für die Verformung verwendet. Im Folgenden wird die Auslenkung A_y definiert als die Verformungsdifferenz zwischen den Punkten $x = 25$ mm und $x = 90$ mm:

$$A_y = w_y(x = 90 \text{ mm}) - w_y(x = 25 \text{ mm}) \quad (3.3)$$

Für den Si-FK Nr. 5 beträgt die Auslenkung $A_y = -398,3 \mu\text{m}$. Bezogen auf die Belastung von 60 N errechnet sich die Auslenkungsempfindlichkeit zu $E_A = -6,64 \mu\text{m/N}$ bzw. zu $E_w = -65,1 \mu\text{m/kg}$ umgerechnet auf die Belastung mit Massen.

In der Tabelle 3.5 sind die maximale Dehnung im Dünnstellenbereich $\varepsilon_{x,\text{max}}$, die maximale Spannung im gesamten FK σ_{max} und die Auslenkung des FKs A_y als Funktion der Kraft F für die Si-FK Nr. 1 bis Nr. 5 zusammengefasst.

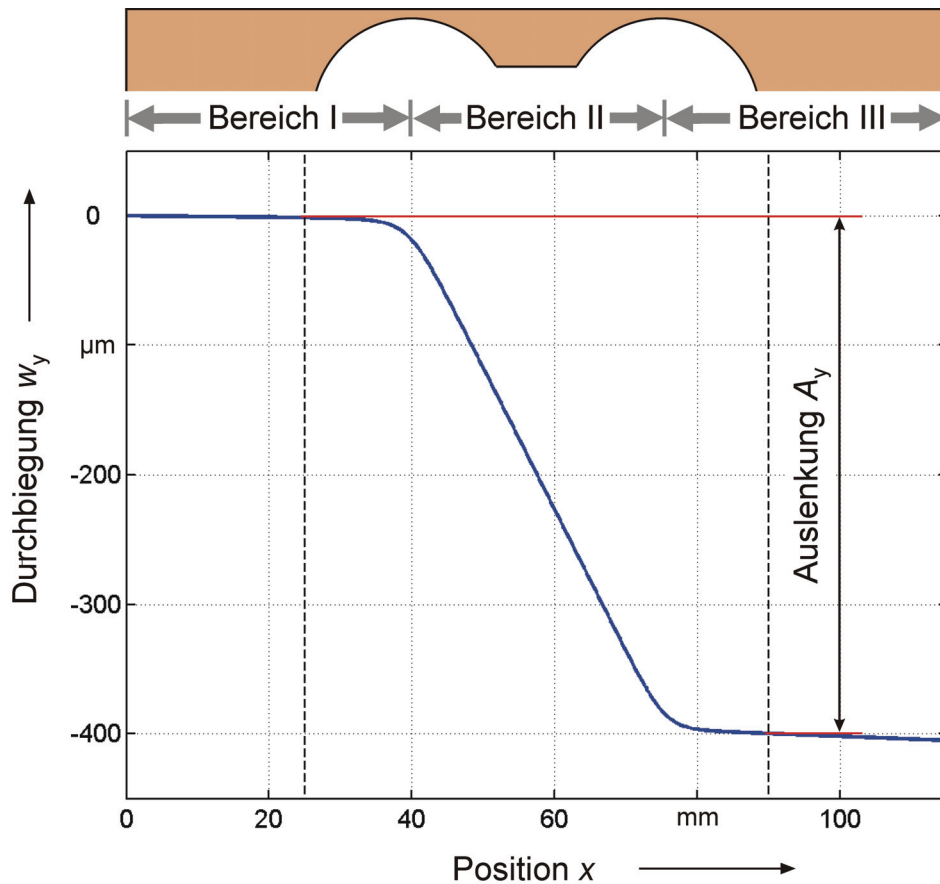


Abbildung 3.23: Durchbiegung w_y und Auslenkung A_y des Silizium-Federkörpers Nr. 5 entlang der Mittellinie auf der Oberfläche als Funktion der Position x ; Belastung $F = 60 \text{ N}$.

Die größten Dehnungen im Dünnstellenbereich bei gleicher Last werden für den Si-FK Nr. 3 erzielt. Bei einer Last von $F = 60 \text{ N}$ ergibt sich die Dehnung zu $\varepsilon_{x,\max} = 1,06 \cdot 10^{-3}$. Für die FK Nr. 1 und Nr. 2 werden mit $\varepsilon_{x,\max} = 1,04 \cdot 10^{-3}$ ähnliche Dehnungswerte erreicht. Die Auslenkung des Si-FK Nr. 3 beträgt $497 \text{ }\mu\text{m}$ für $F = 60 \text{ N}$. Die Si-FK Nr. 4 und Nr. 5 weisen aufgrund ihrer Orientierungen deutlich geringere Werte für Dehnung und Auslenkung auf.

Tabelle 3.5: Dehnung $\varepsilon_{x,\max}$, Spannung σ_{\max} und Auslenkung A_y als Funktion der Kraft F für die zu untersuchenden Federkörper

Bezeichnung des Federkörpers	Max. Dehnung $\varepsilon_{x,\max}(F)$	Max. Spannung $\sigma_{\max}(F)$	Auslenkung $A_y(F)$
FK Nr. 1	$1,74 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{N}} \cdot F$	$2,74 \cdot 10^6 \frac{1}{\text{m}^2} \cdot F$	$8,04 \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \cdot F$
FK Nr. 2	$1,74 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{N}} \cdot F$	$2,74 \cdot 10^6 \frac{1}{\text{m}^2} \cdot F$	$8,04 \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \cdot F$
FK Nr. 3	$1,77 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{N}} \cdot F$	$2,75 \cdot 10^6 \frac{1}{\text{m}^2} \cdot F$	$8,29 \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \cdot F$
FK Nr. 4	$1,26 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{N}} \cdot F$	$2,80 \cdot 10^6 \frac{1}{\text{m}^2} \cdot F$	$5,99 \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \cdot F$
FK Nr. 5	$1,40 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{N}} \cdot F$	$2,78 \cdot 10^6 \frac{1}{\text{m}^2} \cdot F$	$6,64 \frac{\mu\text{m}}{\text{N}} \cdot F$

4 Herstellung der einkristallinen Silizium-Federkörper

Für experimentelle Untersuchungen werden fünf FK aus einkristallinem Si gleicher Geometrie und unterschiedlicher Orientierung des Si hergestellt. Das Ausgangsmaterial für die FK sind hochreine, einkristalline Si-Stäbe mit einem Durchmesser von 40 mm und einer Länge von 717 mm, die am Institut für Kristallzüchtung in Berlin mit dem Floatingzone-Verfahren hergestellt wurden. Die Abbildung 4.1 links zeigt den Herstellungsprozess, bei dem ein polykristalliner Si-Stab aufgeschmolzen wird (unten im Bild). Aus diesem Stab bildet sich beim Herausziehen des Materials nach oben unter langsamer Drehung ein einkristalliner Stab. Die Si-Stäbe sind undotiert und weisen Unreinheiten für Kohlenstoff und Sauerstoff von weniger als $2 \cdot 10^{15} \text{ 1/cm}^3$ auf. Ihr spezifischer Widerstand beträgt ca. $1000 \text{ } \Omega \text{ cm}$.

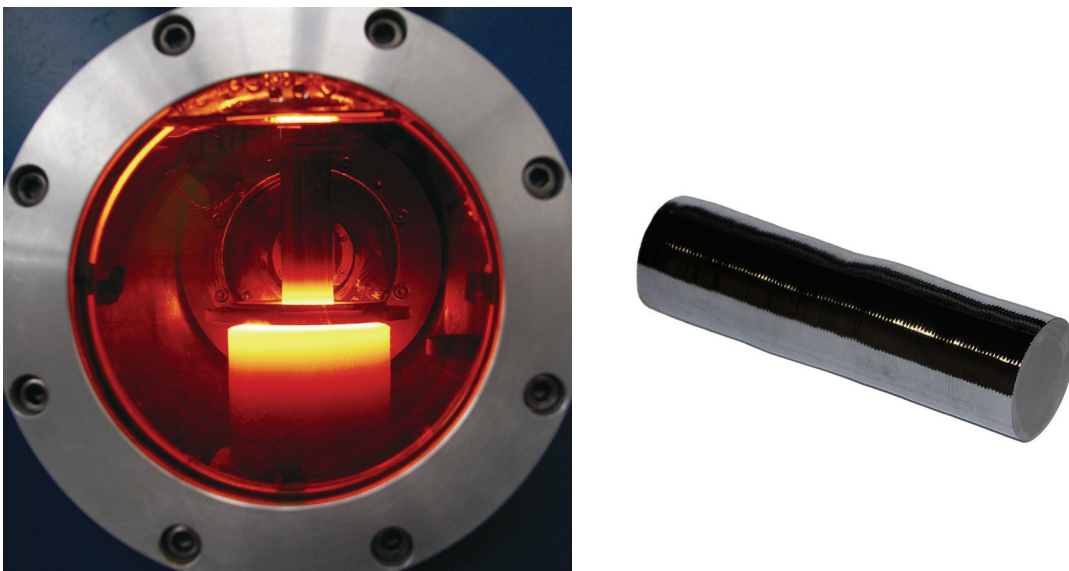


Abbildung 4.1: Links: Herstellung eines einkristallinen Si-Stabes am Institut für Kristallzüchtung in Berlin.

Rechts: Teilstück eines einkristallinen Si-Stabes.

Es wurden drei Si-Stäbe mit unterschiedlichen Orientierungen des Si in den Stäben hergestellt (s. Tabelle 4.1). Die axiale Orientierung des Si ist durch eine Bezugsschnittfläche senkrecht zur Stabachse mit einer Präzision von weniger als $\pm 0,2^\circ$ bestimmt worden. Die azimutale Orientierung ist durch eine geschliffene Fläche, dem so genannten Flat, außen am Stab mit einer Präzision von weniger als $\pm 0,5^\circ$ festgesetzt worden (s. Abbildung 4.2).

Tabelle 4.1: Orientierung des Si in den einkristallinen Stäben

Stab	Axiale Orientierung (durch Stabschnitt festgelegt)	Azimutale Orientierung (durch Flat festgelegt)
1	$\langle 001 \rangle$	$\langle 001 \rangle$
2	$\langle 111 \rangle$	$\langle 011 \rangle$
3	$\langle 112 \rangle$	$\langle 111 \rangle$

Um die im vorhergehenden Kapitel definierten Orientierungen des Si im FK zu erhalten, müssen die FK unter bestimmten Winkeln aus den Si-Stäben herausgearbeitet werden. Abbildung 4.2 definiert schematisch die Lage der FK in den Si-Stäben anhand des Winkels α_F zwischen der Normalen des FKs n_K und der Normalen des Flats n_F . Die Zuordnung der herzustellenden FK zu den Si-Stäben und den Winkeln α_F ist in der Tabelle 4.2 zusammengestellt.

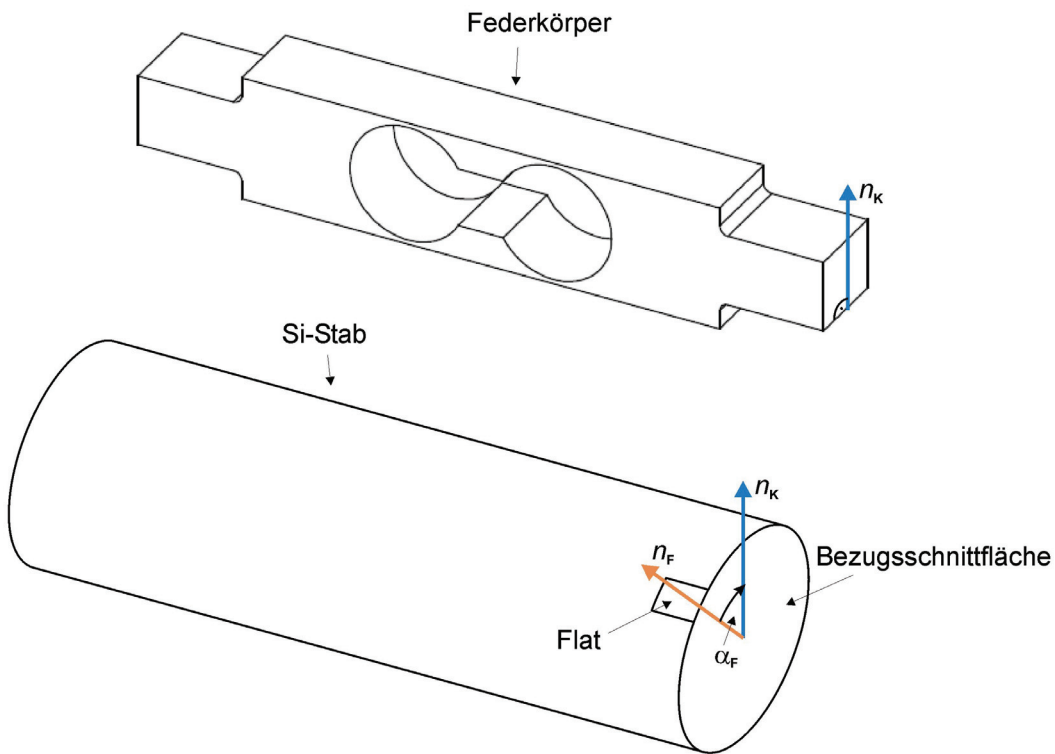


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung zur Lage der FK in den Si-Stäben mit den Normalen des Flats n_F und des FKs n_K sowie dem Winkel α_F zwischen den Normalen.

Die mechanische Fertigung der FK erfordert aufgrund der Sprödigkeit des Materials Spezialwerkzeuge zur Materialbearbeitung und spezielle Fertigungsverfahren. Die Fertigung wird von der Fa. Holm Siliziumbearbeitung durchgeführt. Nach dem Zerlegen der Stäbe in Teilstücke (s. Abbildung 4.1 rechts) werden die FK aus den Teilstücken unter Verwendung von Bohr- und Fräswerkzeugen mit Diamantschleifköpfen herausgearbeitet. Bei der mechanischen Bearbeitung entstehen kleinste Oberflä-

chenschäden, wie Mikrorisse und Muschelbrüche, die die Bruchfestigkeit der FK stark reduzieren. Um eine ausreichende Bruchfestigkeit zu erreichen, wird im Anschluss an die mechanische Bearbeitung von allen Oberflächen mittels Ätzverfahren eine Schicht von 50 μm Dicke abgetragen.

Tabelle 4.2: Zuordnung der Si-Stäbe und der Flatwinkel α_F zu den Federkörpern und resultierende Orientierung des Si im Federkörper

Nr. des Si-FKs	Nr. des Stabes	α_F	Bezeichnung der Orientierung	Richtung entlang der Länge l	Richtung entlang der Breite b
1	1	45°	O1	<001>	<001>
2	1	45°	O1	<001>	<001>
3	1	0°	O5	<001>	<011>
4	2	0°	O2	<111>	<211>
5	3	0°	O3	<211>	<011>

Das im weiteren Verlauf der Arbeit eingesetzte Dünnschichtverfahren zur DMS-Applikation erfordert Oberflächen mit Mittenrauhwerten $R_a < 0,02 \mu\text{m}$ und mit Rautiefen $R_z < 0,5 \mu\text{m}$ [37]. Da diese Werte nach dem Ätzen der Oberflächen nicht erreicht werden, werden die FK nach dem Ätzprozess auf der Ober- und Unterseite poliert.

Die Abbildung 4.3 zeigt einen Si-Federkörper als Resultat des beschriebenen Herstellungsprozesses. Die Herstellungskosten betragen ca. 500 Euro für das Material und ca. 1500 Euro für die Fertigung je FK.



Abbildung 4.3: Federkörper aus einkristallinem Silizium.

5 Experimentelle Untersuchung der Silizium-Federkörper

Zur experimentellen Untersuchung der mechanischen Verformung und der mechanischen Nachwirkung werden in diesem Kapitel lastabhängige Messungen an dem Si-FK Nr. 5 mit einem Fizeau-Interferometer der Fa. Zygo durchgeführt. Das verwendete Fizeau-Interferometer erfasst die Oberflächentopologie von Körpern innerhalb eines kreisförmigen Bereiches mit einem Durchmesser von bis zu 85 mm optisch. Aus diesem Grund können alle wesentlichen Bereiche auf der Oberfläche des FKs mit einem Messzyklus erfasst werden. Dieses Vorgehen ermöglicht es, die Verkipfung des FKs im Versuchsaufbau unter Last zu erfassen und zu korrigieren. Erst durch die Korrektur der Verkipfung können die mechanischen Nachwirkungen mit der erforderlichen Präzision bestimmt werden.

5.1 Versuchsaufbau und Messablauf

Das Fizeau-Interferometer zur optischen Erfassung der Verformung liefert dreidimensionale Messdaten der Oberflächentopologie des Si-FKs [44]. Ein aufgeweiteter Laserstrahl trifft auf die Oberfläche des FKs und wird dort diffus reflektiert. Das rückgestreute Laserlicht wird mit dem an einer Referenzfläche reflektierten Laserlicht überlagert und es findet Interferenz statt. Das entstehende Interferogramm wird mit einer Kamera erfasst und digital ausgewertet. Aus dem Streifenmuster des Interferogramms wird durch Interpolation zwischen den Streifen das Höhenprofil der Federkörperoberfläche errechnet.

Die Zuordnung der Höheninformation zur Position auf der Oberfläche erfolgt durch die Zuweisung der Pixel des Kamerabildes zu den entsprechenden Positionen auf dem FK mittels einer Skalierung. Wenn zwei nebeneinander liegende Interferenzstreifen nicht getrennt voneinander aufgelöst werden können, ist die Messbereichsgrenze der Höhenmessung erreicht.

Für das verwendete Interferometer beträgt der Bündeldurchmesser am ca. 20 cm entfernten Objekt 85 mm. Ein Messzyklus dauert 10 Sekunden und die maximale Höhendifferenz im Messbereich liegt bei 50 μm .

Abbildung 5.1 zeigt die schematische Anordnung von Interferometer und FK. Aufgrund des fest montierten Interferometers mit dem nahezu horizontalen Strahlengang muss der FK um 90° gedreht werden, um die Verformung der oberen Fläche messen zu können.

Diese Drehung erfordert eine horizontale Kraftereinleitung. Die Belastung erfolgt über Massestücke auf einer Lastschale. Die erzeugte Gewichtskraft wird über ein Seil und eine kugelgelagerte Umlenkrolle von einer Vertikal- in eine Horizontalkraft umgelenkt. Die Lastschale hat eine Masse von 186 g. Um den Verformungsbereich des Interferometers nicht zu überschreiten, beträgt die maximale Masse der aufgelegten Massestücke 400 g. Nach drei Vorbelastungen folgen im Abstand von 5 min drei 7-stufige Lastzyklen (s. Abbildung 5.2). Abschließend erfolgen zwei Lastphasen mit maximaler Belastung und Entlastung von jeweils 30 min Dauer zur Ermittlung der

MN. Bei der Entlastung werden auch die Lastschale und das Seil abgenommen. Durch die Abnahme werden Reibungs- und Hystereseeffekte aufgrund der Kraftumlenkung, die die Präzision der Messung vermindern, während der Entlastung vermeiden.

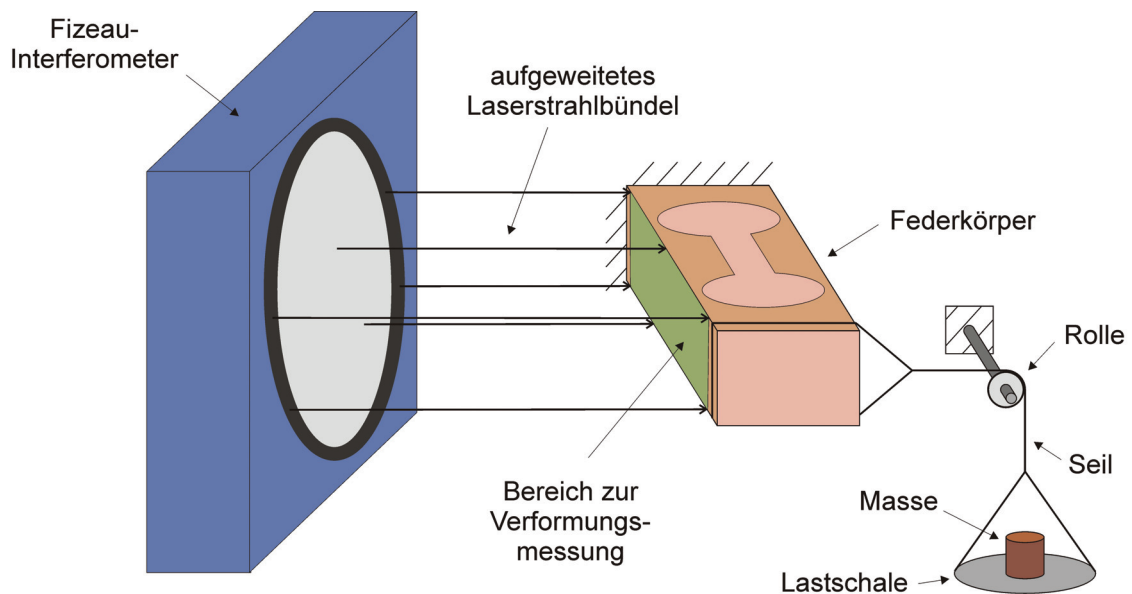


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur optischen Verformungsmessung der Federkörper unter Last.

Die Messung zur Ermittlung der MN wird mit einer Last von 3 kg wiederholt, um durch eine erhöhte Verformung die absoluten Effekte im zeitabhängigen Signalverlauf zu vergrößern. Während der Belastung kann dabei aufgrund der Messbereichsüberschreitung des Interferometers keine Verformung gemessen werden.

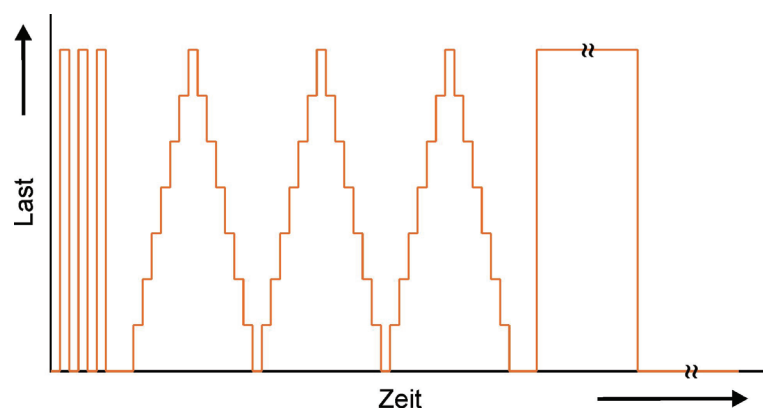


Abbildung 5.2: Schematische Darstellung der auf den Federkörper wirkenden Last als Funktion der Zeit.

Die Messungen werden am Si-FK Nr. 5 durchgeführt. Bei jeder Laststufe wird die Verformung gemessen. Während der zwei Lastphasen mit konstanter Last wird die

Verformung innerhalb der ersten 2 min nach den Lastwechseln alle 30 Sekunden und anschließend im Minutentakt ermittelt.

Abbildung 5.3 zeigt ein Foto des Versuchsaufbaus. Ein Teil der Optik des Interferometers ist am linken Bildrand zu erkennen. Der Si-FK ist eingespannt und die Kräfteinleitung auf den FK erfolgt über eine Seilschlinge und ein fixiertes Platinenstück. Die Lastschale kann über einen Haken abgenommen werden. Auf der Oberfläche des FKs sind am Anfang und am Ende zwei Klebestreifen befestigt, die den Messbereich in x -Richtung eingrenzen und zur späteren Skalierung der Position dienen.

Der gesamte Aufbau befindet sich auf einem Schwingungsisolationstisch in einem klimatisierten Messraum bei Raumtemperatur.



Abbildung 5.3: Versuchsaufbau zur optischen Verformungsmessung eines Si-Federkörpers unter Last.

5.2 Auswertung

Zunächst ist es erforderlich, den Einfluss der Verkipfung des FKs im Versuchsaufbau auf die Verformungsmessung zu untersuchen. Anschließend folgen Analysen zur Auslenkung und zu den mechanischen Nachwirkungen anhand der Verformung des Si-FKs.

5.2.1 Verkipfung des Federkörpers im Versuchsaufbau

Die Verkipfung des FKs wird durch eine Verformung des Versuchsaufbaus aufgrund von Elastizitäten und MN der Materialien des Aufbaus verursacht und führt zu einer Abweichung in der Auslenkungsmessung. Um die Verkipfung zu diskutieren, wird der Oberflächenwinkel α definiert als Winkel zwischen der Oberfläche des Si-FKs und einer Linie senkrecht zum Laserstrahl (s. Abbildung 5.4).

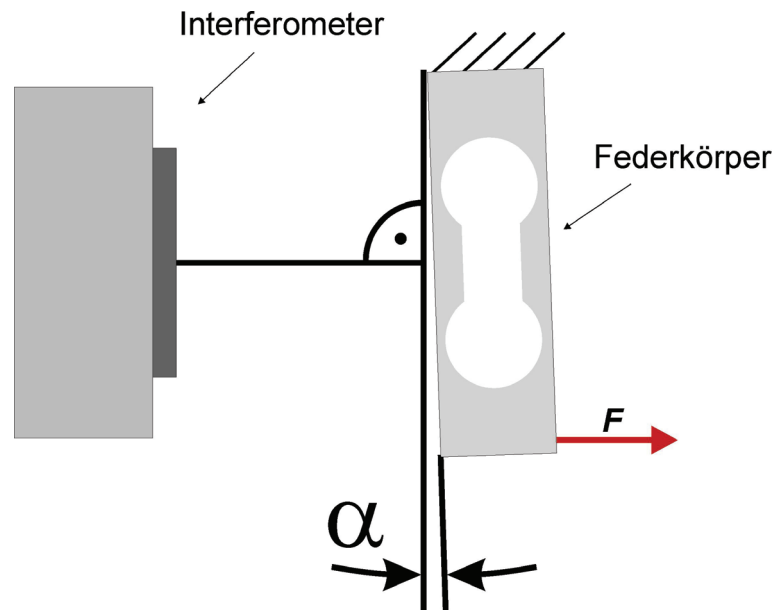


Abbildung 5.4: Schematische Darstellung zur Definition des Oberflächenwinkels α .

Der Messfehler verursacht durch eine Verkipfung um α beträgt für die Auslenkung A_y (s. Kapitel 3.4):

$$A_y(\alpha) = 65 \text{ mm} \cdot \sin(\alpha) \quad (5.1)$$

In Abbildung 5.5 ist der Oberflächenwinkel α als Funktion der Position x für den unbelasteten (blau) und den mit 300 g belasteten FK (rot) dargestellt. Der unbelastete FK weist am Anfang (Bereich I) den Winkel α_f auf. Dieser Winkel ist ein Maß für die Fehlausrichtung des gesamten FKs zum Laserstrahl. Die Winkeldifferenz α_p zwischen Anfang und Ende des unbelasteten FKs ist auf herstellungsbedingte Unregelmäßigkeiten in der Ebenheit zurückzuführen. α_p ist ein Maß für die Parallelität zwischen Bereich I und Bereich III. Bei Belastung des FKs vergrößert sich der Oberflächenwinkel α_1 im Bereich II zwischen den Dünnstellen wie erwartet.

Die Winkeldifferenz α_k zwischen be- und entlastetem FK an seinem Anfang kann nicht durch eine lastabhängige Verformung erklärt werden. Die numerischen Simulationen zeigen hier keinen Unterschied im Oberflächenwinkel zwischen be- und entlastetem FK. Dieses Verhalten entsteht durch die Verkipfung des FKs im Versuchsaufbau.

Um die Verkipfung zu untersuchen, werden die Winkel α_a bei $x = 17 \text{ mm}$ am Anfang und α_e bei $x = 95 \text{ mm}$ am Ende des FKs in Abhängigkeit von der Last betrachtet. Die Abbildung 5.6 zeigt diese Oberflächenwinkel mit den erweiterten Vertrauensintervallen der Messdaten als Funktion der Masse.

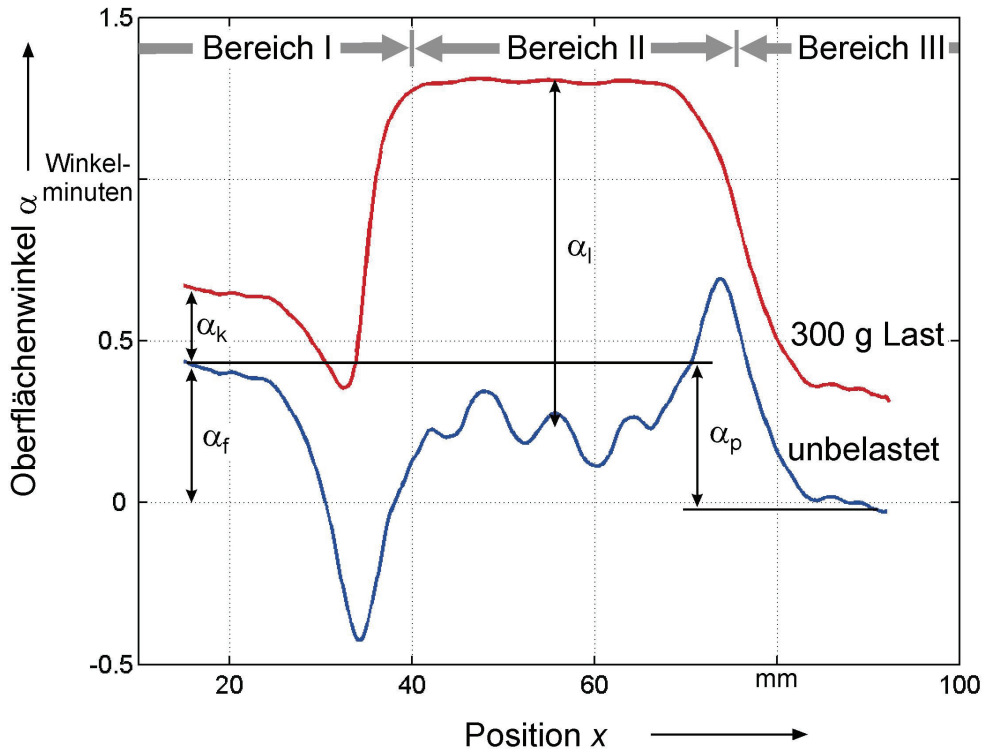


Abbildung 5.5: Oberflächenwinkel α des Si-Federkörpers Nr. 5 als Funktion der Position x für zwei Lastfälle (blau: unbelastet, rot: 300 g Last); mit dem Winkel der Fehlausrichtung α_f und den Winkeldifferenzen zwischen Anfang und Ende α_p , zwischen Be- und Entlastung am Anfang α_k und zwischen Be- und Entlastung im Bereich II α_l .

Beide Verläufe zeigen in guter Näherung lineares Verhalten. Die Ausgleichsfunktionen - ebenfalls in Abbildung 5.6 dargestellt - weisen unterschiedliche Gradienten auf. Für α_e ist der lineare Koeffizient der Ausgleichsfunktion mit $7,4 \cdot 10^{-4} \text{ '}/g$ 1,5-mal größer als für α_a mit $4,8 \cdot 10^{-4} \text{ '}/g$.

Der Unterschied in den Gradienten bedeutet unterschiedliche Parallelität zwischen Bereich I und Bereich III bei Laständerung. Dieses wird teilweise durch die numerischen Simulationen bestätigt. Weiterhin wird vermutet, dass herstellungsbedingte Toleranzen in der Geometrie des FKs zu einer nicht exakten parallelen Bewegung führen. Das bedeutet, nur der am Anfang des FKs ermittelte Oberflächenwinkel ist unabhängig von der Last ein Maß für die Verkipfung des gesamten FKs.

Im Folgenden wird daher α_a verwendet, um die Verkipfung des FKs im Versuchsaufbau zu berechnen. Aus dem linearen Koeffizienten der Ausgleichsfunktion errechnet sich mit Gleichung (5.1) ein lastabhängiger Auslenkungsfehler von 9 nm/g verursacht durch die Verkipfung des FKs im Versuchsaufbau.

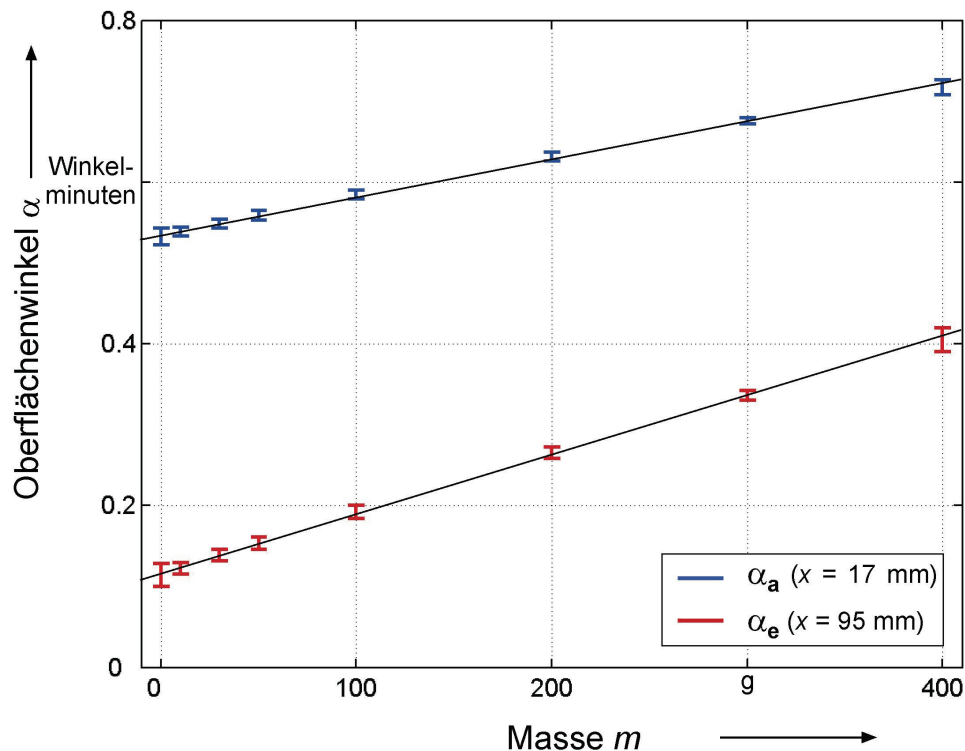


Abbildung 5.6: Oberflächenwinkel α_a und α_e am Anfang und Ende des Si-Federkörpers Nr. 5 als Funktion der Masse m ; mit den Vertrauensintervallen ($k=2$) und linearen Ausgleichsfunktionen.

Für Auslenkungsmessungen führt die Verkippung zu einem Messfehler von 13%. Dieser Effekt ist nicht zu vernachlässigen und muss korrigiert werden. Die dreidimensionalen Messdaten des Fizeau-Interferometers ermöglichen es, die Verkippung zu berechnen und die ermittelten Auslenkungswerte zu berichtigen.

Für die folgenden Auswertungen werden alle Messdaten hinsichtlich der Verkippung des FKs im Versuchsaufbau korrigiert.

5.2.2 Verformung und Auslenkungsempfindlichkeit

In der Ausgangstopologie im unbelasteten Zustand sind herstellungsbedingte Unregelmäßigkeiten in der Oberfläche vorhanden. Z. B. tritt in y -Richtung eine Ballung von ca. $1 \mu\text{m}$ auf und im Bereich II zwischen den Dünnstellen ist eine ca. $2 \mu\text{m}$ hohe Erhebung vorhanden. Diese herstellungsbedingte Ausgangstopologie wird bei allen Messungen berücksichtigt, also subtrahiert.

Die Abbildung 5.7 zeigt beispielhaft die dreidimensionalen Messdaten der Oberflächentopologie des Si-FKs Nr. 5 für drei Lastfälle. Die Oberflächentopologie ist dargestellt als Funktion der Positionen x und y .

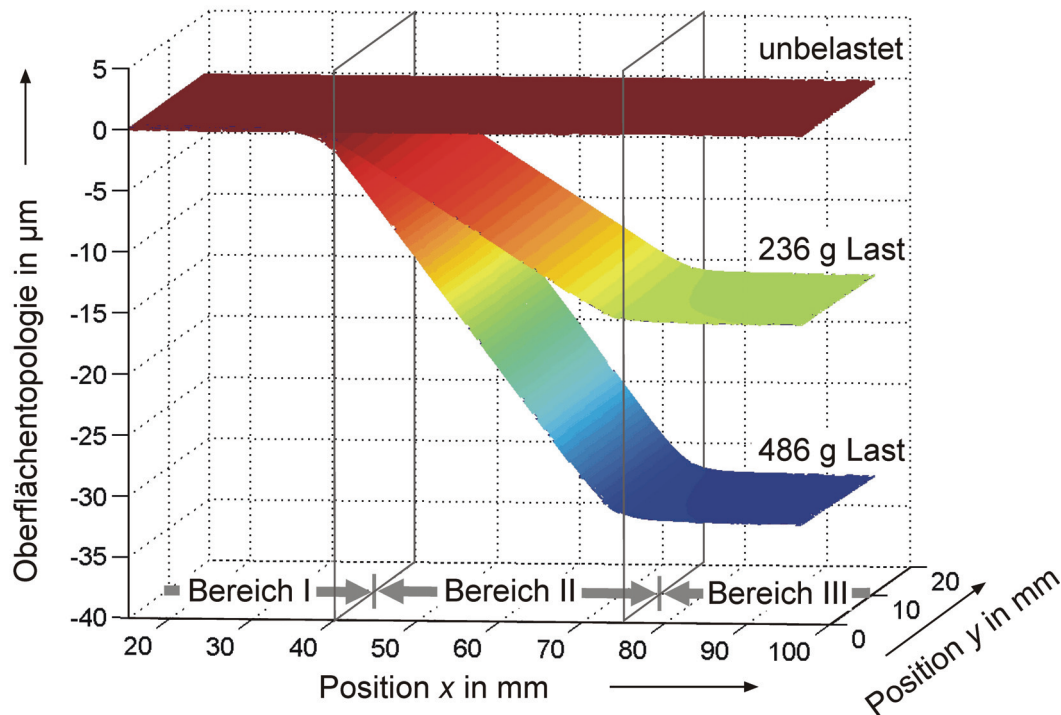


Abbildung 5.7: Mit dem Fizeau-Interferometer gemessene Oberflächentopologie des Si-Federkörpers Nr. 5 als Funktion der Positionen x und y für verschiedene Lasten (korrigiert um die Topologie im unbelasteten Zustand).

Die Messdaten der Oberflächentopologie unter Last zeigen deutliche Verformungen im Bereich der Dünnstellen bei $x = 40 \text{ mm}$ und bei $x = 75 \text{ mm}$. Um die Auslenkung Δw_y der FK zu bestimmen, werden die Messwerte an den definierten Punkten in den Bereichen I und III über ein Gebiet von $10 \text{ Pixel} \times 10 \text{ Pixel}$ gemittelt. Dieses Gebiet entspricht einer Fläche von ca. $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$.

Bei einer Last von 486 g beträgt die Auslenkung $\Delta w_y = -31,7 \mu\text{m}$. Das entspricht einer Empfindlichkeit der Auslenkung von $E_w = -65,2 \text{ nm/g}$ und stimmt damit sehr gut mit dem Ergebnis der numerischen Berechnungen von $E_w = -65,1 \text{ nm/g}$ überein (s. Kapitel 3.4).

Die gute Übereinstimmung von $1,5 \cdot 10^{-3}$ zwischen numerischen Berechnungen und experimentellen Ergebnissen bestätigt die korrekte numerische Modellbildung. Weiterhin ist dieses Ergebnis ein gutes Indiz für eine sehr präzise Fertigung der Federkörpergeometrie und für eine korrekte Orientierung des Si im FK.

5.2.3 Mechanische Nachwirkungen

Anhand der um die Verkippung korrigierten Messdaten des Si-FKs Nr. 5 werden im Folgenden die mechanischen Nachwirkungen des Si-FKs diskutiert.

Die relativen mechanischen Nachwirkungen MN_r sind definiert als die Auslenkung 30 min nach dem Lastwechsel $A_{y,30}$ minus der Auslenkung direkt nach dem Last-

wechsel $A_{y,lw}$ bezogen auf die Differenz der Auslenkung $\Delta A_{y,lw}$ vor und nach dem Lastwechsel (s. Abbildung 5.8).

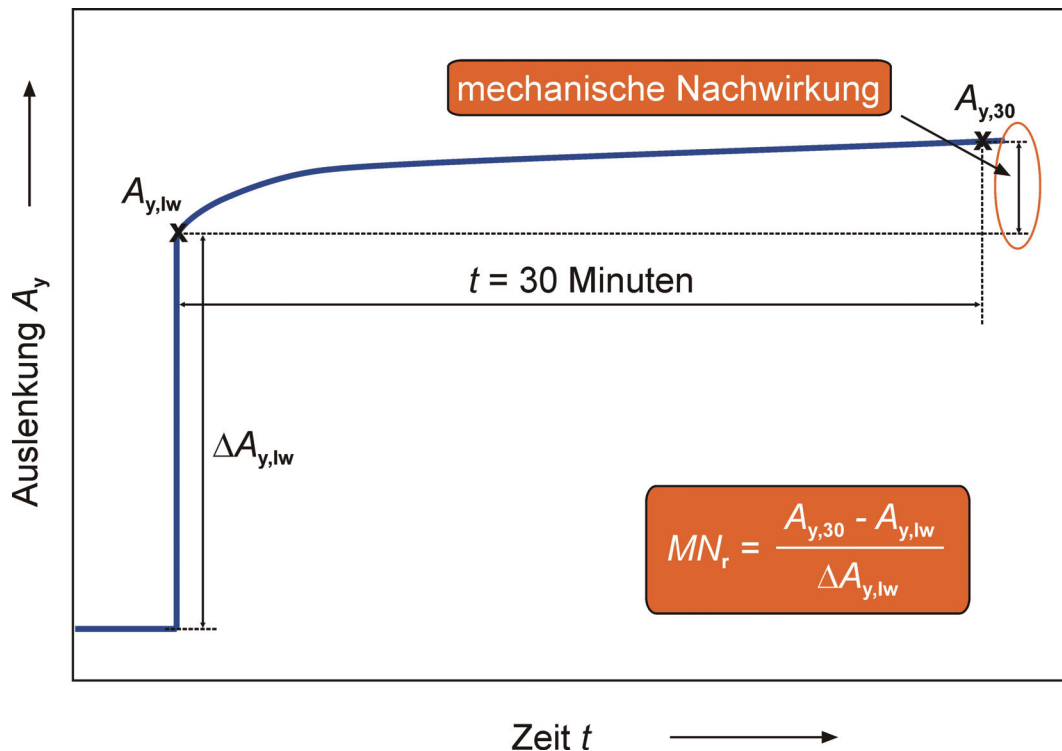


Abbildung 5.8: Schematische Darstellung zur Definition der relativen mechanischen Nachwirkungen MN_r mit der Auslenkung $A_{y,lw}$ nach Lastwechsel, der Auslenkung $A_{y,30}$ 30 min später und der Auslenkungsdifferenz $\Delta A_{y,lw}$.

In Abbildung 5.9 ist die normierte Auslenkung $A_{y,n}$ als Funktion der Zeit für die Kriechmessung dargestellt. $A_{y,n}$ wird aus der aktuellen Auslenkung A_y minus der Auslenkung direkt nach dem Lastwechsel $A_{y,lw}$ berechnet und auf die Differenz der Auslenkung $\Delta A_{y,30}$ vor und 30 min nach dem Lastwechsel bezogen.

Während der Belastung ist das Kriechen negativ und beträgt für die 400 g Messung $-3 \cdot 10^{-3}$. Dieses Verhalten kann nicht durch die MN des FKs erklärt werden. MN würden zu einem positiven Kriechen führen. Weitere Untersuchungen haben gezeigt, dass dieses Verhalten durch die Kraftumlenkung über die Rolle verursacht wird. Daher ist die Belastung nicht geeignet, die MN des FKs mit der erforderlichen Präzision zu verifizieren.

Während der Entlastung wirkt keine Kraft auf den FK und es gibt keinen Einfluss der Umlenkrolle auf die Messdaten. Aus diesem Grund werden die Messdaten der Entlastungsmessung verwendet, um die MN zu bestimmen.

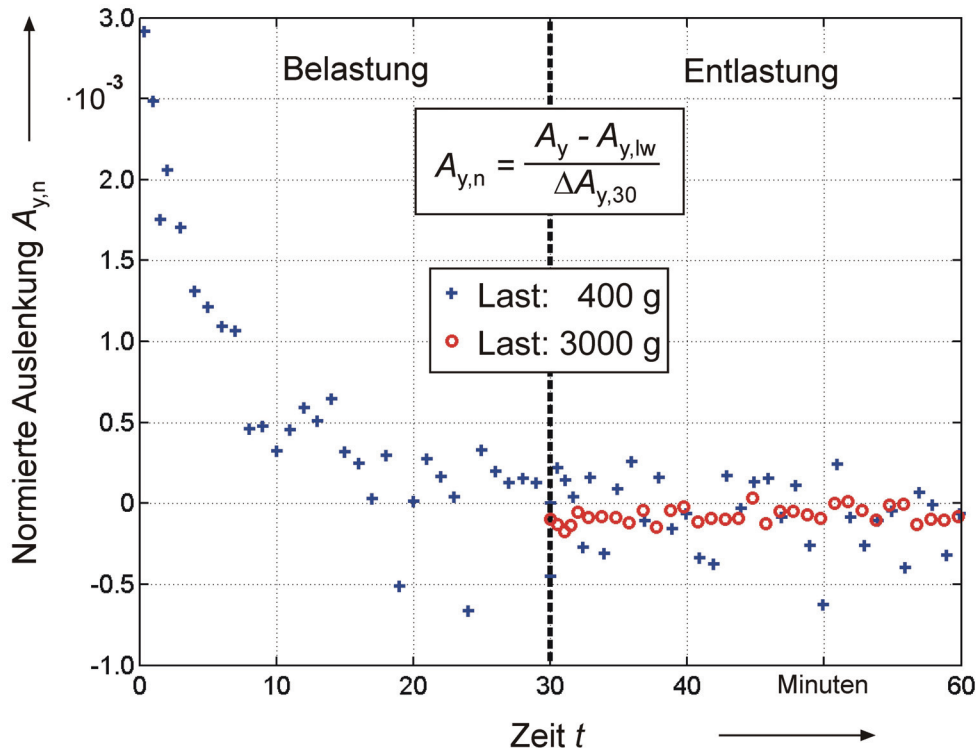


Abbildung 5.9: Normierte Auslenkung $A_{y,n}$ des Si-Federkörpers Nr. 5 als Funktion der Zeit während Be- und Entlastung.

Während der Entlastung ist sowohl für die 400 g als auch für die 3000 g Messung kein Kriechen erkennbar (s. Abbildung 5.9). Die Messdaten scheinen statistisch zu streuen. Für die Kriechmessung mit höherer Last ist die relative Streubreite geringer.

Die absolute Streubreite als Differenz zwischen maximaler und minimaler Auslenkung beträgt für beide Kriechmessungen 30 nm. Die maximalen und die minimalen Auslenkungswerte treten nicht am Beginn oder am Ende der Messung auf. Weiterhin ist kein Trend zu steigenden oder abnehmenden Werten in den Messdaten erkennbar, und die statistische Auswertung der Messdaten belegt, dass der Vertrauensbereich der Auslenkungsdaten mit erweiterter Unsicherheit ($k=2$) 3 nm beträgt.

Die absoluten Auslenkungsänderungen von FK, verursacht durch die MN, nehmen mit der Last zu.

Da sowohl die absolute Streubreite als auch der Vertrauensbereich der Auslenkungsdaten für beide Lastfälle gleich sind, folgt, dass die Auslenkungsänderungen nicht durch die MN des FKs hervorgerufen werden. Es wird vermutet, dass die scheinbaren Auslenkungsänderungen durch die Messunsicherheit des Fizeau-Interferometers verursacht werden.

Mit dem statistisch ermittelten Wert für den Vertrauensbereich der Auslenkungsdaten von 3 nm für die Differenz in der Gleichung zur Berechnung der relativen MN (s. Abbildung 5.8) resultiert $MN_f = 2 \cdot 10^{-5}$.

5.2.4 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die optischen Verformungsmessungen des Si-FKs Nr. 5 zeigen eine Übereinstimmung von besser als 0,2 % zwischen der experimentell ermittelten und der berechneten Auslenkung unter Last. Daraus folgt, dass die Verformung des gesamten FKs und die Dehnungen im FK ebenfalls mit den numerischen Berechnungen übereinstimmen. Weiterhin werden die äußerst exakte mechanische Fertigung des FKs und die korrekte Orientierung des Si bestätigt.

Die Bestimmung der MN des Si-FKs Nr. 5 ist durch die Messunsicherheit des Fizeau-Interferometers begrenzt. Innerhalb der Messunsicherheit konnten keine MN festgestellt werden. Die Obergrenze für die relativen MN ergibt sich daraus zu $2 \cdot 10^{-5}$.

Damit bieten die Si-FK sehr gute Voraussetzungen für den Einsatz in DMS-WZ und in Kraftaufnehmern, deren Herstellung im nächsten Kapitel beschrieben wird.

6 Herstellung der Silizium-Wägezellen

Zur elektrischen Messung der Verformung der FK werden bei der Fa. Sartorius AG DMS mit dem Dünnschichtverfahren der Sputterdeposition appliziert. Um die DMS elektrisch auszuwerten, werden vier von ihnen zu einer Wheatstoneschen Vollbrücke geschaltet [3]. Zuvor müssen die DMS auf gleiche Widerstandswerte abgeglichen werden, um die Brückenverstimmung im unbelasteten Zustand zu minimieren. Die Vollbrückenschaltung kompensiert den Temperatureinfluss der DMS auf das Ausgangssignal der WZ, wenn alle DMS ein gleiches Temperaturverhalten zeigen [4]. Daher werden die Temperaturkoeffizienten (TK) der einzelnen DMS ermittelt und die DMS mit ähnlichen TK werden zu Vollbrücken zusammengeschaltet.

6.1 Applikation der Dünnschicht-Dehnungsmessstreifen

Zur Herstellung der Dünnschicht-DMS werden mit dem Verfahren der Sputterdeposition verschiedene Materialschichten auf den Oberseiten der FK aufgetragen. Anschließend werden die Schichten strukturiert, um die gewünschten DMS-Geometrien zu erhalten.

6.1.1 Beschichtung der Federkörper

Das Verfahren der Sputterdeposition beruht auf der Kondensation des durch physikalische Vorgänge verdampften Targetmaterials auf dem Substrat und gehört damit zur Gruppe der sogenannten „Physical Vapour Deposition – Verfahren“ (s. Abbildung 6.1). Die Atome werden aus dem Target durch Beschuss mit energiereichen Ionen zerstäubt und in die Gasphase überführt. Die verdampften Atome schlagen sich auf dem Substrat nieder und werden dort zunächst lose gebunden. Auf der Substratoberfläche bewegen sie sich, bis sie entweder desorbieren oder als stabiler Keim, bzw. durch Anlagerung an vorhandene Keime, kondensieren. Neben reinen Metallen können Legierungen, Halbleiter und Metalloxide zu einer Schicht aufgetragen werden [39].

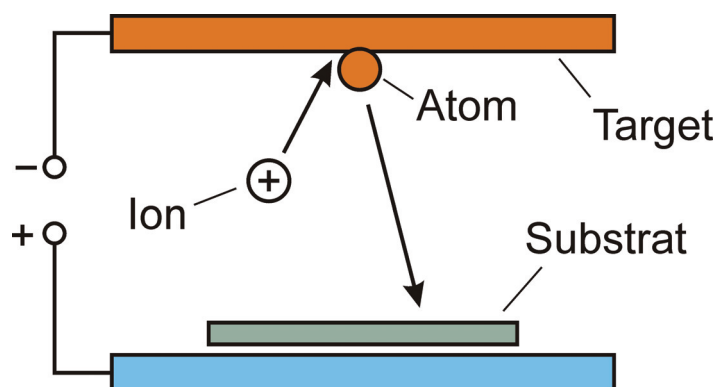


Abbildung 6.1: Schematische Darstellung des Verfahrens der Sputterdeposition.

Die Haftung zwischen Substrat und Schicht beruht im Allgemeinen auf Kombinationen aus chemischen, elektrostatischen und Van-der-Waals-Bindungen. Für eine gute Haftung ist neben einer starken Bindungsart eine saubere Oberfläche des Substrates entscheidend. Daher wird vor dem Beschichten eine so genannte Sputterreinigung durchgeführt. Bei diesem Verfahren werden Partikel auf dem Substrat durch Ionenbeschuss zerstäubt.

Zur Beschichtung der Si-FK wird zunächst ein Hochfrequenz-Magnetronprozess mit Bias-Spannung verwendet, um eine 4 μm dicke Isolationsschicht aus Aluminiumoxidkeramik (Al_2O_3) aufzutragen. Die weiteren Schichten (siehe Abbildung 6.2) werden mit einem Hochfrequenz-Diodenprozess mit Bias-Spannung aufgetragen, um eine bestmögliche Schichthomogenität zu erreichen. Es folgen die 0,25 μm dicke Dehnungsmessschicht aus NiCrAl und die 0,5 μm dicke Löttschicht aus Nickel zum Kontaktieren der DMS. Abschließend folgt eine 50 nm dicke Gold-Schicht, zum Schutz vor Oxidation.

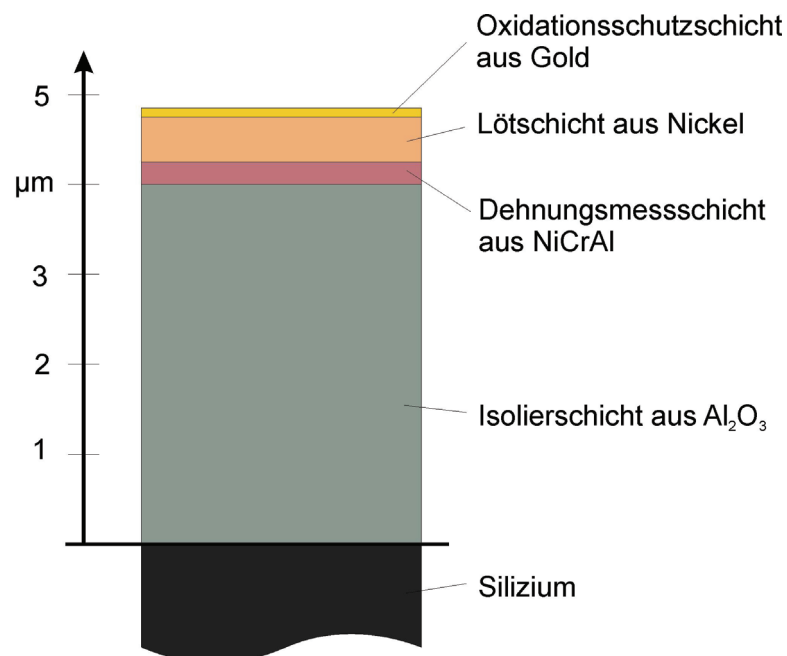


Abbildung 6.2: Schematischer Schichtaufbau auf der Oberfläche der Federkörper

Der beschriebene Beschichtungsablauf ist ein Standardprozess der Fa. Sartorius zur Herstellung von Dünnschicht-DMS auf Stahl-FK. Anhand von Vorversuchen wurden die Prozessparameter bzgl. der Si-FK optimiert, um die Temperaturabhängigkeit der Dünnschicht-DMS zu minimieren.

6.1.2 Strukturierung der Schichten

Zur Erzeugung der DMS-Strukturen werden die aufgetragenen Schichten photolithographisch strukturiert. Abbildung 6.3 zeigt schematisch die Struktur eines einzelnen DMS. Der DMS ist aus sechs Bahnen der Länge $l_{\text{DMS}} = 1860 \mu\text{m}$ aufgebaut, die über Umlenkstellen miteinander verbunden sind. Die Breite b_{DMS} der Bahnen und der Um-

lenkstellen sowie der Abstand zwischen den Bahnen betragen $70\ \mu\text{m}$. Die Höhe der gesamten DMS-Struktur ergibt sich aus der Schichtdicke h_{DMS} des Sputterprozesses zu $0,25\ \mu\text{m}$. Der elektrische Widerstand eines NiCr-DMS mit den genannten Geometrieparametern beträgt ca. $1000\ \Omega$.

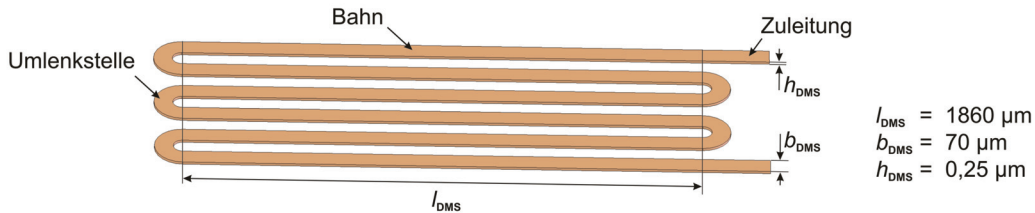


Abbildung 6.3: Schematische Darstellung der DMS-Struktur mit den Geometrieparametern.

Abbildung 6.4 zeigt die Oberseite des Si-FKs Nr. 3 mit aufgetragenen Dünnschicht-Strukturen. Die DMS befinden sich unmittelbar über den Dünnstellen des FKs, weil an diesen Positionen maximale Dehnungen bei Belastung auftreten. Der DMS-Widerstand ist proportional zum Integral der Dehnung entlang der wirksamen DMS-Länge. Aufgrund der kurzen Bahnlänge l_{DMS} befindet sich die wirksame DMS-Länge annähernd vollständig im Bereich der maximalen Dehnung des FKs, so dass daraus eine optimale Empfindlichkeit der DMS resultiert.

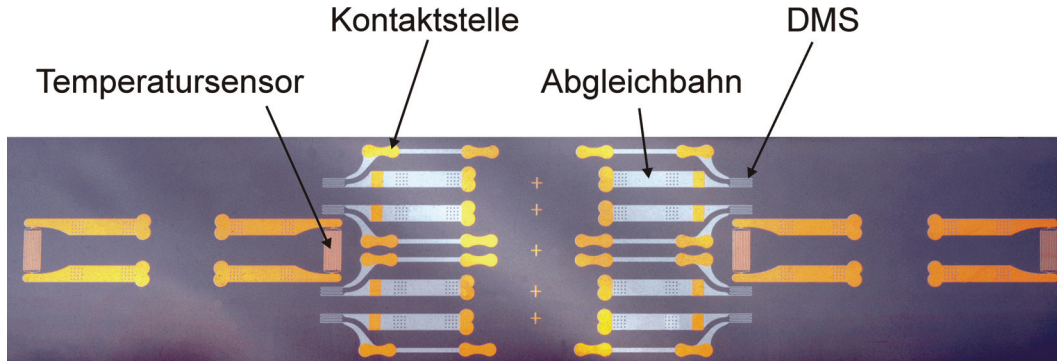


Abbildung 6.4: Aufgebrachte Dünnschicht-Strukturen auf der Oberseite des Si-Federkörpers Nr. 3.

Die DMS können einzeln über zwei Kontaktstellen, die sich in der Mitte des FKs befinden, angeschlossen werden. Jeder DMS besitzt eine $1400\ \mu\text{m}$ breite und $7800\ \mu\text{m}$ lange Abgleichbahn. Durch Materialabtrag an dieser Abgleichbahn kann der Widerstand nachträglich erhöht werden. Im Bereich der zwei Dünnstellen werden jeweils vier DMS appliziert, um für zukünftige Untersuchungen zwei Vollbrückenschaltungen realisieren zu können. Im Gegensatz zu den Si-FK Nr. 2 und 4 besitzen die Si-FK Nr. 1, 3 und 5 zusätzlich vier Temperatursensoren aus Nickel, von denen zwei im Dünnstellenbereich und zwei am Anfang und Ende des FKs positioniert sind. Die Temperatursensoren dienen für zukünftige Untersuchungen. Die DMS-Applikation

auf den Si-FK Nr. 1, 3 und 5 erfolgte zeitlich nach Beendigung der Beschichtung von den Si-FK Nr. 2 und 4 in einem getrennten Sputterprozess.

Abbildung 6.5 zeigt den Si-FK Nr. 3 mit den applizierten Dünnschicht-DMS.

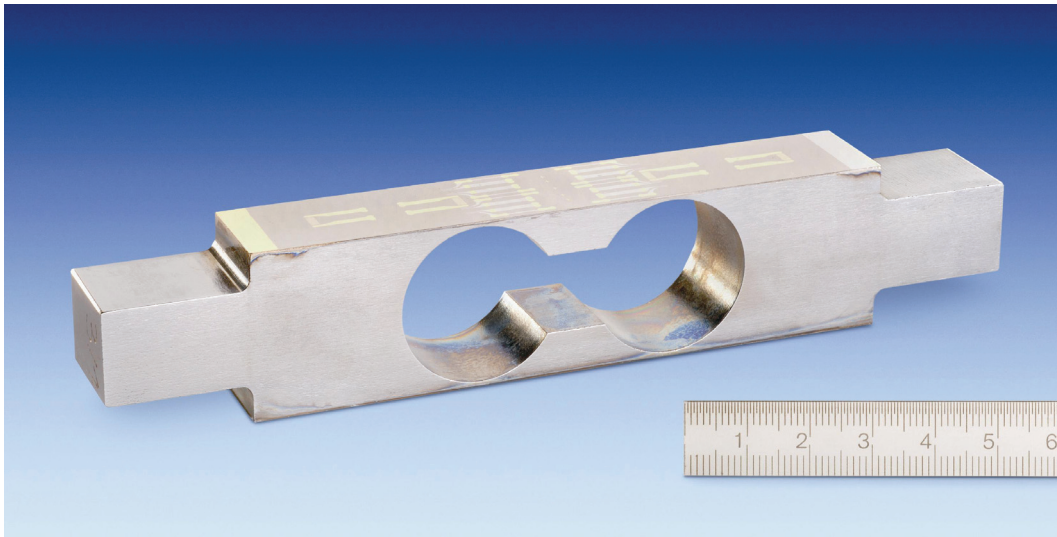


Abbildung 6.5: Si-Federkörper Nr. 3 nach dem Applizieren der Dünnschicht-DMS.

6.2 Zusammenschaltung der Dehnungsmessstreifen zu Vollbrücken

Die Bezeichnung und Position der DMS sowie der Temperatursensoren ist in Abbildung 6.6 schematisch dargestellt. Vor dem Zusammenschalten von vier der acht DMS zu einer Vollbrücke erfolgen ein Widerstandsabgleich und die Bestimmung der Temperaturabhängigkeit der DMS.

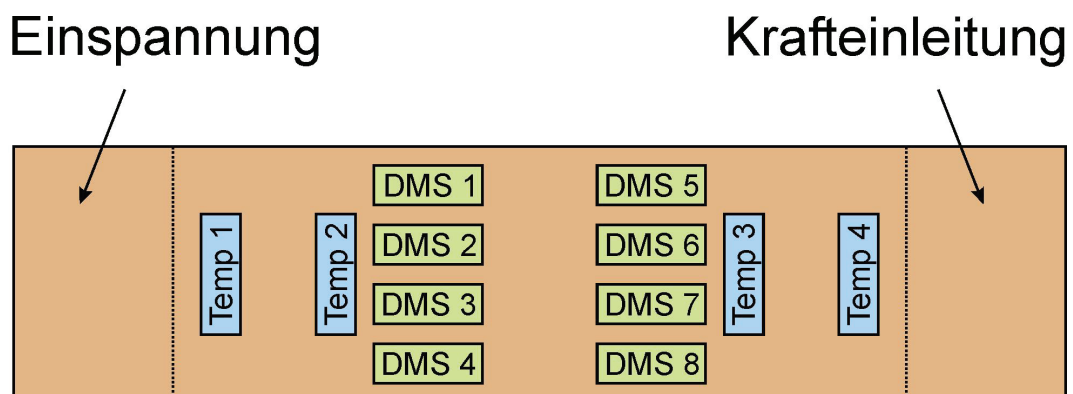


Abbildung 6.6: Schematische Draufsicht zur Bezeichnung der DMS und der Temperatursensoren auf der Oberseite der Federkörper.

6.2.1 Widerstandsabgleich der Dehnungsmessstreifen

Die Widerstände der einzelnen DMS auf einem FK variieren im Bereich einiger 10 Ω . Innerhalb einer Vollbrückenschaltung würden diese herstellungsbedingten Widerstandsvariationen zu einer deutlichen Brückenverstimmung führen, wodurch die elektrische Auswertung erschwert würde. Daher werden die DMS-Widerstände zunächst auf möglichst identische Werte abgeglichen. Durch Abtragen der leitenden Schichten im Bereich der Abgleich-Bahnen mittels Funkerosions-Verfahren werden die Widerstände so lange erhöht bis alle DMS ähnliche Widerstandswerte aufweisen (s. Abbildung 6.7).

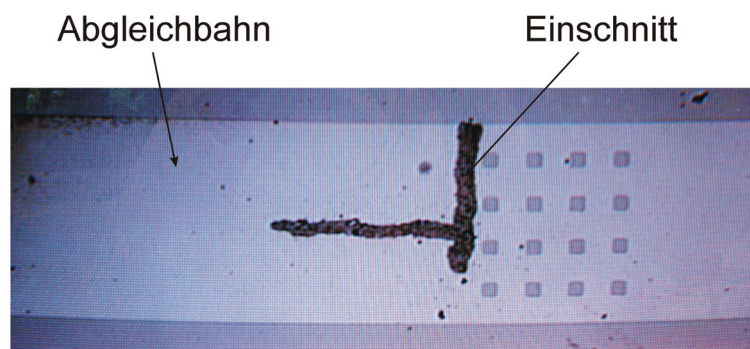


Abbildung 6.7: Einschnitt in der Abgleichbahn eines Si-Federkörpers mittels Funkerosions-Verfahren.

Die Tabelle 6.1 zeigt beispielhaft die Widerstandswerte der DMS des Si-FKs Nr. 3 vor und nach dem Abgleichvorgang. Nach dem Abgleichvorgang streuen die Einzelwerte der DMS nur noch im Bereich von $\pm 0,2 \Omega$. Die Widerstandswerte der DMS der übrigen Si-FK befinden sich im Anhang C).

Tabelle 6.1: Widerstände der DMS des Si-FKs Nr. 3 vor und nach dem Abgleich

Bezeichnung	vor dem Abgleich	nach dem Abgleich
DMS 1	1141,5 Ω	1142,80 Ω
DMS 2	1127,7 Ω	1143,02 Ω
DMS 3	1107,8 Ω	1143,00 Ω
DMS 4	1069,5 Ω	1143,00 Ω
DMS 5	1085,6 Ω	1143,02 Ω
DMS 6	1133,4 Ω	1143,10 Ω
DMS 7	1119,0 Ω	1142,94 Ω
DMS 8	1068,3 Ω	1143,06 Ω

6.2.2 Temperaturabhängigkeit der Dehnungsmessstreifen

Die Temperaturabhängigkeit der DMS-Widerstände auf den FK resultiert aus der Änderung der elektrischen Leitfähigkeit des DMS-Materials bei Temperaturänderungen sowie aus der Entstehung mechanischer Dehnungen aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten des DMS und des FKs.

Idealerweise sollten die Materialparameter so aufeinander abgestimmt sein, dass sich beide Effekte kompensieren und der TK des applizierten DMS null beträgt. Diese Abstimmung erfordert experimentelle Erfahrungswerte und lässt sich in der Praxis nur näherungsweise erreichen. Entsprechende Vorversuche zur Optimierung der Prozessparameter bzgl. des TK der DMS wurden vor der Beschichtung bei der Fa. Sartorius AG durchgeführt.

Zur Ermittlung der TK der DMS werden die Widerstandswerte der DMS im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C gemessen. In der Tabelle 6.2 sind beispielhaft die linearen TK der DMS des FKs Nr. 3 zusammengestellt. Die Werte der DMS der übrigen FK befinden sich im Anhang C. Alle Dünnschicht-DMS auf den Si-FK weisen einen negativen TK im Bereich von $-30 \cdot 10^{-6} / \text{K}$ auf.

Tabelle 6.2: Linearer Temperaturkoeffizient der DMS von Si-FK Nr. 3

Bezeichnung	Temperaturkoeffizient in $10^{-6} / \text{K}$
DMS 1	-31,1
DMS 2	-29,4
DMS 3	-30,3
DMS 4	-29,3
DMS 5	-30,2
DMS 6	-29,6
DMS 7	-28,7
DMS 8	-31,0

Die mittleren Abweichungen der linearen TK der DMS auf einem FK liegen für die FK Nr. 2 und Nr. 5 bei $\pm 0,3 \cdot 10^{-6} / \text{K}$. Die FK Nr. 1, Nr. 3 und Nr. 4 weisen eine um die Faktoren 2 bis 6 größere mittlere Abweichung auf. Dieses Ergebnis deutet darauf hin, dass der Sputterprozess bei der Beschichtung der FK Nr. 2 und Nr. 5 optimaler war.

6.2.3 Vollbrückenschaltung der Dehnungsmessstreifen

Die Vollbrückenschaltung der DMS ist entsprechend der Darstellung in Abbildung 6.8 aufgebaut. Die Zuordnung der DMS zu den Brückenwiderständen R_1 bis R_4 erfolgt derart, dass die Widerstände R_1 und R_4 DMS zugeordnet sind, die bei Belastung des FKs gedehnt werden und damit eine positive Widerstandsänderung aufweisen. Die

Widerstände R_2 und R_3 werden den unter Last gestauchten DMS mit negativer Widerstandsänderung zugeordnet.

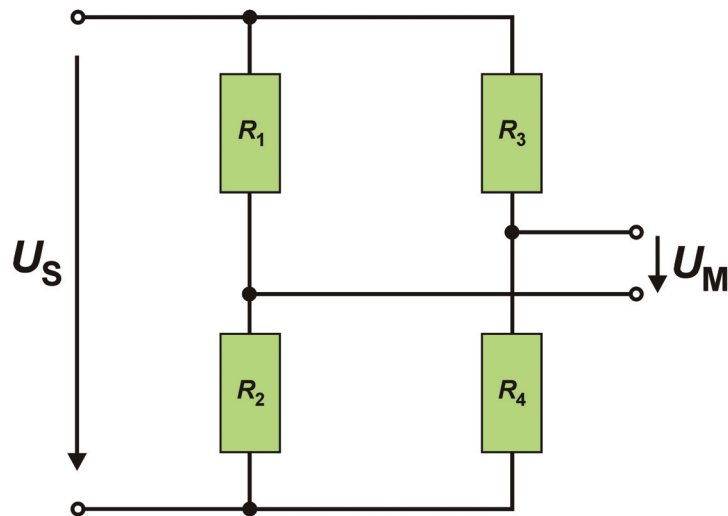


Abbildung 6.8: Schematische Darstellung der Brückenschaltung zur elektrischen Auswertung der DMS mit den Brückenwiderständen R_1 bis R_4 , der Speisespannung U_S und der Ausgangsspannung U_M .

Die Ausgangsspannung U_M der Brückenschaltung ergibt sich bei Speisung der Brücke mit der Speisespannung U_S zu [3]:

$$\frac{U_M}{U_S} = k \cdot \varepsilon_{\text{mittel}} \quad (6.1)$$

Darin ist k ein Materialparameter der DMS – der so genannte k -Faktor, der für NiCr $k = 2$ beträgt – und $\varepsilon_{\text{mittel}}$ der betragsmäßige Mittelwert der Dehnungen im Bereich der DMS entlang der wirksamen DMS-Länge.

Wichtige Kriterien bei der Zuordnung der DMS zu den Brückenwiderständen sind möglichst gleiche Grundwiderstände und TK der Widerstände R_1 und R_2 bzw. R_3 und R_4 . Auf diese Weise wird das Ausgangssignal der Brückenschaltung im unbelasteten Zustand minimiert und die Temperaturabhängigkeit des Ausgangssignals reduziert. Wenn anhand der genannten Kriterien keine eindeutige Zuordnung gefunden wird, werden die DMS nahe der Mittellinie des FKs bevorzugt. Nahe der Mittellinie ist die Dehnungsverteilung homogener und die Abhängigkeit der Dehnung von der Position der Kräfteinleitung ist geringer als am Rand des FKs.

Die Zuordnung der DMS zu den Brückenwiderständen ist in Tabelle 6.3 exemplarisch für den FK Nr. 3 dargestellt. Die Zuordnung für die übrigen FK befindet sich im Anhang D.

Tabelle 6.3: Zuordnung der DMS zu den Brückenwiderständen bei Si-FK Nr. 3

Brückenwiderstand	Bezeichnung der DMS
R_1	DMS 2
R_2	DMS 6
R_3	DMS 7
R_4	DMS 3

7 Experimentelle Untersuchungen an Silizium-Wägezellen

Die fünf hergestellten Si-WZ werden im Folgenden bzgl. ihrer messtechnischen Eigenschaften untersucht. Weil Temperaturabhängigkeiten beim Einsatz im Rahmen der Wägetechnik berücksichtigt werden müssen, werden die Untersuchungen im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C durchgeführt.

Zur elektrischen Auswertung kommt ein digitaler Präzisionsmessverstärker der Fa. HBM vom Typ DMP 40 zum Einsatz, der die Brückenschaltung der WZ mit einer Speisespannung $U_S = 10\text{ V}$ versorgt und mit der Ausgangsspannung U_M das Messsignal S als Spannungsverhältnis U_M / U_S liefert.

Das Zeitverhalten des Messsignals der WZ bei Belastung beeinflusst ihr messtechnisches Verhalten wesentlich und ist entscheidend für das Vorgehen bei den weiteren Untersuchungen. Um das Zeitverhalten der WZ unter konstanten Randbedingungen zu beurteilen, werden Kriechmessungen durchgeführt.

Im nächsten Schritt werden die Kennlinien der WZ charakterisiert. Die Bewertung von Reproduzierbarkeit, Linearität, Hysterese und Nullpunktverhalten der WZ wird in Anlehnung an die europäische Norm DIN EN ISO 376 (ISO 376) [19], die zur Kalibrierung von Kraftmessgeräten verwendet wird, vorgenommen.

7.1 Zeitverhalten im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C

Zur Charakterisierung des Zeitverhaltens der Si-WZ nach einem Lastwechsel bei konstanten Randbedingungen werden Kriechversuche durchgeführt. Während einer Kriechmessung wird die WZ mehrfach automatisch be- und entlastet. Die Phasen konstanter Last dauern jeweils 35 min und die Belastung erfolgt mit einer Masse von 3 kg. Die Kriechmessungen werden bei den Temperaturen 20°C , 40°C und -10°C durchgeführt. Dabei beträgt die maximale Temperaturschwankung während der jeweiligen Messung $\pm 25\text{ mK}$.

Zur graphischen Darstellung der Ergebnisse werden die Messdaten auf das Messsignal am Ende der jeweiligen Lastphase bezogen und relativ zu dem maximalen Wert S_{\max} dargestellt. Die Abbildung 7.1 zeigt beispielhaft das relative Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Zeit während der Kriechmessung bei 20°C . Die sechs Lastphasen für Be- und Entlastung sind durch Nummern gekennzeichnet.

Die Signalverläufe für die Lastphasen zwei bis sechs sind sowohl für die dargestellte als auch für alle übrigen Messungen sehr gut reproduzierbar. Der Signalverlauf für die Lastphase eins zeigt bei einigen Kriechmessungen geringe Abweichungen im Vergleich zu den folgenden. Die Abweichungen für die erste Be- und Entlastung werden auf Setzeffekte im Versuchsaufbau zurückgeführt. Im Folgenden wird das Be- und Entlastungskriechen anhand der Lastphase vier diskutiert.

Das Messsignal der Si-WZ Nr. 5 während der Belastungsphase ist in Abbildung 7.2 für die Temperaturen -10°C , 20°C und 40°C dargestellt. Innerhalb der ersten zehn Minuten nach den Lastwechseln zeigen die Signalverläufe ein zeitabhängiges Ver-

halten im Bereich von $2 \cdot 10^{-5}$. Im weiteren Zeitverlauf sind die Messsignale bis auf ein geringfügiges Rauschen in der Größenordnung von $4 \cdot 10^{-6}$ konstant.

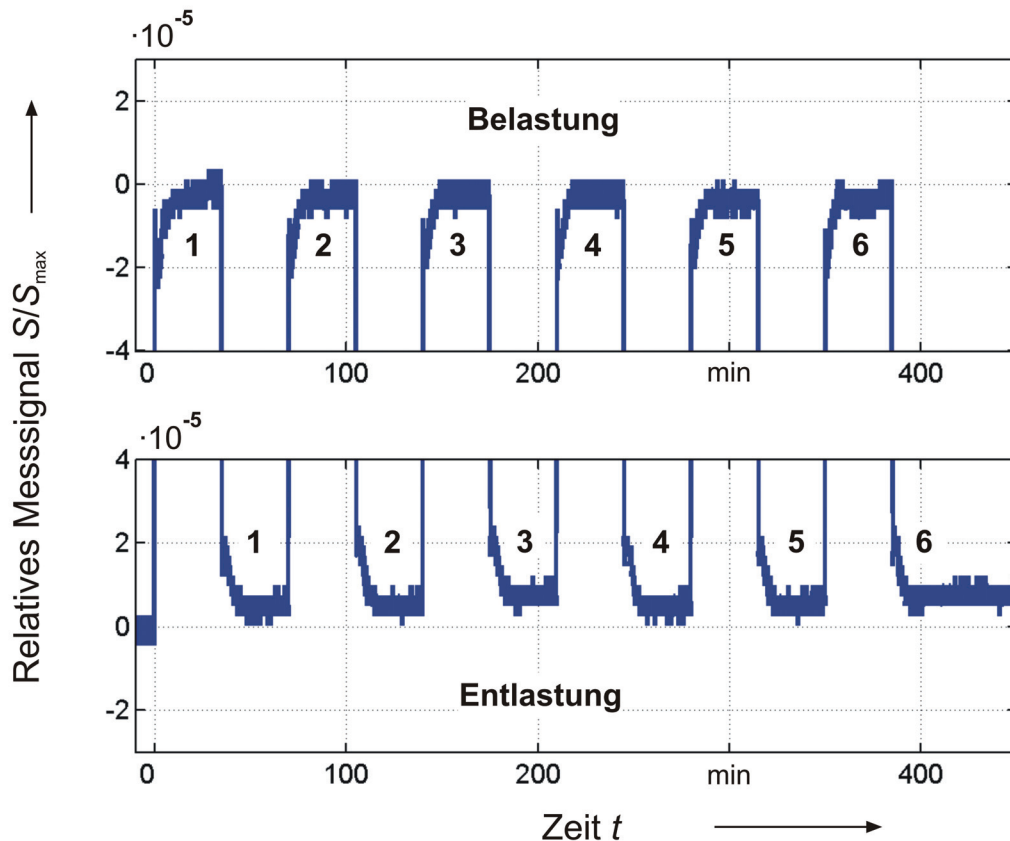


Abbildung 7.1: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Zeit während der Kriechmessung bei 20°C mit den Nummern der Lastphasen.

Bei -10°C ist der Signalverlauf während der ersten 5 min monoton ansteigend. Die Signalverläufe bei 20°C und 40°C zeigen ein anderes Verhalten. Direkt nach dem Lastwechsel fallen die Signale 2 min lang stetig ab und steigen anschließend innerhalb von ca. 5 min kontinuierlich zu ihren Endwerten an.

Das zeitabhängige Verhalten kann nicht durch die MN des Si-FKs erklärt werden. Zum einen wurde in Kapitel 5 gezeigt, dass die MN des Si-FKs vernachlässigbar gering sind. Zum anderen führen MN des FKs stets zu einem kontinuierlichen Anstieg des Messsignals beim Belastungskriechen. Eine Abnahme der Messwerte aufgrund MN ist nur durch ein DMS-Kriechen erklärbar. Bei den Dünnschicht-DMS der Si-WZ ist ein DMS-Kriechen aufgrund der direkten Verbindung nicht zu erwarten.

Es wird vermutet, dass die zeitlichen Effekte auf zeitliche Temperaturgradienten in der WZ zurückzuführen sind. Zum Zeitpunkt der Laständerung wird aufgrund des thermoelastischen Effektes thermische Energie erzeugt, die zu Temperaturänderungen in den Dünnstellenbereichen des Si-FKs führt [42]. Aufgrund der sich anschließenden thermischen Ausgleichsvorgänge ist die Temperaturänderung im Bereich der DMS nach zwei Minuten maximal und nimmt anschließend wieder ab. Eine theoretische Abschätzung des thermoelastischen Effektes unter Berücksichtigung der unter-

schiedlichen TK der einzelnen DMS erklärt das Verhalten der Si-WZ prinzipiell. Zur quantitativen Berechnung wäre eine Berechnung der Temperaturänderungen mit einer numerischen thermoelastischen Modellrechnung erforderlich, was den Rahmen dieser Arbeit sprengen würde.

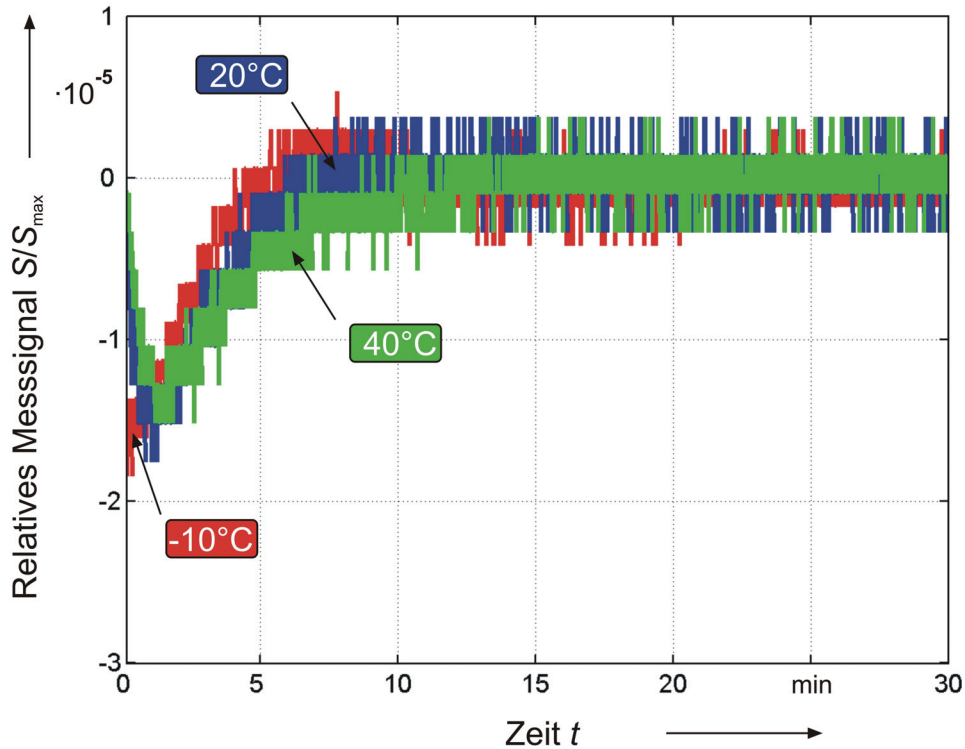


Abbildung 7.2: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Zeit während der Belastungsphase Nr. 4 bei den Temperaturen -10°C , 20°C und 40°C .

Der stationäre Endwert wird bei geringen Temperaturen schneller erreicht als bei hohen Temperaturen. Dieses Verhalten ist durch thermoelastische Effekte erklärbar, weil die Temperaturerhöhung im Dünnstellenbereich der Si-WZ bei tiefen Temperaturen schneller ausgeglichen wird als bei hohen Temperaturen.

Der monotone Anstieg bei -10°C ist durch eine Überlagerung von Effekten, verursacht durch die MN der Kabel, die bei tiefen Temperaturen deutlich starrer sind, und unterschiedliche thermische Ausgleichsprozesse bei 10°C im Vergleich zu 20°C und 40°C erklärbar.

Die Messsignale während der Entlastungsphase zeigen einen zur Belastungsphase vergleichbaren Verlauf mit anderem Vorzeichen (s. Abbildung 7.3).

Ein zeitliches Signalverhalten ist für alle übrigen Si-WZ mit Ausnahme von Si-WZ Nr. 1, die ein stärkeres Zeitverhalten zeigt, nur innerhalb der ersten zehn Minuten nach einem Lastwechsel festzustellen.

Da das Signal von Si-WZ Nr. 1 nach dem Lastwechsel im Vergleich zu den übrigen Si-WZ größer ist und mit einer größeren Zeitkonstante abklingt, wird vermutet, dass das Zeitverhalten der Si-WZ Nr. 1 neben den thermoelastischen Effekten von weite-

ren Faktoren abhängt. Die Ursache dafür wird auf Probleme bei der Beschichtung der ersten Si-WZ mit dem technologisch schwierigen Sputterprozess zurückgeführt.

Mit einer maximalen zeitlichen Änderung des relativen Messsignals von $2 \cdot 10^{-5}$ zeigen die Si-WZ im Vergleich zu konventionellen WZ ein um etwa eine Größenordnung besseres Zeitverhalten.

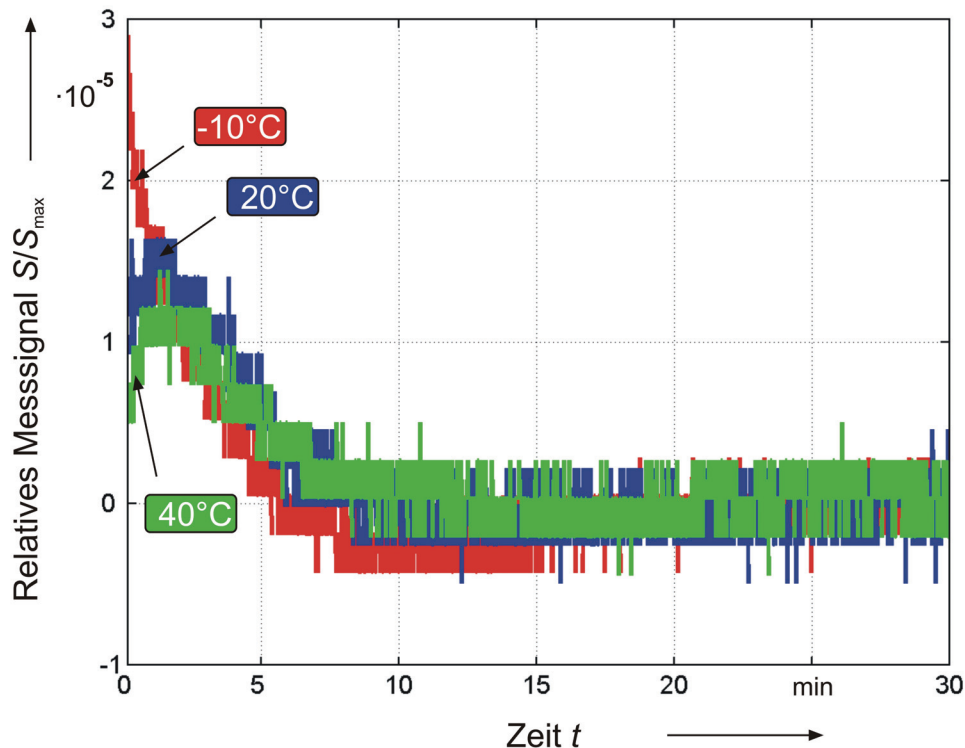


Abbildung 7.3: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Zeit während der Entlastungsphase Nr. 4 bei den Temperaturen -10°C , 20°C und 40°C .

Das Zeitverhalten ist für alle Si-WZ gut reproduzierbar. Um Einflüsse aufgrund des Zeitverhaltens bei den Untersuchungen zur Kennlinie zu vermeiden, werden die Messwerte immer bei gleichen Zeitabständen nach den Lastwechseln erfasst.

7.2 Kennlinie im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C

Die Untersuchungen zur Kennlinie der Si-WZ umfassen neben der Empfindlichkeit die Merkmale Reproduzierbarkeit, Hysterese, Nullpunktabweichung und Linearität. Die Merkmale werden nach den Kriterien der EN „Metallische Werkstoffe – Kalibrierung der Kraftmessgeräte für die Prüfung von Prüfmaschinen mit einachsiger Beanspruchung“ ISO 376 beurteilt, die weitestgehend mit der Norm DIN EN 10002-3 übereinstimmt [19] [40].

7.2.1 Beurteilung in Anlehnung an die Norm DIN EN ISO 376

Die in der ISO 376 beschriebenen Prüfvorschriften sind auch für Kraftmessgeräte mit anderen Verwendungszwecken geeignet [41]. Zur Untersuchung der Si-WZ ist es sinnvoll, den Messablauf und die Beurteilungskriterien der ISO 376 in einigen Punkten zu ändern.

Zur Kalibrierung eines Kraftaufnehmers nach der ISO 376 erfolgen nach drei Vorbelastungen zunächst zwei Messreihen mit zunehmender Kraft. Anschließend werden weitere Messreihen mit zu- und abnehmender Kraft gefahren, wobei der Kraftaufnehmer vor der Messreihe um seine Achse gedreht wird. Die Messungen erfolgen bei einer stabilen Temperatur im Bereich zwischen 18°C und 28°C.

Im Gegensatz zur ISO 376 werden die Untersuchungen an den Si-WZ bei verschiedenen Temperaturen im Bereich zwischen -10°C und 40°C durchgeführt. Des Weiteren können die Untersuchungen aufgrund der Sensorgeometrie nur in einer Einbaustellung durchgeführt werden und es werden mehrere Messreihen der Nummer i mit zu- und abnehmender Kraft der Laststufe n (${}^nX^i$ und ${}^nX'^i$) ausgeführt (s. Abbildung 7.4).

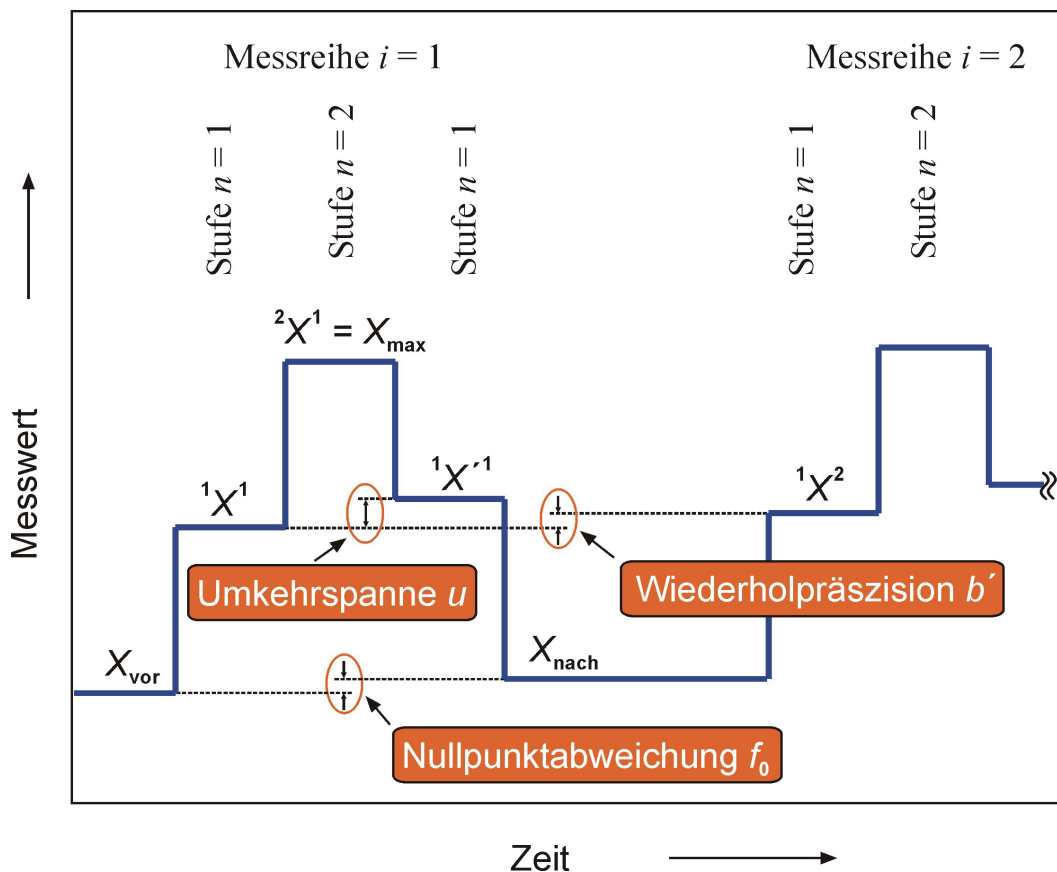


Abbildung 7.4: Schematische Darstellung des Messwertes als Funktion der Zeit zur Bestimmung von Nullpunktabweichung f_0 , Umkehrspanne u und Wiederholpräzision b' .

Die Kriterien Wiederholpräzision b' , Umkehrspanne u und Nullpunktabweichung f_0 werden im weiteren Verlauf in Anlehnung an die ISO 376 diskutiert. Ein weiteres Kriterium der ISO 376 ist die Interpolationsabweichung f_c zur Beurteilung der Linearität. Die Darstellung der Größen erfolgt relativ bezogen auf den jeweiligen Messwert. Weil die relative Darstellung im Allgemeinen zu hohen Werten bei geringen Lasten führt, werden die Messdaten erst ab einer Mindestlast größer als 2 % der maximalen Last zur Beurteilung herangezogen. Zur Klassifizierung nach der ISO 376 werden die Si-WZ anhand der genannten Kriterien in vier Klassen eingeteilt (s. Tabelle 7.1), wobei Klasse 00 die höchsten Anforderungen stellt.

Tabelle 7.1: Klassifizierung von Kraftmessgeräten nach ISO 376

Klasse	Relative Wiederholpräzision b'	Relative Interpolationsabweichung f_c	Relative Nullpunktabweichung f_0	Relative Umkehrspanne u
00	$\pm 25 \cdot 10^{-5}$	$\pm 25 \cdot 10^{-5}$	$\pm 12 \cdot 10^{-5}$	$\pm 70 \cdot 10^{-5}$
0,5	$\pm 50 \cdot 10^{-5}$	$\pm 50 \cdot 10^{-5}$	$\pm 25 \cdot 10^{-5}$	$\pm 150 \cdot 10^{-5}$
1	$\pm 100 \cdot 10^{-5}$	$\pm 100 \cdot 10^{-5}$	$\pm 50 \cdot 10^{-5}$	$\pm 300 \cdot 10^{-5}$
2	$\pm 200 \cdot 10^{-5}$	$\pm 200 \cdot 10^{-5}$	$\pm 100 \cdot 10^{-5}$	$\pm 500 \cdot 10^{-5}$

Änderungen zur ISO 376 ergeben sich aus dem gewählten Belastungsverlauf in einer Einbaustellung. Weiterhin wird auf eine Betragsbildung verzichtet, um Tendenzen besser erkennen zu können.

7.2.2 Versuchsaufbau und Messablauf

Die WZ werden an der linken Seite mittels der in Kapitel 3.3.3 beschriebenen Einspannung fixiert. Auf der rechten Seite wird die Kraft eingeleitet. Die Krafteinleitung erfolgt zur thermischen Entkopplung über ein Stück Hartholz, auf dem ein Stapel von Kettengewichten abgesetzt wird (s. Abbildung 7.5).

Der verwendete Gewichtssatz besteht aus 9 Kettengewichten mit einer Gesamtmasse von 2,5 kg. Um eine stufenförmige, reproduzierbare Belastung der WZ mit 9 Stufen zu erreichen, werden die Gewichte nacheinander, automatisiert abgesetzt. Die Belastungsdauer beträgt 60 s je Stufe. Während eines Messzyklus werden 10 Messreihen im Abstand von 5 min ausgeführt.

Die Messwerte der Si-WZ werden kontinuierlich erfasst. Nach dem Abschluss der Messung wird jeder Laststufe ein Messwert zugeordnet, indem die Messwerte 25 s nach dem Auflegen der jeweiligen Last über 10 s gemittelt werden.

Der gesamte Aufbau ist zur thermischen Isolation von einer Styrodurbox umgeben und befindet sich innerhalb einer Klimakammer. Der Motor zum Heben und Senken der Gewichte ist außerhalb der Styrodurbox angebracht. Durch die beschriebenen Maßnahmen wird erreicht, dass die Temperatur während der vier Stunden dauernden Messzyklen maximal um ± 25 mK schwankt.

Die Messungen erfolgen bei den Temperaturen 20°C, 40°C, -10°C und 20°C. Die weitere Messung bei 20°C am Ende des Temperaturzyklus erlaubt eine Beurteilung der Reproduzierbarkeit der untersuchten Eigenschaften nach dem Durchlaufen des Temperaturzyklus. Um Einflüsse durch Ein- und Umbau der Si-WZ zu minimieren, werden die verschiedenen Si-WZ nacheinander der Temperaturmessung unterzogen und die zu untersuchende Si-WZ bleibt während der gesamten Messdauer im Aufbau montiert.

Bei den folgenden Untersuchungen werden Einflüsse von Luftfeuchte und Luftdruck nicht betrachtet.

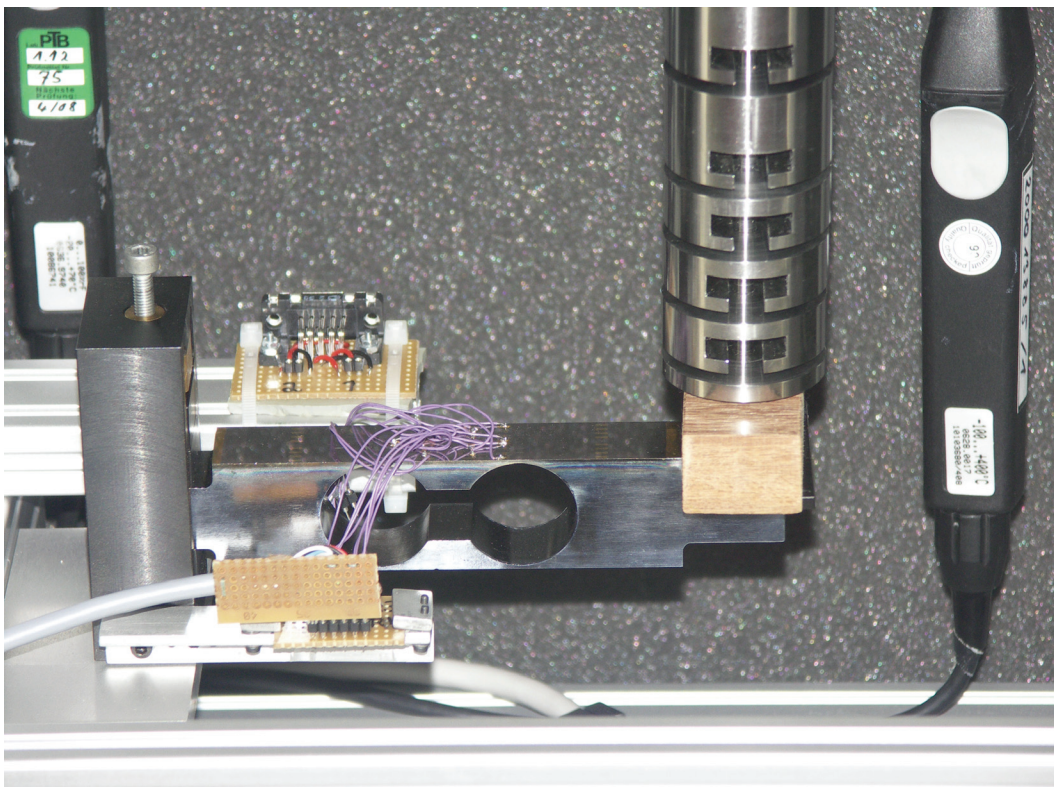


Abbildung 7.5: Versuchsaufbau für lastabhängige Untersuchungen an WZ bei verschiedenen Temperaturen.

7.2.3 Auswertung

Zunächst werden die Empfindlichkeit der Si-WZ und die Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit diskutiert.

Anschließend werden die Messdaten zur Beurteilung der Kennlinien bezüglich Reproduzierbarkeit, Hysterese, Nullpunkt und Linearität nach den Kriterien der ISO 376 ausgewertet. Die Ergebnisse der ersten 20°C-Messungen werden für die Si-WZ vergleichend dargestellt. Weiterhin werden exemplarisch die Messergebnisse für die Si-WZ Nr. 3 im untersuchten Temperaturbereich dargestellt. Die Messergebnisse für den gesamten Temperaturbereich der übrigen Si-WZ befinden sich im Anhang F.

Empfindlichkeit

Die Empfindlichkeit E gibt das Verhältnis zwischen der Änderung des Messsignals ΔS der WZ und der Änderung der Last ΔL an.

Aus den verschiedenen Orientierungen des anisotropen Si in den FKn resultieren unterschiedliche Empfindlichkeiten der einzelnen Si-WZ (s. Kapitel 2). Bei 20 °C liegen die Empfindlichkeiten der Si-WZ im Bereich zwischen $0,26 \text{ mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$ und $0,36 \text{ mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$ (s. Abbildung 7.6 und Tabelle 7.2). Die Empfindlichkeiten der Si-WZ Nr. 1 und Nr. 2, deren Si im FK gleich orientiert ist, betragen $0,35 \text{ mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$. Die Differenz von 8 ‰ in den Empfindlichkeiten zwischen Nr. 1 und Nr. 2 wird auf Fertigungstoleranzen zurückgeführt. Die größte Empfindlichkeit der Si-WZ wird mit $0,36 \text{ mV/V / kg}$ von Si-WZ Nr. 3 erreicht. Die Empfindlichkeiten der Si-WZ Nr. 4 und Nr. 5 sind um 30% geringer als die Empfindlichkeit der Nr. 3 und betragen $0,26 \text{ mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$ (Nr. 4) und $0,27 \text{ mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$ (Nr. 5).

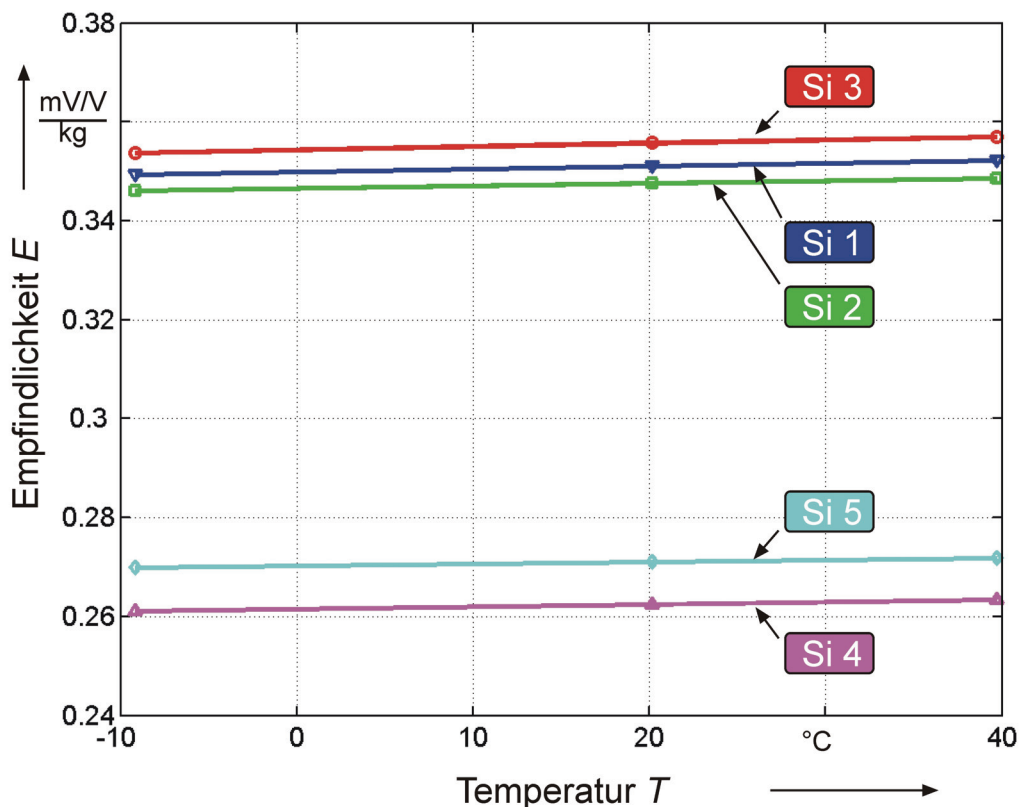


Abbildung 7.6: Empfindlichkeit E der Silizium-WZ als Funktion der Temperatur T .

Für alle untersuchten Si-WZ steigt die Empfindlichkeit mit zunehmender Temperatur an. Um den Temperatureinfluss auf die Empfindlichkeit zu diskutieren, ist die temperaturabhängige Empfindlichkeitsänderung in Tabelle 7.2 normiert auf die maximale Empfindlichkeit der jeweiligen Si-WZ dargestellt. Die relativen Empfindlichkeitsänderungen liegen zwischen $1,4 \cdot 10^{-4} / \text{K}$ und $1,9 \cdot 10^{-4} / \text{K}$. Vergleichende Untersuchungen

zeigen für metallische WZ eine um den Faktor 2 größere Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit.

Tabelle 7.2: Empfindlichkeit bei 20°C und relative temperaturabhängige Empfindlichkeitsänderung der untersuchten Wägezellen.

Wägezelle	Empfindlichkeit in $\text{mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$	Empfindlichkeitsänderung in $10^{-4} / \text{K}$
Si-WZ Nr. 1	0,351	1,7
Si-WZ Nr. 2	0,348	1,5
Si-WZ Nr. 3	0,356	1,8
Si-WZ Nr. 4	0,262	1,8
Si-WZ Nr. 5	0,271	1,5

Reproduzierbarkeit / Relative Wiederholpräzision

Die relative Wiederholpräzision b' ist ein Maß für die Reproduzierbarkeit des Messsignals bei gleicher Belastung der WZ und berechnet sich für die Laststufe der Nr. n aus der Differenz der Messwerte zwei aufeinander folgender Messreihen der Nr. i normiert auf den Mittelwert der Messwerte.

$${}^n b' = \frac{{}^n X^{i+1} - {}^n X^i}{\left({}^n X^{i+1} + {}^n X^i \right) / 2} \quad (7.1)$$

Zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit zeigt Abbildung 7.7 die relative Wiederholpräzision b' als Funktion der Last L für die untersuchten Si-WZ bei einer Temperatur von 20°C. Alle Kurven zeigen einen ähnlichen Verlauf.

Im Auswertungsbereich nach ISO 376 erreichen alle Si-WZ eine relative Wiederholpräzision von weniger als $b' = 2 \cdot 10^{-5}$ und unterschreiten die Anforderungen für die Klasse 00 um mehr als eine Größenordnung. Die beste Reproduzierbarkeit von $b' = 0,6 \cdot 10^{-5}$ erreicht Si-WZ Nr. 5.

Zur Diskussion des Temperatureinflusses auf die Reproduzierbarkeit ist in Abbildung 7.8 exemplarisch die relative Wiederholpräzision der Si-WZ Nr. 3 als Funktion der Last für die untersuchten Temperaturen dargestellt. Die Kurvenverläufe zeigen im Vergleich zur ersten 20°C-Messung eine leicht erhöhte Wiederholpräzision für die 40°C-Messung und geringere Werte für b' bei der -10°C-Messung und der 2. 20°C-Messung. Die Verbesserung der Wiederholpräzision von der 1. zur 2. 20°C-Messung tritt bei allen untersuchten Si-WZ auf (s. Anhang F)). Diese mit der Anzahl der Messzyklen zunehmende Verbesserung der Wiederholpräzision ist durch eine Reduzierung von Störeinflüssen über der Messdauer, wie beispielsweise Setzeffekte bei Einspann- und Kabeleinflüssen, zu erklären.

Alle untersuchten Si-WZ haben im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C ein mit Si-WZ Nr. 3 vergleichbares Temperaturverhalten der Wiederholpräzision (s. Anhang F).

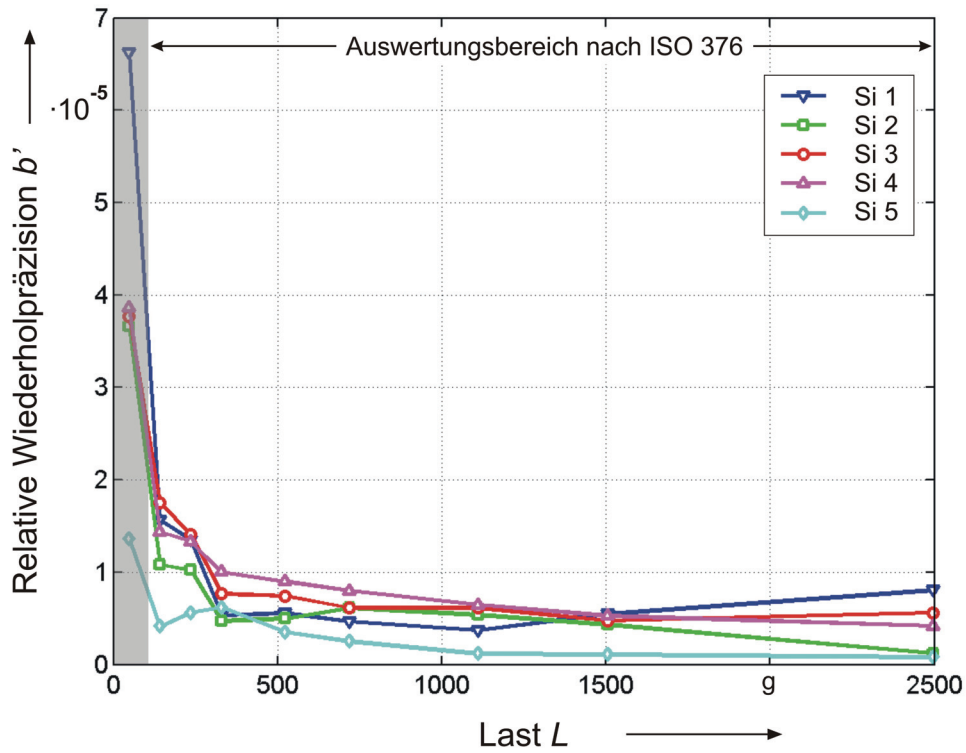


Abbildung 7.7: Relative Wiederholpräzision b' der untersuchten Si-WZ bei 20°C als Funktion der Last L .

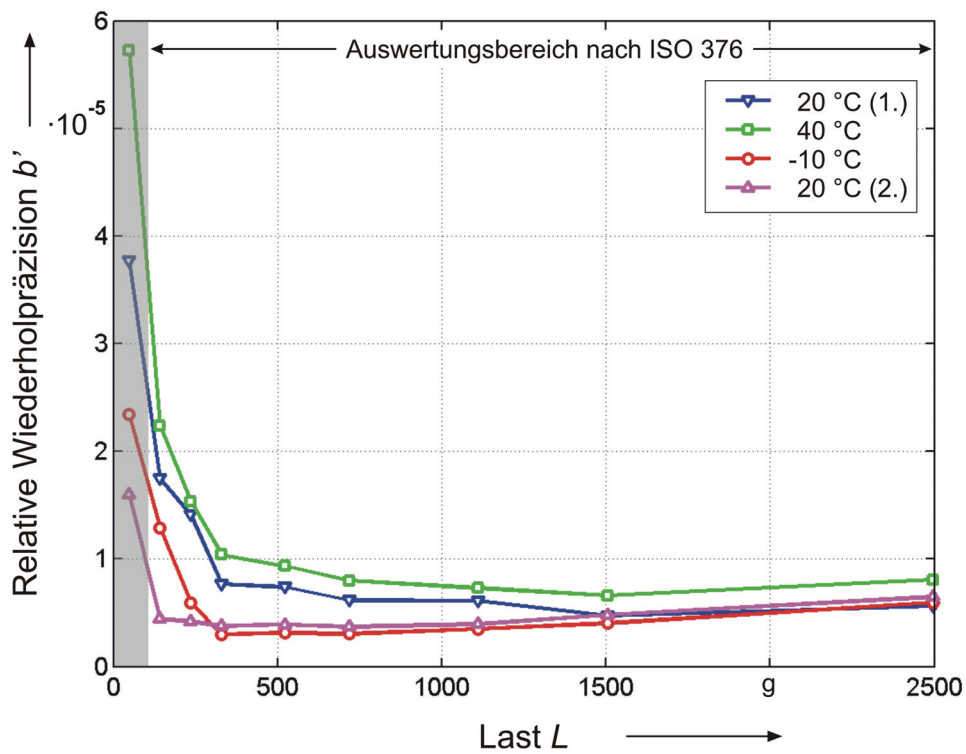


Abbildung 7.8: Relative Wiederholpräzision b' der Si-WZ Nr. 3 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

Hysterese / Relative Umkehrspanne

Die relative Umkehrspanne u als Maß für Hystereseeffekte wird aus der Differenz der Messwerte bei zunehmender und abnehmender Belastung der Laststufe Nr. n für die Messreihe der Nr. i bestimmt.

$${}^n u^i = \frac{{}^n X'^i - {}^n X^i}{{}^n X^i} \quad (7.2)$$

In Abbildung 7.9 ist die relative Umkehrspanne u der untersuchten Si-WZ bei 20°C als Funktion der Last L dargestellt, um das Hystereseverhalten der Si-WZ zu beurteilen. Mit einem Maximalwert von $|u|_{\max} = 13 \cdot 10^{-5}$ im Auswertungsbereich nach ISO 376 zeigt die Si-WZ Nr. 1 mit Abstand die größte relative Umkehrspanne und wird auch hier als Ausreißer betrachtet. Mit Werten geringer als $|u|_{\max} = 3 \cdot 10^{-5}$ zeigen die Si-WZ Nr. 2 und Nr. 4 die geringsten Umkehrspannen. Für diese beiden Si-WZ liegt die Umkehrspanne unterhalb der Wiederholpräzision b' . Die Si-WZ Nr. 3 und Nr. 5 weisen mit $|u|_{\max} = 7 \cdot 10^{-5}$ (Nr. 3) und $|u|_{\max} = 5 \cdot 10^{-5}$ (Nr. 5) eine im Vergleich zu Nr. 2 und Nr. 4 geringfügig höhere Umkehrspanne auf.

Die Si-WZ Nr. 2 bis Nr. 5 übertreffen die Anforderung der Klasse 00 um mehr als eine Größenordnung.

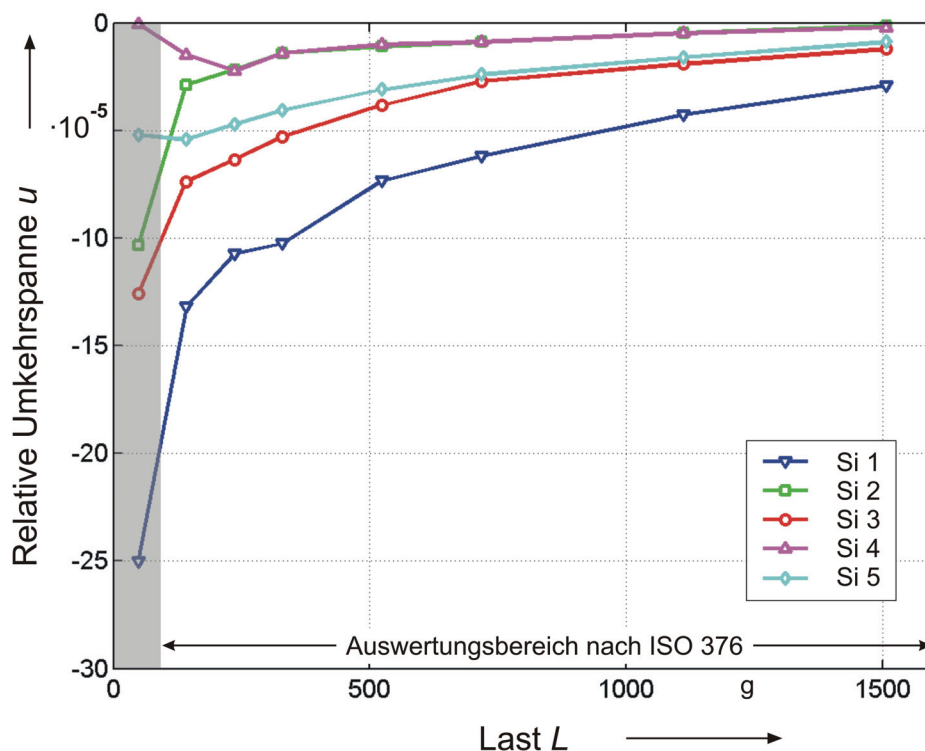


Abbildung 7.9: Relative Umkehrspanne u der untersuchten Si-WZ bei 20°C als Funktion der Last L .

Das Temperaturverhalten der relativen Umkehrspanne zeigt die Abbildung 7.10 exemplarisch für die Si-WZ Nr. 3. Die Kurvenverläufe zeigen für alle Temperaturen einen ähnlichen Verlauf. Die Differenz zwischen den Messpunkten der einzelnen Kurven ist geringer als die Wiederholpräzision der Messung. Eine Temperaturabhängigkeit der relativen Umkehrspanne ist daher nicht nachweisbar.

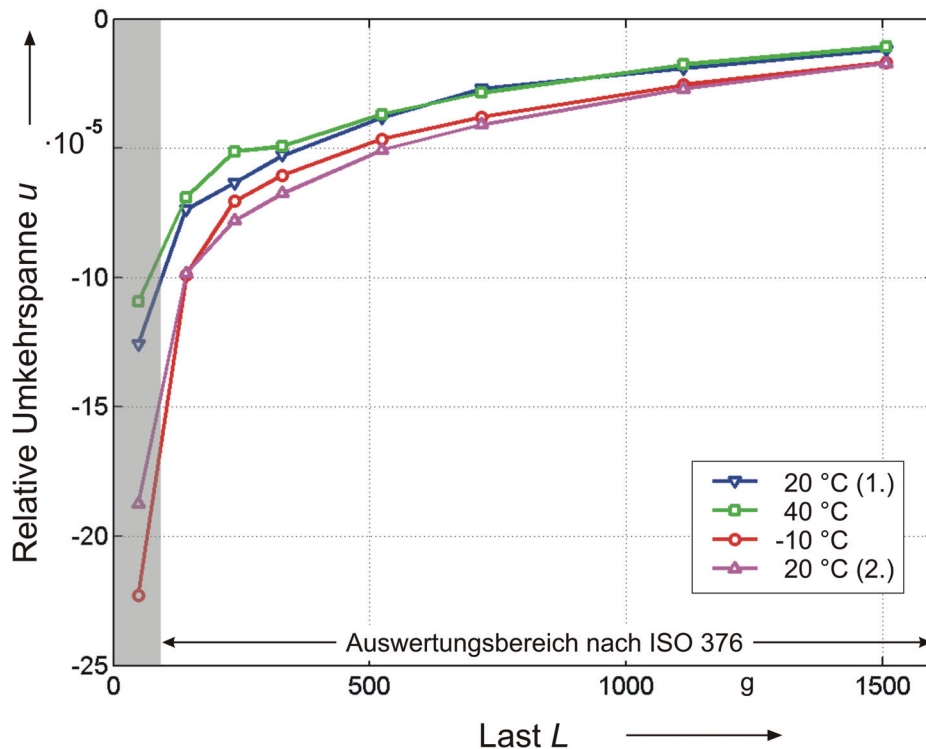


Abbildung 7.10: Relative Umkehrspanne u der Si-WZ Nr. 3 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

Alle untersuchten Si-WZ zeigen im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C eine mit der Si-WZ Nr. 3 vergleichbare, geringe und von der Temperatur unabhängige Umkehrspanne (s. Anhang F).

Nullpunktabweichung / Relative Nullpunktabweichung

Die relative Nullpunktabweichung f_0 wird aus der Differenz der Messwerte vor und nach der Messreihe mit der Nr. i (X_{vor}^i und X_{nach}^i) bezogen auf den maximalen Messwert X_{max}^i berechnet und charakterisiert die Stabilität des Nullsignals vor und nach Lastwechseln.

$$f_0^i = \frac{X_{\text{nach}}^i - X_{\text{vor}}^i}{X_{\text{max}}^i} \quad (7.3)$$

Die größte relative Nullpunktabweichung der untersuchten Si-WZ bei 20°C wird mit $f_0 = 3,2 \cdot 10^{-6}$ für die Si-WZ Nr.1 ermittelt (s. Tabelle 7.3). Die übrigen Si-WZ erreichen

relative Nullpunktabweichungen im Bereich von $f_0 = 0,2 \cdot 10^{-6}$ für die Si-WZ Nr. 5 bis $f_0 = 1,5 \cdot 10^{-6}$ für die Si-WZ Nr. 3. Die Anforderungen der Klasse 00 bzgl. Nullpunktabweichung werden um mehr als zwei Größenordnungen unterschritten.

Tabelle 7.3: Relative Nullpunktabweichung f_0 der untersuchten Si-WZ bei 20°C.

Wägezelle	Relative Nullpunkt- abweichung f_0
Si-WZ Nr.1	$3,2 \cdot 10^{-6}$
Si-WZ Nr.2	$1,0 \cdot 10^{-6}$
Si-WZ Nr.3	$1,5 \cdot 10^{-6}$
Si-WZ Nr.4	$0,6 \cdot 10^{-6}$
Si-WZ Nr.5	$0,2 \cdot 10^{-6}$

Das Temperaturverhalten der Nullpunktabweichung ist in Tabelle 7.4 für die Si-WZ Nr. 3 dargestellt. Da die Werte der relativen Nullpunktabweichung um zwei Größenordnungen unterhalb der relativen Wiederholpräzision liegen, kann ein Temperatureinfluss nicht festgestellt werden. Das Verhalten der übrigen untersuchten Si-WZ entspricht dem Verhalten von Si-WZ Nr. 3 (s. Anhang F).

Tabelle 7.4: Relative Nullpunktabweichung f_0 der Si-WZ Nr. 3 bei unterschiedlichen Temperaturen.

Temperatur	Relative Nullpunkt- abweichung f_0
20°C (1.)	$1,5 \cdot 10^{-6}$
40°C	$1,3 \cdot 10^{-6}$
-10°C	$2,5 \cdot 10^{-6}$
20°C (1.)	$2,3 \cdot 10^{-6}$

Linearität / Relative Interpolationsabweichung

Die relative Interpolationsabweichung f_c^i für die Messreihe der Nr. i wird aus der Abweichung der Messwerte zu den mittels einer linearen Ausgleichsfunktion berechneten Werten ${}^n X_b^i$ für jede Laststufe n ermittelt und beschreibt die Linearität des Sensors (s. Abbildung 7.11).

$${}^n f_c^i = \frac{{}^n X^i - {}^n X_b^i}{{}^n X_b^i} \quad (7.4)$$

Im Folgenden wird abweichend zur ISO 376 die relative Interpolationsabweichung $f_{c, FS}$ bestimmt, bei der sich die Abweichung nicht auf den jeweiligen berechneten Wert ${}^nX_b^i$, sondern auf den maximalen Wert ${}^{\max}X_b^i$ bezieht.

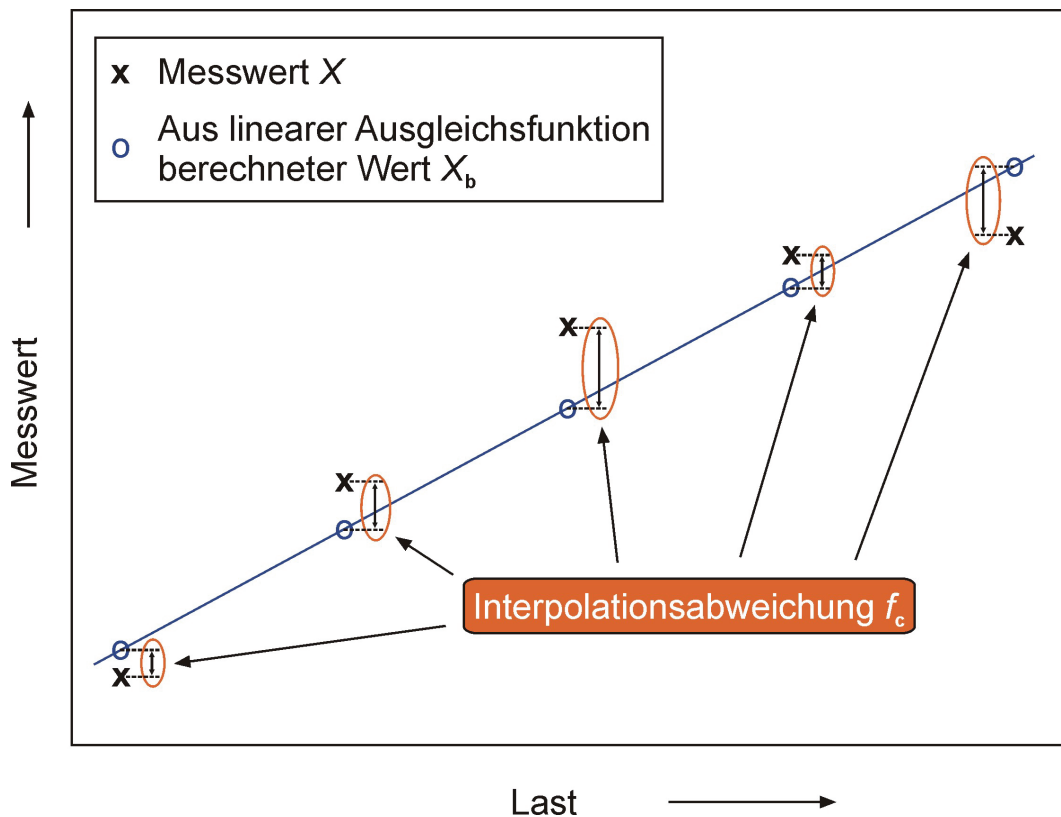


Abbildung 7.11: Schematische Darstellung des Messwertes als Funktion der Last zur Bestimmung der Interpolationsabweichung f_c .

Die relative Interpolationsabweichung $f_{c, FS}$ ist in Abbildung 7.12 als Funktion der Last für die untersuchten Si-WZ dargestellt, um die Linearität der Kennlinien zu bewerten. Die Interpolationsabweichungen aller Si-WZ zeigen den gleichen Kurvenverlauf. Die mit zunehmender Last zunächst ansteigenden und im weiteren Verlauf bis in den negativen Bereich abfallenden Werte der Interpolationsabweichung bedeuten einen degressiven Verlauf der Kennlinie. Die maximalen Werte der Interpolationsabweichung variieren zwischen $2,0 \cdot 10^{-4}$ für die Si-WZ Nr. 4 und $2,8 \cdot 10^{-4}$ für die Si-WZ Nr. 1.

Die relativen Interpolationsabweichungen der Si-WZ nach ISO 376 liegen unter Ausschluss von Si-WZ Nr. 1 im Bereich von $f_{c, \max} = 0,5 \cdot 10^{-3}$ (Nr. 4) bis $f_{c, \max} = 1 \cdot 10^{-3}$ (Nr. 2) (s. Anhang F). Die Si-WZ erfüllen damit Anforderungen der Klassen 1 und 0,5.

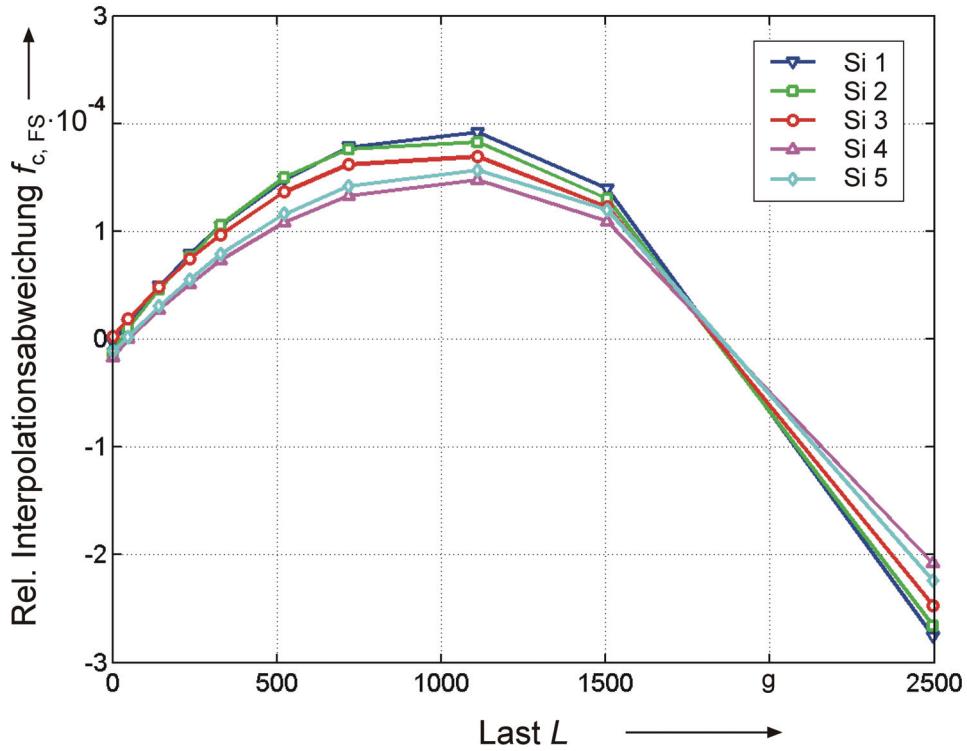


Abbildung 7.12: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der untersuchten Si-WZ bei 20°C als Funktion der Last L .

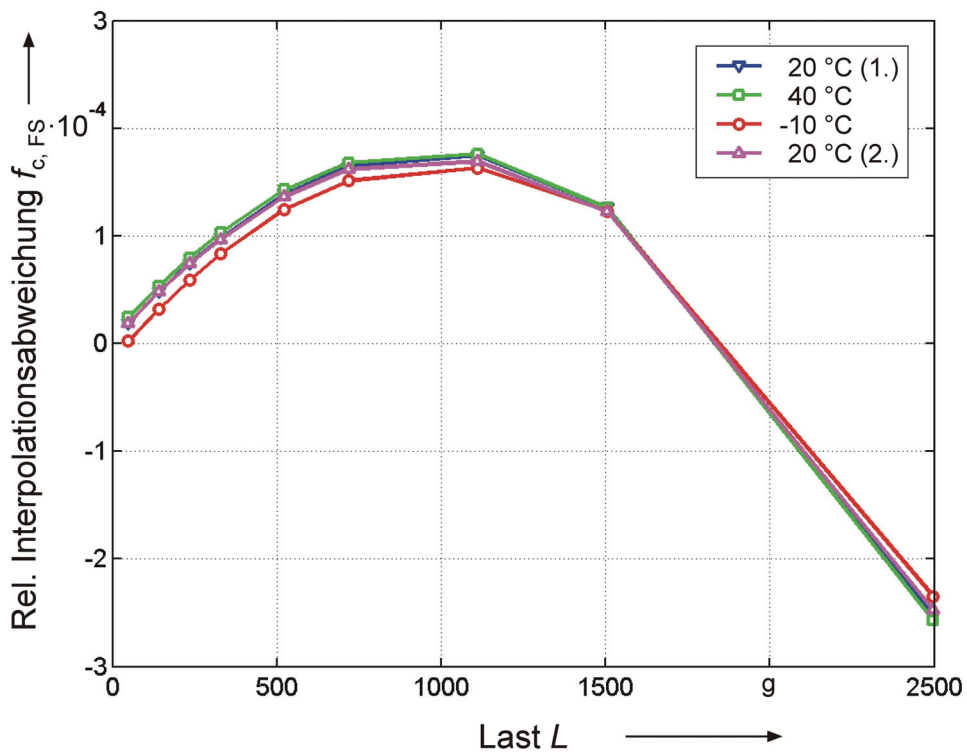


Abbildung 7.13: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der Si-WZ Nr. 3 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

Der Temperatureinfluss auf die Linearität ist für die Si-WZ Nr. 3 in Abbildung 7.13 dargestellt. Die Verläufe bei 20°C (1. und 2. Messung) und bei 40°C sind identisch. Bei -10°C verringert sich die Interpolationsabweichung geringfügig um $1 \cdot 10^{-5}$. Da diese Abweichung unterhalb der Wiederholpräzision der Si-WZ liegt, kann daraus keine Temperaturabhängigkeit abgeleitet werden. Die übrigen Si-WZ zeigen, bis auf die Si-WZ Nr. 1, ein mit der Si-WZ Nr. 3 vergleichbares temperaturunabhängiges Linearitätsverhalten (s. Anhang F).

7.2.4 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Empfindlichkeiten der untersuchten Si-WZ variieren in Abhängigkeit von der Orientierung des Si im FK im Bereich zwischen $0,36 \text{ mV} \cdot \text{V}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$ (Si-WZ Nr. 3) und $0,26 \text{ mV} \cdot \text{V}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$ (Si-WZ Nr. 4). Die relative Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit ist geringer als $2 \cdot 10^{-4} / \text{K}$.

Die Eigenschaften aller untersuchten Si-WZ weisen, mit Ausnahme von Si-WZ Nr. 1, ein gut vergleichbares Verhalten auf. Die Si-WZ Nr. 1 zeigt in den Punkten Zeitverhalten, Hysterese und Nullpunktabweichung ein im Vergleich zu den übrigen Si-WZ schlechteres Verhalten. Die Ursache dafür wird auf Probleme bei der Beschichtung der ersten Si-WZ mit dem technologisch schwierigen Sputterprozess zurückgeführt.

Die Kennlinien der Si-WZ zeigen sehr gute Eigenschaften bezüglich Reproduzierbarkeit, Hysterese und Nullpunktabweichung und unterschreiten die Anforderungen an Klasse 00 nach ISO 376 um mehr als eine Größenordnung. Die Nichtlinearität der Si-WZ ist geringer als $3 \cdot 10^{-4}$ bezogen auf den Maximalwert und erfüllt die Anforderungen der Klasse 0,5 bzw. 1.

Temperatureinflüsse auf Reproduzierbarkeit, Hysterese, Linearitätsverhalten und Nullpunktabweichung sind nicht feststellbar.

Für den Einsatz der Si-WZ im Bereich der Präzisions-Kraftmess- und Wägetechnik ist eine Kompensation der Nichtlinearität und der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit erforderlich. Aufgrund des gut reproduzierbaren Verhaltens kann eine sinnvolle Kompensation mit digitalen Systemen durchgeführt werden, wie im Folgenden gezeigt wird.

8 Kompensation des Temperatureinflusses und der Nichtlinearität

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit und die Nichtlinearität der Kennlinie die begrenzenden Faktoren beim Einsatz der Si-WZ darstellen. Die hohe Reproduzierbarkeit der Messwerte bietet die Möglichkeit, den Einfluss dieser Größen digital zu kompensieren. Im Folgenden wird eine digitale, exemplarabhängige Kompensation anhand der in Kapitel 7.2 gewonnenen Messdaten bezüglich der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit und der Nichtlinearität der Kennlinie durchgeführt.

8.1 Kompensationsverfahren

Die Empfindlichkeit E beschreibt den Zusammenhang zwischen der Last L an der WZ und dem Messsignal S (s. Glg. (8.1)). Bei nichtlinearem Verhalten ändert sich die Empfindlichkeit in Abhängigkeit von der Last.

$$S = E \cdot L \quad (8.1)$$

$$E = f(L) = a \cdot L + b \quad (8.2)$$

Abbildung 8.1 zeigt die Empfindlichkeit der Si-WZ Nr. 3 als Funktion der Last bei den untersuchten Temperaturen. Aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit sind die Empfindlichkeitsverläufe für steigende Temperaturen zu größeren Empfindlichkeiten verschoben. Bei allen Temperaturen nimmt die Empfindlichkeit für zunehmende Lasten gleichermaßen ab. Da die Empfindlichkeitsabnahme in guter Näherung linear ist, wird im Folgenden von einem linearen Zusammenhang zwischen Empfindlichkeit und Last ausgegangen (s. Glg. (8.2)).

Der Parameter a steht für die Abhängigkeit der Empfindlichkeit von der Last und ist ein Maß für die vorhandene Nichtlinearität. Der Parameter b beschreibt die Empfindlichkeit im unbelasteten Zustand.

Um die Parameter a und b zu ermitteln, wird für jede Messung eine lineare Ausgleichsfunktion nach der Methode der kleinsten Quadrate berechnet. Die Ausgleichsfunktionen sind in Abbildung 8.1 als durchgehende Linien dargestellt und die berechneten Parameter sind in der Tabelle 8.1 zusammengefasst.

Die unterschiedlichen Werte für den Parameter b bei den verschiedenen Temperaturen resultieren aus der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit.

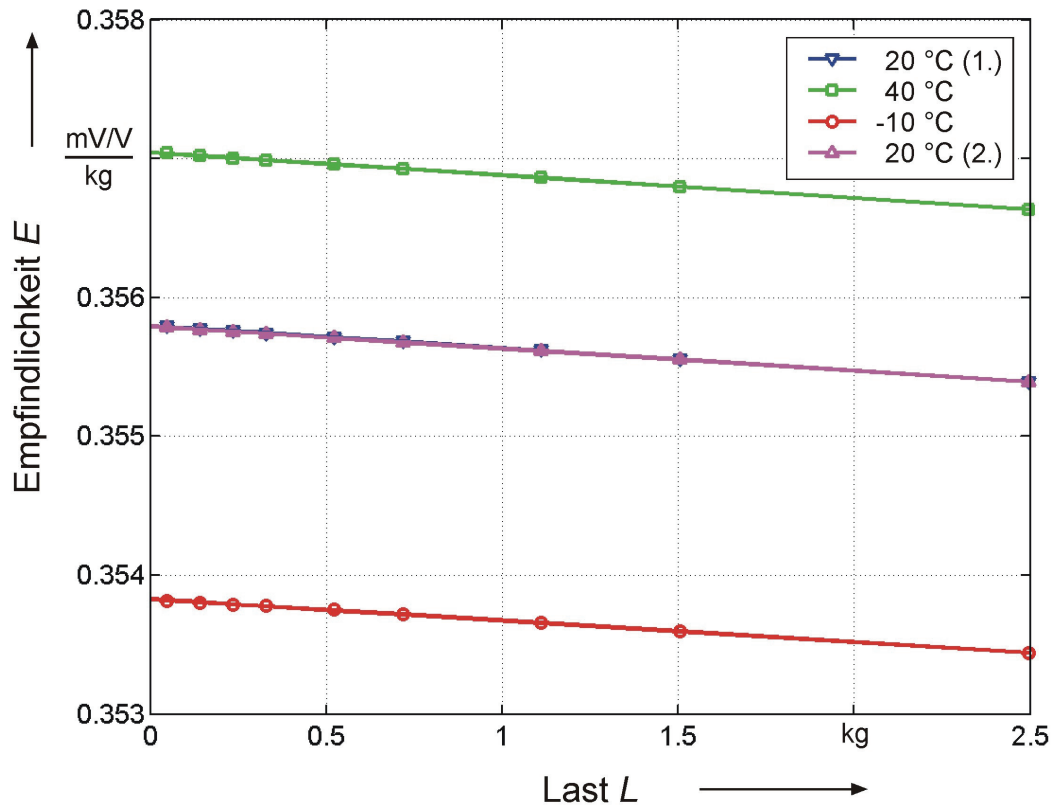


Abbildung 8.1: Empfindlichkeit E als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen am Beispiel der Si-WZ Nr. 3.

Der Parameter a ist um drei Größenordnungen kleiner als der Parameter b . Der Temperatureinfluss auf den Parameter a und damit auf das Verhalten der Nichtlinearität ist in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus Kapitel 7.2.3 vernachlässigbar gering.

Tabelle 8.1: Parameter der Empfindlichkeitsfunktion (s. Glg. (8.2)) bei verschiedenen Temperaturen für Si-WZ Nr. 3.

Temperatur	Parameter a in $\text{mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-2}$	Parameter b in $\text{mV}\cdot\text{V}^{-1}\cdot\text{kg}^{-1}$
20°C (1.)	$-162 \cdot 10^{-6}$	$356 \cdot 10^{-3}$
40°C	$-164 \cdot 10^{-6}$	$357 \cdot 10^{-3}$
-10°C	$-154 \cdot 10^{-6}$	$354 \cdot 10^{-3}$
20°C (2.)	$-159 \cdot 10^{-6}$	$356 \cdot 10^{-3}$

Der Wägewert W ist die Ausgangsgröße einer Wägezelle ausgedrückt in der Einheit kg. Zur Kompensation von Nichtlinearität und Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit wird der Wägewert W in Abhängigkeit vom Messsignal S der WZ unter Einbeziehung der Parameter a und b ermittelt. Zu diesem Zweck wird in den Gleichun-

gen (8.1) und (8.2) zunächst die Last L durch den Wägewert W ersetzt und anschließend nach dem Wägewert aufgelöst.

$$W = \begin{cases} \frac{-b}{2a} + \sqrt{\frac{b^2}{4a^2} + \frac{S}{a}} , & \text{für } \frac{b}{a} < 0 \\ \frac{-b}{2a} - \sqrt{\frac{b^2}{4a^2} + \frac{S}{a}} , & \text{für } \frac{b}{a} > 0 \end{cases} \quad (8.3)$$

Durch die Anwendung der entsprechenden Parameter aus Tabelle 8.1 in Abhängigkeit von der Temperatur wird der Wägewert sowohl bezüglich der Nichtlinearität als auch bezüglich der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit kompensiert.

8.2 Auswertung der kompensierten Messdaten

Die Interpolationsabweichung der kompensierten Messdaten bei 20°C liegt für alle Si-WZ unterhalb von $2 \cdot 10^{-5}$ bezogen auf den maximalen Messwert und hat sich damit um den Faktor 10 verbessert (s. Abbildung 8.2). In der Auswertung nach ISO 376 ergeben sich unter Ausschluss der Si-WZ Nr.1 maximale relative Interpolationsabweichungen von $f_{c, \max} = 4 \cdot 10^{-5}$ (Nr. 3) bis $f_{c, \max} = 40 \cdot 10^{-5}$ (Nr. 4 und Nr. 5) und es werden die Klassen 00 (Nr. 2 und Nr. 3) bzw. 0,5 (Nr. 4 und Nr. 5) erreicht.

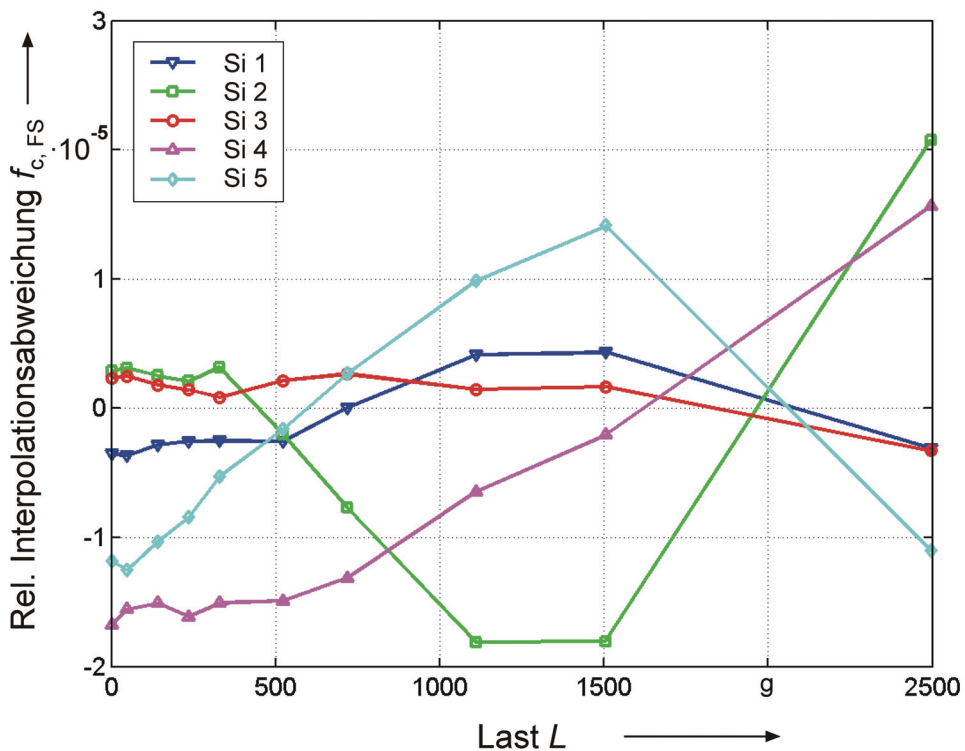


Abbildung 8.2: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der kompensierten Si-WZ bei 20°C als Funktion der Last L

9 Bewertung in Anlehnung an die OIML Empfehlung R60

Um den Einsatzbereich der Si-WZ zu bewerten, werden die kompensierten Messdaten (s. Kapitel 8) in Anlehnung an die internationale OIML Empfehlung R60 (R60) ausgewertet. Die R60 wird im Bereich des gesetzlichen Messwesens zur Prüfung und Klassifizierung von WZ angewendet. Die Auswertung erfolgt anhand der Kriech- und Richtigkeitsprüfung im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C . Weiterhin sind Feuchte- und Druckprüfungen und bei digitalen WZ Prüfungen zur elektromagnetischen Störfestigkeit vorgeschrieben, die im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt werden.

9.1 Genauigkeitsklassen der OIML Empfehlung R60

Für jede Teilprüfung muss der Fehler der WZ innerhalb festgelegter von der Last abhängiger Fehlergrenzen (FG) liegen. Die FG hängt von der Teilungszahl n_{\max} , von der maximalen Last L_{\max} und von der Genauigkeitsklasse der WZ ab. In der R60 werden vier Genauigkeitsklassen unterschieden. WZ der Genauigkeitsklasse D werden überwiegend in Grobwaagen und WZ der Klasse C in Handelswaagen eingesetzt. In Präzisionswaagen kommen WZ der Genauigkeitsklasse B zur Anwendung. WZ der Klasse A werden in Spezialwaagen genutzt. In der Tabelle 9.1 sind die FG für die Genauigkeitsklassen A bis D dargestellt. Darin ist ν mit

$$\nu = \frac{L_{\max}}{n_{\max}} \quad (9.1)$$

der kleinste Teilungsschritt und p_{lc} ein Faktor, der die gesamte Fehlergrenze, z. B. in einem Wägesystem, berücksichtigt und der einzelnen WZ eine Teilfehlergrenze zuordnet. In dieser Arbeit wird der Faktor p_{lc} , wie für WZ-Prüfungen üblich, zu $p_{lc} = 0,7$ gewählt.

Tabelle 9.1: Zuordnung der Fehlergrenzen FG zu den Genauigkeitsklassen nach R60

FG	Klasse A	Klasse B	Klasse C	Klasse D
$p_{lc} \cdot 0,5 \nu$	$0 \leq L \leq 50000 \nu$	$0 \leq L \leq 5000 \nu$	$0 \nu \leq L \leq 500 \nu$	$0 \nu \leq L \leq 50 \nu$
$p_{lc} \cdot 1,0 \nu$	$50000 \nu < L \leq 200000 \nu$	$5000 \nu < L \leq 20000 \nu$	$500 \nu < L \leq 2000 \nu$	$50 \nu < L \leq 200 \nu$
$p_{lc} \cdot 1,5 \nu$	$200000 \nu < L$	$20000 \nu < L \leq 100000 \nu$	$2000 \nu < L \leq 10000 \nu$	$200 \nu < L \leq 1000 \nu$

9.2 Kriechprüfung

Im Rahmen der Kriechprüfung wird das zeitliche Verhalten des Messsignals unter konstanten Randbedingungen beurteilt. Zu diesem Zweck sind in der R60 drei Kriterien als Anforderungen an die WZ festgelegt, die im Folgenden erläutert werden. Anschließend erfolgt die Klassifizierung der Si-WZ anhand der Kriterien.

9.2.1 Kriechfehler E_{Kr}

Der Kriechfehler E_{Kr} ist ein Maß für die Änderung des Messsignals der WZ als Funktion der Zeit bei konstanter Belastung und bei konstanten Umweltbedingungen. Zur Berechnung der Werte des Kriechfehlers wird der Messwert 10 s nach dem Lastwechsel von allen im Zeitraum von 30 min entstehenden Werten subtrahiert.

Während der Belastung darf der Kriechfehler E_{Kr} das 0,7-fache des meF nicht überschreiten.

9.2.2 Kriechfehlerdifferenz $E_{Kr,20-30}$

Die Differenz der Kriechfehler $E_{Kr,20-30}$ festgestellt zwischen der 20. und 30. Minute muss unterhalb dem 0,15-fachen des meF liegen.

9.2.3 Rückkehrfehler $E_{Rück}$

Der Rückkehrfehler $E_{Rück}$ ist ein Maß für die Änderung des Messsignals der WZ mit der Zeit nach der 30-minütigen Belastungsphase. Zur Berechnung der Werte des Rückkehrfehlers wird der Messwert vor der Belastungsphase von allen im Zeitraum von 30 min nach dem Lastwechsel entstehenden Werten subtrahiert. Der Rückkehrfehler $E_{Rück}$ darf zehn Sekunden nach der Entlastung das 0,5-fache des Teilungsschrittes ν nicht überschreiten.

9.2.4 Klassifizierung der Silizium-Wägezellen

Zur Klassifizierung der Si-WZ zeigt die Abbildung 9.1 beispielhaft den Kriechfehler E_{Kr} während der Belastungsphase angegeben in Teilungswerten ν für die Si-WZ Nr. 4 bei den Temperaturen -10°C , 20°C und 40°C . Für die zugrunde gelegte Genauigkeitsklasse B 30 beträgt der Teilungsschritt $\nu = 100$ mg und die Fehlergrenze $0,74 \cdot \nu$. Die Anforderungen der Genauigkeitsklasse B 30 an den Kriechfehler werden für alle Temperaturen eingehalten.

Änderungen des Kriechfehlers zwischen der 20. und 30. Minute sind nicht erkennbar, da sie unterhalb der Auflösung des Messsignals von $0,07 \cdot \nu$ liegen. Damit werden die Anforderung an die Kriechfehlerdifferenz von $E_{Kr,20-30} < 0,23 \cdot \nu$ deutlich unterschritten.

Der Rückkehrfehler $E_{Rück}$ während der Entlastungsphase, ebenfalls in Teilungswerten ν angegeben, ist in Abbildung 9.2 für die Si-WZ Nr. 4 dargestellt. Die Rückkehr des Messsignals ist für alle Temperaturen sehr gut und unterschreitet die Anforderungen von $E_{Rück} < 0,5 \cdot \nu$ nach 10 Sekunden deutlich.

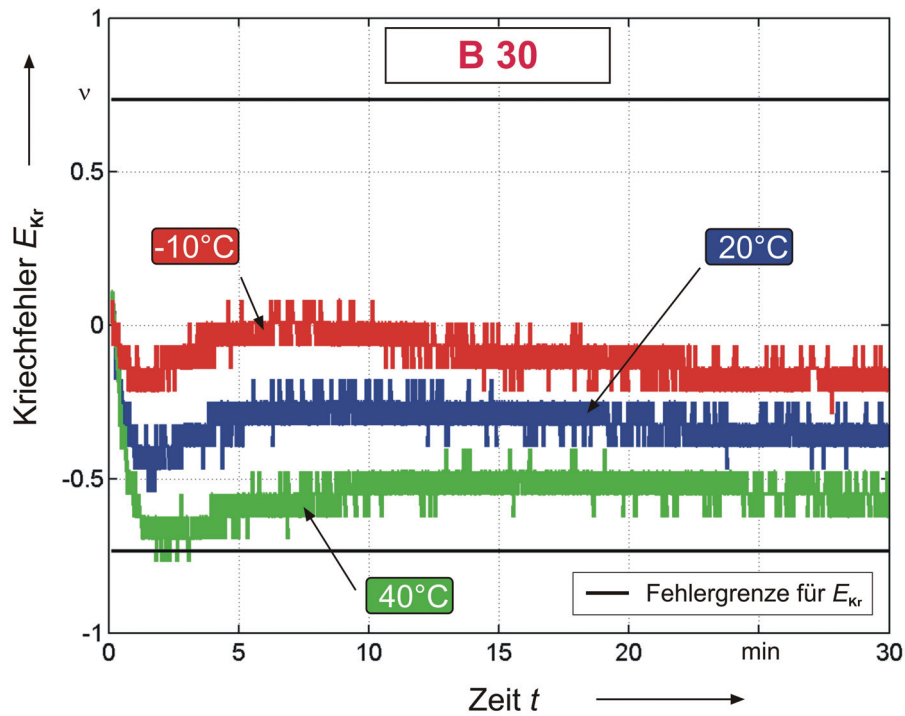


Abbildung 9.1: Kriechfehler E_{kr} , angegeben in Teilungswerten v , als Funktion der Zeit bei drei verschiedenen Temperaturen für Si-WZ Nr. 4, mit den Fehlergrenzen der Genauigkeitsklasse B 30.

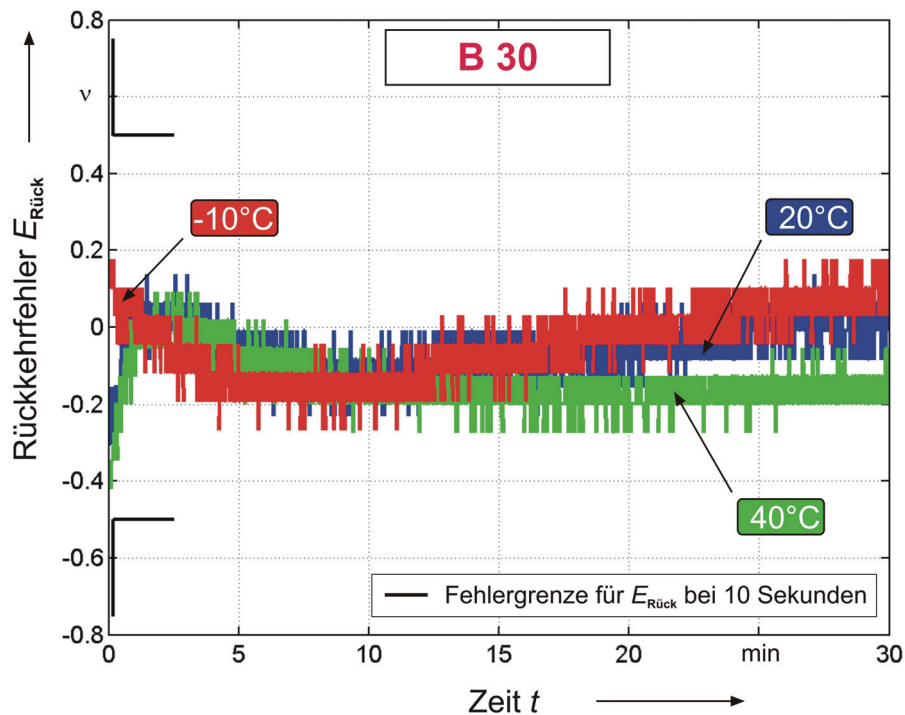


Abbildung 9.2: Rückkehrfehler $E_{Rück}$, angegeben in Teilungswerten v , als Funktion der Zeit bei drei verschiedenen Temperaturen für Si-WZ Nr. 4, mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 30.

Im Rahmen der Kriechprüfung erreicht die Si-WZ Nr. 4 die Genauigkeitsklasse B 30 mit 30 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen im gesamten Temperaturbereich.

Die Auswertung der Messdaten von Si-WZ Nr. 5 zeigt eine Auffälligkeit bei beim Rückkehrfehler für -10°C (s. Anhang G). Es wird vermutet, dass hier Kraftnebenschlüsse durch Kabel zu einem untypischen Verhalten geführt haben. Mit Ausnahme des Rückkehrfehlers bei -10°C wird von der Si-WZ Nr. 5 die Genauigkeitsklasse B 35 mit 35 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen erreicht.

9.3 Richtigkeitsprüfung

Die Richtigkeitsprüfung dient zur Beurteilung der Kennlinien von WZ in dem Temperaturbereich in dem sie später eingesetzt werden. Für Prüfungen nach R60 sind drei Kriterien als Anforderungen an die WZ vorgeschrieben, die im Folgenden erläutert werden. Anschließend werden die Si-WZ anhand dieser Kriterien klassifiziert.

9.3.1 Wägezellenfehler E_{WZ}

Der Wägezellenfehler E_{WZ} wird verwendet, um die Nichtlinearität, die Hysterese und den Temperatureinfluss auf die Empfindlichkeit der WZ zu beurteilen. Er beschreibt die Differenz zwischen dem Messsignal der WZ und einer linearen Funktion. Die lineare Funktion wird durch den Ursprung und durch den Messwert der 1. 20°C -Messung bei 75 % der maximalen Last definiert. Der Wägezellenfehler E_{WZ} darf die FG nicht überschreiten.

9.3.2 Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep}

Der Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} charakterisiert die Wiederholbarkeit der Messsignale und wird aus der Differenz zwischen Messergebnissen aufeinander folgender Messreihen derselben Belastung unter gleichen Umweltbedingungen ermittelt. Der Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} muss unterhalb der FG liegen.

9.3.3 Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0}

Der Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} beschreibt die Temperaturempfindlichkeit des Messsignals im unbelasteten Zustand der WZ. Das Messsignal der unbelasteten WZ darf nicht um mehr als $\rho_{lc} \cdot \nu_{min} / 5^{\circ}\text{C}$ für die Genauigkeitsklassen B, C und D bzw. um mehr als $\rho_{lc} \cdot \nu_{min} / 2^{\circ}\text{C}$ für die Genauigkeitsklasse A variieren. Dabei bezeichnet ν_{min} den kleinsten möglichen Teilungsschritt der WZ; ν_{min} muss kleiner oder gleich dem kleinsten Teilungsschritt ν sein.

9.3.4 Klassifizierung der Silizium-Wägezellen

Am Beispiel der Si-WZ Nr. 4 wird die Auswertung der Richtigkeitsprüfung basierend auf den bezüglich Nichtlinearität und Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit kompensierten Messdaten diskutiert.

In Abbildung 9.3 ist der Wägezellenfehler E_{WZ} , angegeben in Teilungswerten ν , als Funktion der Last aufgetragen. Der kleinste Teilungsschritt beträgt $\nu = 50$ mg. Die Si-WZ Nr. 4 hält die schwarz dargestellten Fehlergrenzen für die Genauigkeitsklasse B 50 mit 50 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen ein.

Die Wägezellenfehler bei 20°C (1. und 2.) und bei -10°C zeigen ähnliche Verläufe mit geringer Hysterese, vernachlässigbarer Nichtlinearität und geringem Temperatureinfluss. Im Gegensatz dazu ist die Nichtlinearität der Messung bei 40°C vergleichsweise groß. Diese nach der Kompensation verbleibende Nichtlinearität begrenzt die Genauigkeitsklasse.

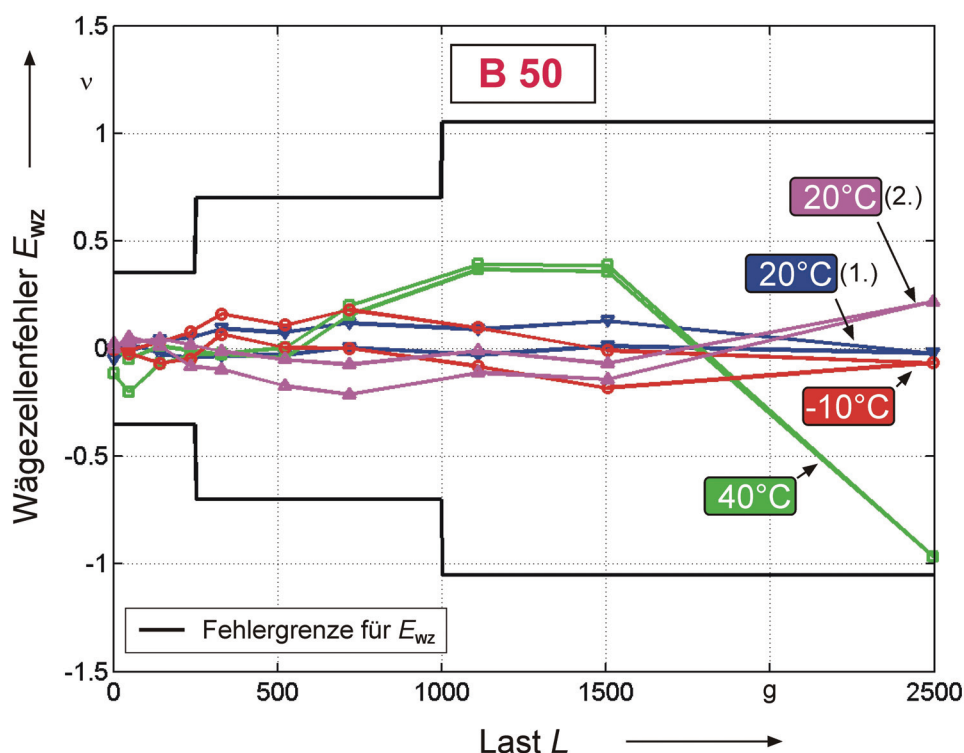


Abbildung 9.3: Wägezellenfehler E_{WZ} der kompensierten Messdaten, angegeben in Teilungswerten ν , als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen der Genauigkeitsklasse B 50.

Der Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} , angegeben in Teilungswerten ν , ist in Abbildung 9.4 als Funktion der Last dargestellt. Die Kurvenverläufe zeigen, dass keine Temperaturabhängigkeit des Reproduzierbarkeitsfehlers vorhanden ist. Der Reproduzierbarkeitsfehler nimmt mit steigender Last zu. Die Fehlergrenzen der Genauigkeitsklasse B 50 werden deutlich eingehalten. Die aufgrund des Reproduzierbarkeitsfehlers maximal erreichbare Genauigkeitsklasse ist B 80 mit 80 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen.

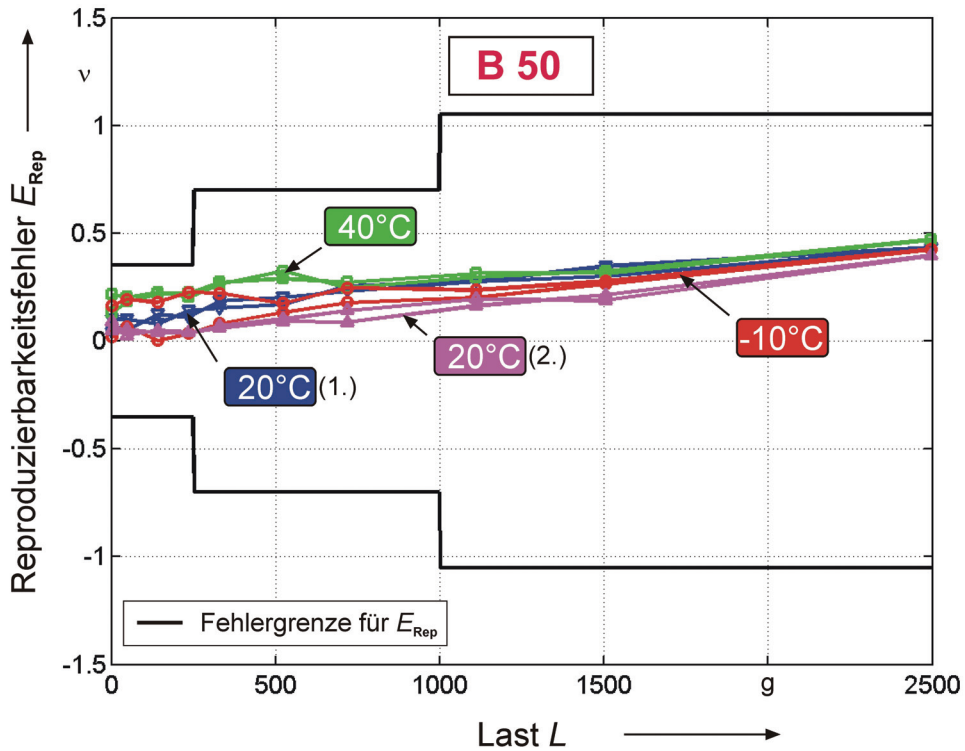


Abbildung 9.4: Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} der kompensierten Messdaten, angegeben in Teilungswerten ν , als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen der Genauigkeitsklasse B 50.

Der Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} erfüllt die Anforderungen der Genauigkeitsklasse B 50 von $|E_{\text{TK0}}| < 0,7 \cdot \nu / 5^\circ\text{C}$ deutlich (s. Tabelle 9.2). Der kleinste mögliche Teilungsschritt ist $\nu_{\text{min}} = 1/6 \nu$. Das bedeutet, um die Anforderungen an den Temperaturfehler des Nullpunktes einzuhalten, kann die maximale Auflösung der Si-WZ 300 000 Teilungsschritte betragen.

Tabelle 9.2: Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} und zulässiger kleinster möglicher Teilungsschritt ν_{min} für Si-WZ Nr. 4 bei Genauigkeitsklasse B 50, bezogen auf die 1. Messung bei 20°C .

Temperatur der Messung	E_{TK0} in $\nu / 5^\circ\text{C}$	ν_{min} in ν
40°C	0,11	1 / 6
-10°C	-0,02	1 / 38

Die Auswertungen für die übrigen Si-WZ befinden sich im Anhang G. Die Si-WZ Nr. 1 erreicht die Genauigkeitsklasse B 10. Der Reproduzierbarkeitsfehler, für sich allein betrachtet, hält die Genauigkeitsklasse B 40 ein. Wie bereits bei der Auswertung in Kapitel 7.2.3 festgestellt wurde, gilt die Si-WZ Nr. 1 als Ausreißer. Die Si-WZ Nr. 2 und Nr. 5 erreichen die Genauigkeitsklasse B 30. Der Reproduzierbarkeitsfehler für

sich hält die Genauigkeitsklassen B 60 (Nr. 2) und B 90 (Nr. 5) ein. Die Si-WZ Nr. 3 erreicht die Genauigkeitsklasse B 50 und der Reproduzierbarkeitsfehler für sich allein erfüllt die Anforderungen der Genauigkeitsklasse B 70.

9.4 Bewertung des Einsatzbereiches

Die Orientierung des Si beeinflusst die Empfindlichkeit der Si-WZ. Die erreichbare Genauigkeitsklasse ist aber unabhängig von der Orientierung des Si.

Die untersuchten Si-WZ erreichen im Bereich der Kriechprüfung nach OIML R60 die Genauigkeitsklasse B 30. Der die Genauigkeitsklasse begrenzende Einfluss ist auf zeitabhängige Temperaturänderungen innerhalb der ersten zehn Minuten nach Lastwechseln aufgrund thermoelastischer Effekte zurückzuführen. Dieses Verhalten ist sehr gut reproduzierbar und kann für den Einsatz der Si-WZ in Bereichen, die höhere Genauigkeitsklassen erfordern, digital kompensiert werden.

Im Rahmen der Richtigkeitsprüfung erreichen die untersuchten Si-WZ bei Kompensation der Nichtlinearität und des Temperaturverhaltens Genauigkeitsklassen bis B 50 mit 50 000 Teilungsschritten. Durch verbesserte Kompensationsverfahren mit Polynomen höherer Ordnung sind noch höhere Genauigkeitsklassen erreichbar. Das begrenzende Kriterium bei der digitalen Kompensation der Messsignale ist der Reproduzierbarkeitsfehler. Der Reproduzierbarkeitsfehler der Si-WZ für sich allein betrachtet erfüllt Anforderungen bis zur Genauigkeitsklasse B 90 mit bis zu 90 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen.

Aufgrund der von allen Si-WZ erreichten Genauigkeitsklasse B können die Si-WZ im Bereich der Präzisionsmesstechnik eingesetzt werden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Konventionelle Dehnungsmessstreifen-Wägezellen erreichen bei der Bewertung nach der internationalen OIML-Empfehlung R60 maximal die Genauigkeitsklasse C 6 mit 6 000 Teilungsschritten für eichfähige Anwendungen. Damit ist der Einsatz konventioneller DMS-WZ auf Anwendungen geringer bis mittlerer Präzision beschränkt. Für höhere Präzisionsansprüche kommen üblicherweise WZ, die nach dem Prinzip der elektromagnetischen Kraftkompensation funktionieren, zum Einsatz.

Die begrenzenden Faktoren konventioneller DMS-WZ sind im Wesentlichen Zeitabhängigkeiten, Hysterese und ungenügende Reproduzierbarkeit.

Basierend auf der Technologie konventioneller DMS-WZ wurde in der vorliegenden Arbeit ein neuartiger Sensor für den Einsatzbereich hoher Präzision in der Kraftmess- und Wägetechnik entwickelt und untersucht. Dieser Sensor besteht aus einem einkristallinen Silizium-Federkörper in Doppelbiegebalken-Geometrie mit aufgesputterten metallischen Dünnschicht-DMS. Einkristallines Si ist aus dem Bereich der Halbleiterindustrie in sehr hoher Reinheit verfügbar und verformt sich bei Belastung ideal elastisch. Daher sind für den Si-FK mechanische Nachwirkungen und Hysterese vernachlässigbar gering. Die Applikation der DMS mit dem Dünnschichtverfahren der Sputtertechnologie führt zu einer direkten Verbindung zwischen FK und DMS. Aus diesem Grund sind die Zeitabhängigkeiten während der Dehnungsübertragung vom FK zum DMS im Vergleich zu konventionellen Klebeverfahren erheblich reduziert und die Reproduzierbarkeit der Dehnungsmessung ist deutlich erhöht.

Metrologische Untersuchungen bestätigten, dass trotz des spröden Materialverhaltens von Si Dehnungen größer als $1,2 \cdot 10^{-3}$ im Bereich der DMS erreicht werden. Damit sind Si-FK für den Einsatz in DMS-WZ prinzipiell geeignet.

Die mechanischen Eigenschaften der Si-FK werden neben der Geometrie maßgeblich von der Orientierung des anisotropen Si im FK bestimmt. Numerische Berechnungen mit der Finiten Elemente Methode führten zu einer für Si optimierten FK-Geometrie und zeigten die Einflüsse verschiedener Orientierungen des Si. Weiterhin erfolgte anhand numerischer Verfahren die Entwicklung einer geeigneten Einspannung des FKs unter Berücksichtigung der spröden Materialeigenschaften von Si. Sie weist einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf das Dehnungsverhalten im Dünnstellenbereich des FK auf.

Basierend auf den Ergebnissen der numerischen Berechnungen wurden fünf FK aus undotiertem, einkristallinen Si hoher Reinheit gefertigt.

Experimentelle Untersuchungen mittels eines Fizeau-Interferometers zeigten das Verformungsverhalten der Si-FK unter Last. Durch das Erfassen der gesamten Oberflächentopologie während eines Messzyklus konnte die Verkipfung des gesamten FKs im Versuchsaufbau bei Belastung ermittelt und korrigiert werden. Unter Anwendung der Kippkorrektur wurde das äußerst geringe zeitabhängige Verformungsverhalten der Si-FK mit relativen mechanischen Nachwirkungen geringer als $2 \cdot 10^{-5}$ bestätigt.

Im nächsten Schritt erfolgte die Applikation der metallischen Dünnschicht-DMS mit dem Verfahren der Sputtertechnologie. Anschließend wurden die einzelnen DMS auf gleiche Widerstandswerte abgeglichen und das Temperaturverhalten der einzelnen DMS wurde bestimmt. Jeweils vier DMS eines FK wurden zu einer Vollbrücke zusammengeschaltet. Die elektrische Auswertung der Vollbrücken mit einem digitalen Präzisionsmessverstärker lieferte das Messsignal der Si-WZ.

Um das last- und zeitabhängige Verhalten der Si-WZ im Temperaturbereich von -10°C bis 40°C zu charakterisieren, wurden experimentelle Untersuchungen an fünf Si-WZ gleicher Geometrie und unterschiedlicher Orientierungen des Si durchgeführt. Die Untersuchungen zum Zeitverhalten des Messsignals nach Lastwechseln unter konstanten Randbedingungen zeigten relative Änderungen des Messsignals innerhalb der ersten zehn Minuten von $2 \cdot 10^{-5}$. Bereits zehn Minuten nach den Lastwechseln waren keine weiteren Zeitabhängigkeiten feststellbar. Das reproduzierbare zeitabhängige Verhalten wurde auf thermische Ausgleichsvorgänge, verursacht durch thermoelastische Effekte, zurückgeführt.

Die metrologischen Untersuchungen zur Kennlinie der Si-WZ zeigten im gesamten Temperaturbereich eine im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ verbesserte Reproduzierbarkeit der Messwerte von besser als $2 \cdot 10^{-5}$ bezogen auf den Messwert. Das Hystereseverhalten der Si-WZ war mit weniger als $5 \cdot 10^{-5}$ bezogen auf den Messwert, ebenso wie das Nullpunktverhalten mit weniger als $2 \cdot 10^{-6}$, sehr gut. Daher können beide Effekte beim praktischen Einsatz der Si-WZ vernachlässigt werden. Im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ belegten die Ergebnisse eine geringere, aber nicht zu vernachlässigende Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit von weniger als $2 \cdot 10^{-4}$ /K. Diese Temperaturabhängigkeit muss beim Einsatz der Si-WZ im Bereich der Wägetechnik kompensiert werden. Die Nichtlinearität war mit weniger als $3 \cdot 10^{-4}$ bezogen auf den maximalen Messwert vergleichbar mit dem entsprechenden Wert konventioneller DMS-WZ und muss beim Einsatz der Si-WZ in Bereichen mit hohen Anforderungen an die Präzision ebenfalls kompensiert werden.

Damit wurden die messtechnisch entscheidenden Eigenschaften, im Vergleich zu konventionellen DMS-WZ, deutlich verbessert. Zusätzlich wurde durch die verbesserten Eigenschaften der Einsatz digitaler Verfahren zur Kompensation von Einflüssen, beispielsweise Temperatur oder Nichtlinearität, möglich. Auf komplexe Kompensationsmodelle, die mit großen Zeitkonstanten arbeiten und die Vergangenheit der WZ berücksichtigen, konnte aufgrund der geringen Zeitabhängigkeiten und der kleinen Hysterese verzichtet werden. Damit war eine Optimierung der Si-WZ für den vorgesehenen Einsatzbereich messtechnisch realisierbar.

Im Rahmen der metrologischen Untersuchungen wurde festgestellt, dass die Orientierung des Si großen Einfluss auf das E-Modul und damit auf die Empfindlichkeit der Si-WZ hat. Die für den Einsatz in der Wägetechnik wichtigen verbesserten Eigenschaften, wie Reproduzierbarkeit, Hysterese und Zeitabhängigkeiten, sind dagegen unabhängig von der Orientierung des Si.

Zur Bewertung des Einsatzbereiches der Si-WZ, wurden die Messdaten bezüglich Nichtlinearität und Temperaturverhalten kompensiert und anschließend in Anlehnung an die OIML-Empfehlung R60 ausgewertet. Aus der Bewertung der Kriechmessungen resultiert die Einsatzfähigkeit in der Genauigkeitsklasse B 30 im gesamten Tem-

peraturbereich von -10°C bis 40°C für die untersuchten Si-WZ. Die Erreichbarkeit höherer Genauigkeitsklassen wurde durch das zeitabhängige Verhalten innerhalb der ersten zehn Minuten nach Lastwechseln begrenzt. Eine Steigerung der Genauigkeitsklasse ist allerdings durch digitale Kompensation möglich, weil das Zeitverhalten reproduzierbar und zeitlich begrenzt ist. Im Rahmen der Richtigkeitsprüfung wurden die Fehlergrenzen bis zur Genauigkeitsklasse B 50 für den gesamten Temperaturbereich von den Si-WZ eingehalten.

Die anhand der Kriech- und Richtigkeitsprüfung nach R60 bewerteten Si-WZ erreichten insgesamt 30 000 Teilungsschritte für eichfähige Anwendungen und können damit im Bereich der Präzisionsmesstechnik sehr gut eingesetzt werden. In diesem Bereich kommen bislang vorwiegend WZ nach dem Prinzip der elektromagnetischen Kraftkompensation zum Einsatz.

Die vorliegende Arbeit hat gezeigt, dass die neu entwickelten Si-WZ in Verbindung mit der Anwendung digitaler Kompensationsverfahren für den Einsatz in der Präzisions-Wäge- und Kraftmesstechnik bestens geeignet ist.

Die Kosten für die Einzelfertigung der Si-WZ betragen ca. 500,- € für das Material und ca. 1 500,- € für die mechanische Bearbeitung. Hinzu kamen die Kosten für die DMS-Applikation. Bei einer industriellen Herstellung ließen sich sowohl die Fertigungskosten als auch der Materialpreis deutlich reduzieren, da Si mit beliebiger Orientierung verwendet werden könnte.

Aufgrund der einkristallinen Eigenschaften des Si-FKs und der DMS-Applikation mittels Dünnschichttechnik wird neben den experimentell gezeigten guten messtechnischen Eigenschaften der Si-WZ eine hohe Langzeitstabilität in der metrologischen Praxis erwartet. Mit diesen Voraussetzungen eignen sich Si-WZ außerdem für den Einsatz als Transfernormal im Bereich der Wäge- und Kraftmesstechnik.

Die Anwendung moderner digitaler Elektronik ermöglicht aufgrund der hohen Reproduzierbarkeit der Messsignale eine weitere Steigerung der messtechnischen Präzision beim künftigen Einsatz der neuen Si-WZ.

Anhänge

A Materialeigenschaften von einkristallinem Silizium

Tabelle A.1: Materialparameter von Silizium, Aluminium und Stahl. [7]

	Silizium	Aluminium	Stahl (Ck67)
Dichte in g/cm ³	2,33	2,70	7,85
Elastizitätsmodul in N/m ²	(13-18) · 10 ⁷	7 · 10 ⁷	21 · 10 ⁷
Thermischer Ausdehnungskoeffizient in 10 ⁻⁶ /K	2,3-2,6	23,5-25,4	11,1
Thermische Leitfähigkeit in W/mK	156	209-225	46
Zugbruchfestigkeit in N/m ²	(5-20) · 10 ⁷	(7-19) · 10 ⁷	(53-160) · 10 ⁷
Wärmekapazität in J/kgK	715	890-905	477
Spezifischer elektrischer Widerstand in Ωcm	(6-20) · 10 ⁴	(2,7-2,9) · 10 ⁻⁶	13 · 10 ⁻⁶
Schmelzpunkt in °C	1412-1417	660	1490

Berechnung von richtungsabhängigen Materialeigenschaften

Berechnung des Elastizitätsmoduls E , des Schubmoduls G und der Querkontraktionszahl ν von Silizium in Abhängigkeit von der Richtung $[hkl]$ [32].

$$E_{[hkl]}^{-1} = S_{11} - (2(S_{11} - S_{12}) - S_{44})\Gamma \quad (\text{A.1})$$

$$G_{[hkl]}^{-1} = S_{44} - (2(S_{11} - S_{12}) - S_{44})\Gamma \quad (\text{A.2})$$

$$\nu_{(hkl)} = S_{12} + \left(S_{11} - S_{12} - \frac{1}{2}S_{44} \right) E_{[hkl]}\Gamma \quad (\text{A.3})$$

mit dem Orientierungsfaktor

$$\Gamma = \frac{h^2k^2 + h^2l^2 + k^2l^2}{(h^2 + k^2 + l^2)^2} \quad (\text{A.4})$$

Tabelle A.2: Orientierungsfaktor Γ , Elastizitätsmodul E , Schubmodul G und Querkontraktionszahl ν von einkristallinem Silizium in Abhängigkeit von der Richtung $[hkl]$. [32]

Richtung $[hkl]$	Γ	$E_{[hkl]}$ in 10 ¹¹ N/m ²	$G_{[hkl]}$ in 10 ¹⁰ N/m ²	$\nu_{(hkl)}$
100	0,00	1,30	7,96	0,28
110	0,25	1,69	6,21	0,21
111	0,33	1,88	5,79	0,18
112	0,25	1,69	6,21	0,21

B Zuordnung der Richtungen des Si im FK zu den definierten Orientierungen

Tabelle B.1 zeigt die durch die numerischen Untersuchungen abgedeckten Kombinationen von Richtungen des Siliziums im Federkörper für die Orientierungen O1, O2 und O5 (s. Kapitel 3.2.1). Für die Orientierungen O1 und O5 ist diese Darstellung nur auszugsweise aufgeführt.

Für jede Richtungskombination gilt, dass das Skalarprodukt zwischen zwei Richtungen gleich null ist, und dass aus dem Kreuzprodukt zwischen zwei Richtungen im Rechtssinn die dritte Richtung hervorgeht.

Tabelle B.1: Durch die numerischen Untersuchungen abgedeckte Richtungen des Siliziums im Federkörper für die Orientierungen O1, O2 und O5 (zum Teil auszugsweise).

Orientierung	x-Richtung	y-Richtung	z-Richtung
O1 (auszugsweise; insgesamt 24 Kombinationen)	[001]	[010]	[-100]
	[001]	[100]	[010]
	[010]	[001]	[100]
	[010]	[100]	[00-1]
	[100]	[001]	[0-10]
	[100]	[010]	[001]
O2 (vollständig)	[111]	[01-1]	[-211]
	[111]	[0-11]	[2-1-1]
	[11-1]	[011]	[2-11]
	[1-11]	[011]	[-2-11]
	[-111]	[01-1]	[-2-1-1]
	[-111]	[0-11]	[211]
	[-11-1]	[011]	[21-1]
	[-1-11]	[011]	[-21-1]
O5 (auszugsweise; insgesamt 18 Kombinationen)	[001]	[110]	[-110]
	[001]	[1-10]	[110]
	[001]	[-110]	[-1-10]

C Elektrische Widerstände und Temperaturkoeffizienten der Dehnungsmessstreifen

Tabelle C.1: Elektrische Widerstände vor und nach dem Abgleich und relative lineare TK der DMS von Si-FK Nr. 1.

Bezeichnung	Widerstand vor dem Abgleich	Widerstand nach dem Abgleich	Rel. linearer TK in $10^{-6} / K$
DMS 1	1045,2 Ω	1122,76 Ω	-31,0
DMS 2	1102,1 Ω	1122,19 Ω	-30,1
DMS 3	1081,3 Ω	1122,34 Ω	-31,6
DMS 4	1038,2 Ω	1122,42 Ω	-31,2
DMS 5	1065,9 Ω	1122,24 Ω	-31,9
DMS 6	1108,9 Ω	1122,27 Ω	-31,8
DMS 7	1119,5 Ω	1122,21 Ω	-31,7
DMS 8	1106,9 Ω	1122,21 Ω	-31,4

Tabelle C.2: Elektrische Widerstände vor und nach dem Abgleich und relative lineare TK der DMS von Si-FK Nr. 2.

Bezeichnung	Widerstand vor dem Abgleich	Widerstand nach dem Abgleich	Rel. linearer TK in $10^{-6} / K$
DMS 1	950,7 Ω	968,00 Ω	-31,8
DMS 2	967,3 Ω	967,99 Ω	-31,6
DMS 3	929,9 Ω	968,02 Ω	-31,5
DMS 4	945,9 Ω	968,01 Ω	-31,2
DMS 5	935,4 Ω	968,06 Ω	-31,8
DMS 6	945,8 Ω	968,01 Ω	-31,8
DMS 7	924,5 Ω	968,04 Ω	-31,2
DMS 8	947,1 Ω	968,02 Ω	-30,8

Tabelle C.3: Elektrische Widerstände vor und nach dem Abgleich und relative lineare TK der DMS von Si-FK Nr. 3.

Bezeichnung	Widerstand vor dem Abgleich	Widerstand nach dem Abgleich	Rel. linearer TK in $10^{-6} / K$
DMS 1	1141,5 Ω	1142,80 Ω	-31,1
DMS 2	1127,7 Ω	1143,02 Ω	-29,4
DMS 3	1107,8 Ω	1143,00 Ω	-30,3
DMS 4	1069,5 Ω	1143,00 Ω	-29,3
DMS 5	1085,6 Ω	1143,02 Ω	-30,2
DMS 6	1133,4 Ω	1143,10 Ω	-29,6
DMS 7	1119,0 Ω	1142,94 Ω	-28,7
DMS 8	1068,3 Ω	1143,06 Ω	-31,0

Tabelle C.4: Elektrische Widerstände vor und nach dem Abgleich und relative lineare TK der DMS von Si-FK Nr. 4.

Bezeichnung	Widerstand vor dem Abgleich	Widerstand nach dem Abgleich	Rel. linearer TK in $10^{-6} / K$
DMS 1	1070,9 Ω	1140,73 Ω	-30,0
DMS 2	1130,7 Ω	1131,79 Ω	-35,13
DMS 3	defekt	defekt	defekt
DMS 4	1113,4 Ω	1131,64 Ω	-31,9
DMS 5	defekt	defekt	defekt
DMS 6	1102,0 Ω	1131,64 Ω	-31,3
DMS 7	1122,6 Ω	1131,64 Ω	-31,2
DMS 8	1124,3 Ω	1131,17 Ω	-31,3

Tabelle C.5: Elektrische Widerstände vor und nach dem Abgleich und relative lineare TK der DMS von Si-FK Nr. 5.

Bezeichnung	Widerstand vor dem Abgleich	Widerstand nach dem Abgleich	Rel. linearer TK in $10^{-6} / K$
DMS 1	946,1 Ω	969,68 Ω	-31,5
DMS 2	966,9 Ω	969,53 Ω	-31,8
DMS 3	956,0 Ω	969,55 Ω	-32,2
DMS 4	968,8 Ω	969,52 Ω	-31,9
DMS 5	933,1 Ω	969,67 Ω	-31,6
DMS 6	951,1 Ω	969,65 Ω	-31,8
DMS 7	936,8 Ω	969,60 Ω	-32,4
DMS 8	958,9 Ω	969,61 Ω	-32,2

D Zuordnung der Dehnungsmessstreifen zu den elektrischen Brückenwiderständen

Tabelle D.1: Zuordnung der DMS zu den elektrischen Widerständen der Vollbrückenschaltung für die Si-Federkörper.

Bezeichnung des Federkörpers	Bezeichnung des Brückenwiderstandes	Bezeichnung des DMS
Si-FK Nr. 1	R 1	DMS 2
	R 2	DMS 6
	R 3	DMS 7
	R 4	DMS 3
Si-FK Nr. 2	R 1	DMS 2
	R 2	DMS 7
	R 3	DMS 6
	R 4	DMS 3
Si-FK Nr. 3	R 1	DMS 2
	R 2	DMS 6
	R 3	DMS 7
	R 4	DMS 3
Si-FK Nr. 4	R 1	DMS 2
	R 2	DMS 7
	R 3	DMS 6
	R 4	DMS 4
Si-FK Nr. 5	R 1	DMS 2
	R 2	DMS 6
	R 3	DMS 7
	R 4	DMS 3

E Messdaten der Kriechmessungen

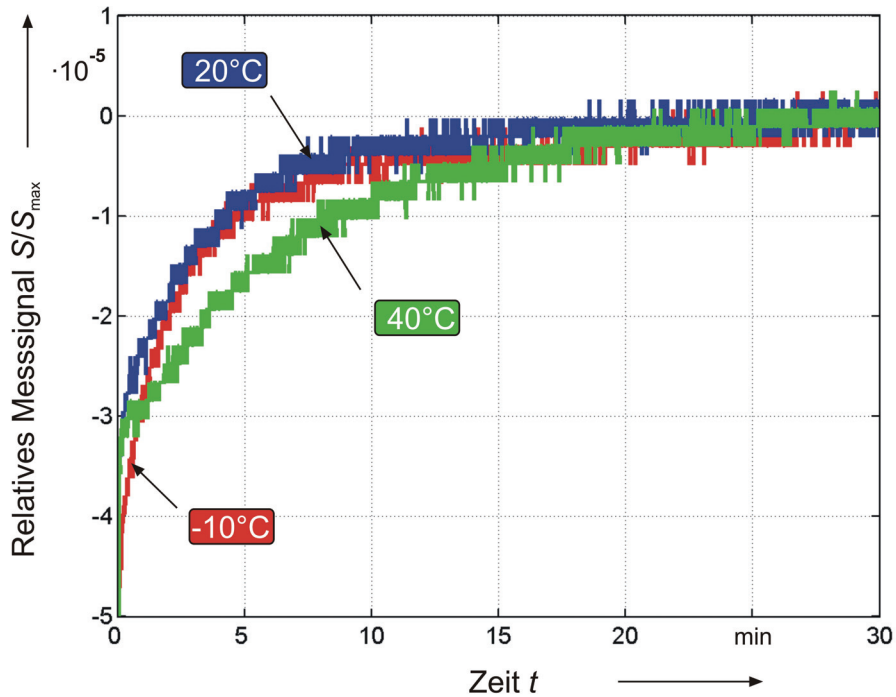


Abbildung E.1: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Zeit während der Belastungsphase Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen.

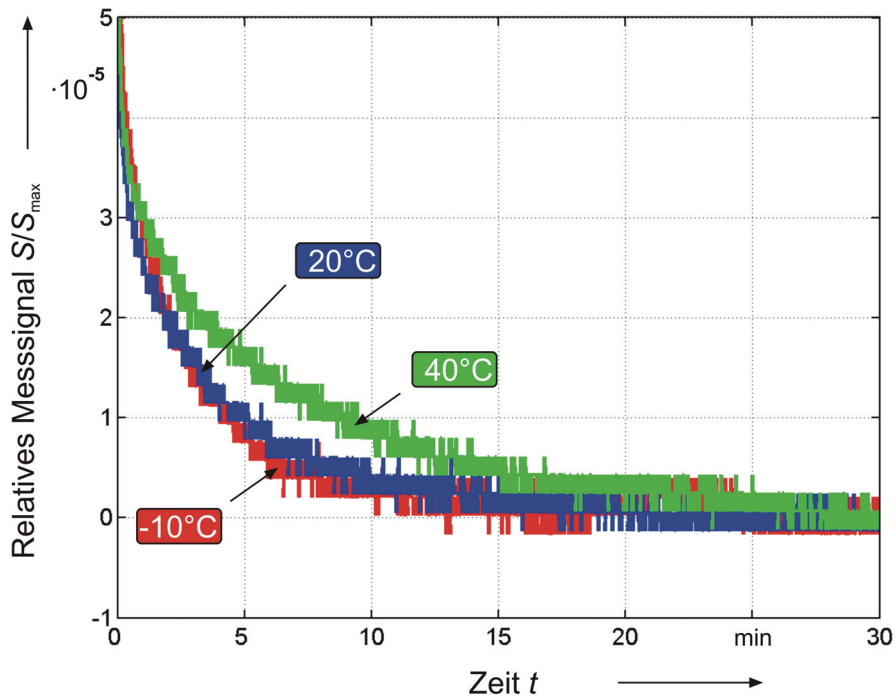


Abbildung E.2: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Zeit während der Entlastungsphase Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen.

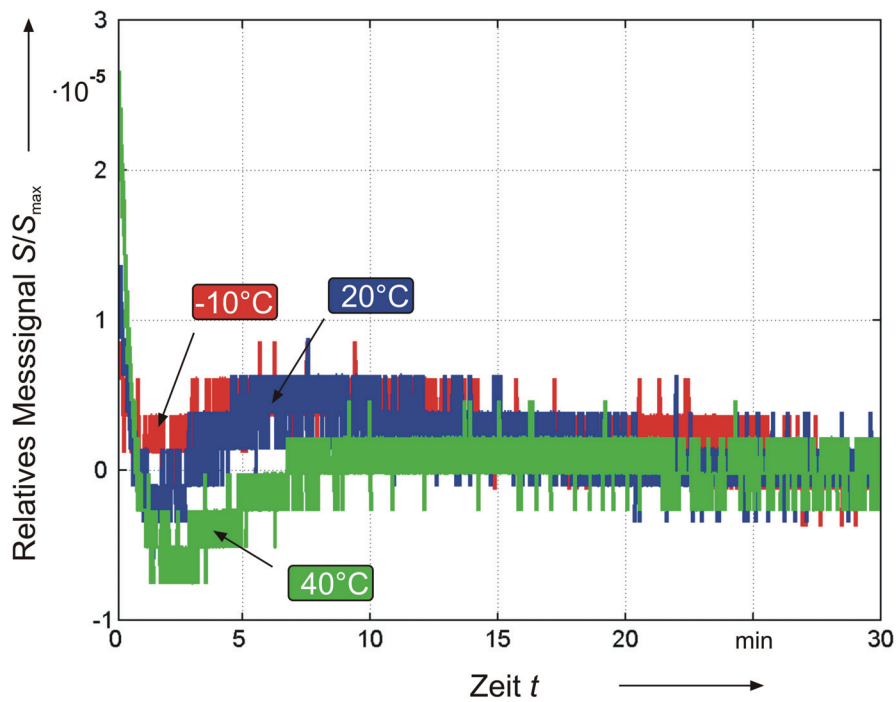


Abbildung E.3: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Zeit während der Belastungsphase Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen.

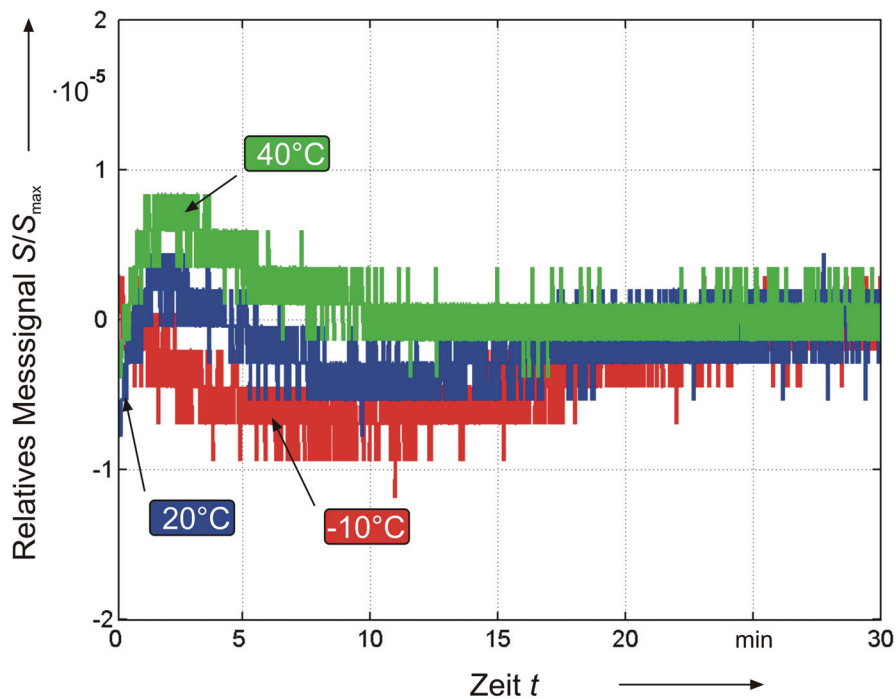


Abbildung E.4: Relatives Messsignal S/S_{\max} der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Zeit während der Entlastungsphase Nr. 4 bei drei verschiedenen Temperaturen.

F Messdaten der Untersuchungen zur Kennlinie

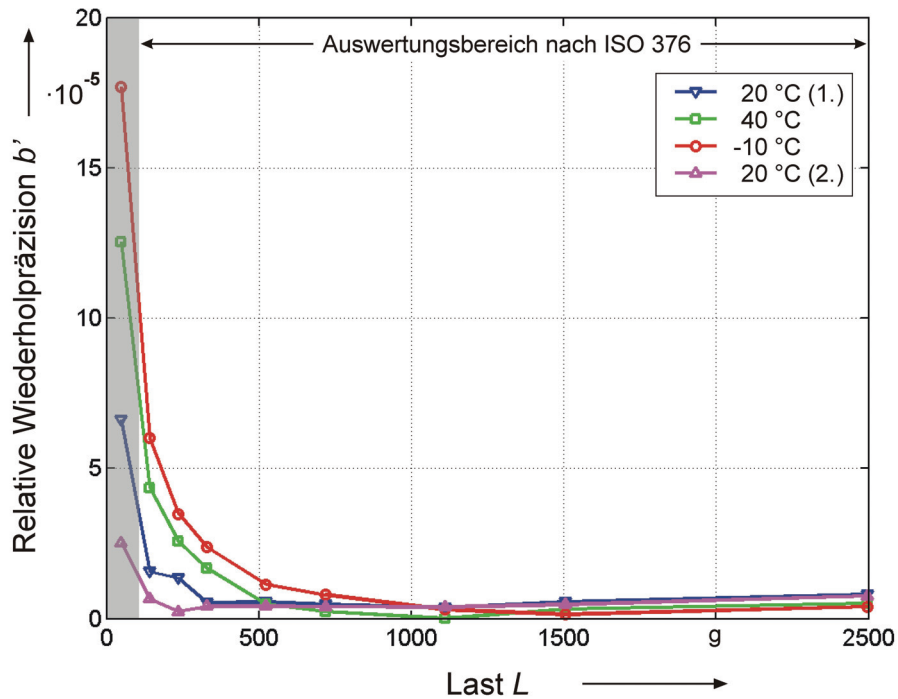


Abbildung F.1: Relative Wiederholpräzision b' der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

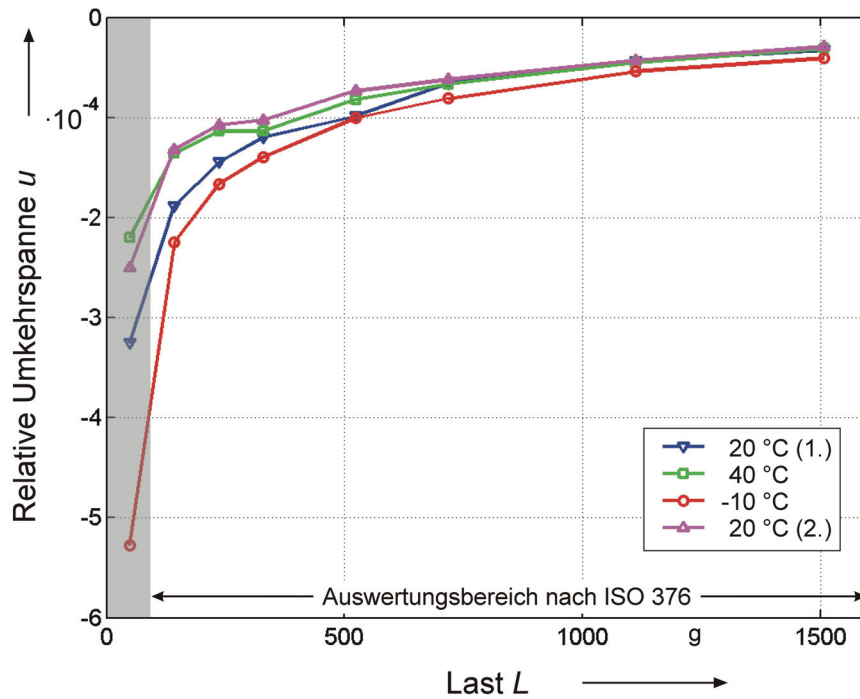


Abbildung F.2: Relative Umkehrspanne u der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

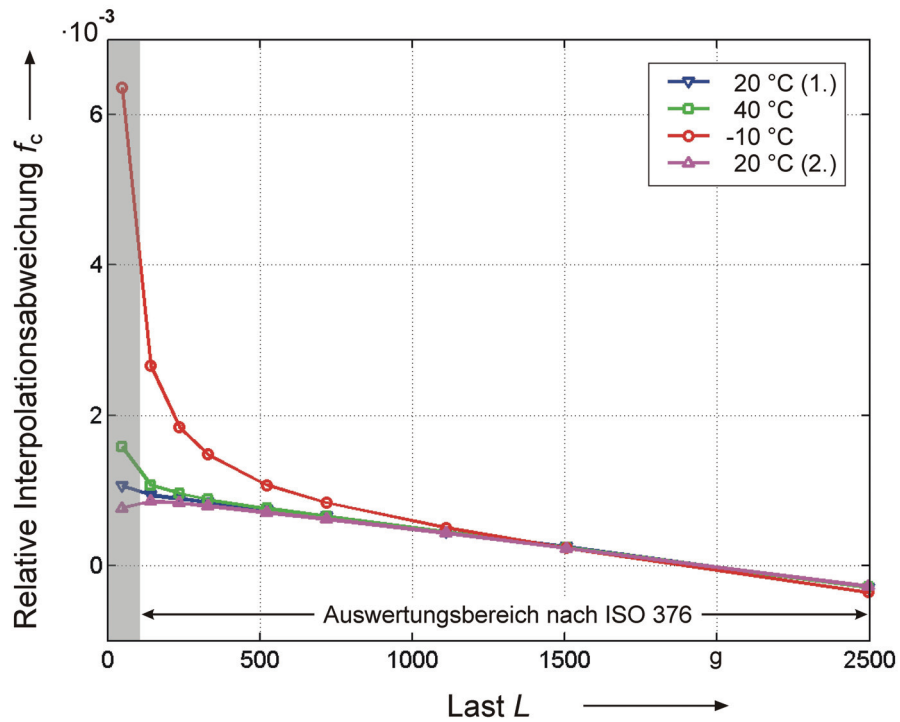


Abbildung F.3: Relative Interpolationsabweichung f_c der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

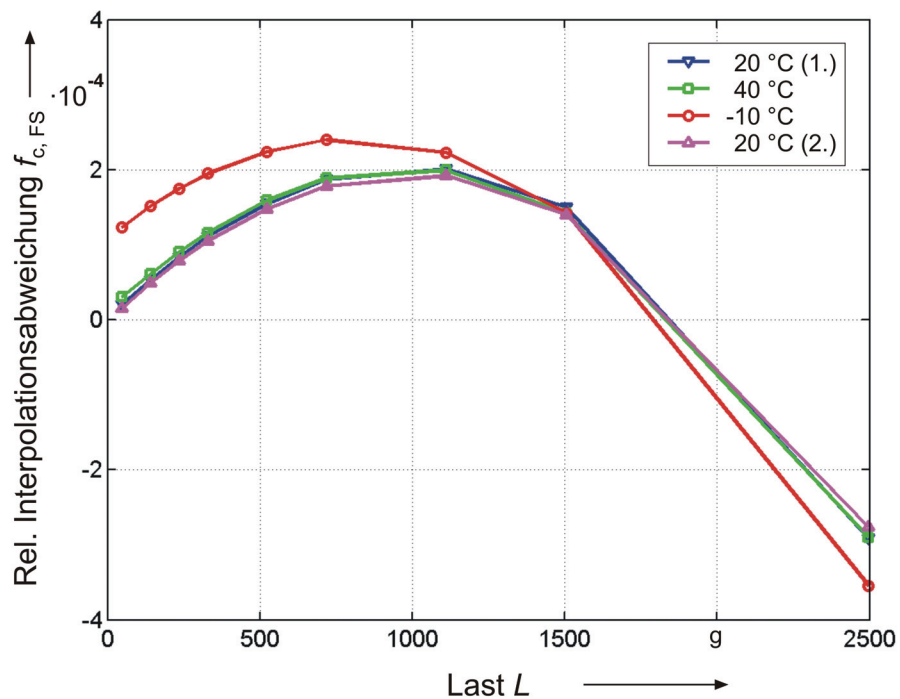


Abbildung F.4: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der Si-WZ Nr. 1 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen bezogen auf den maximalen Messwert.

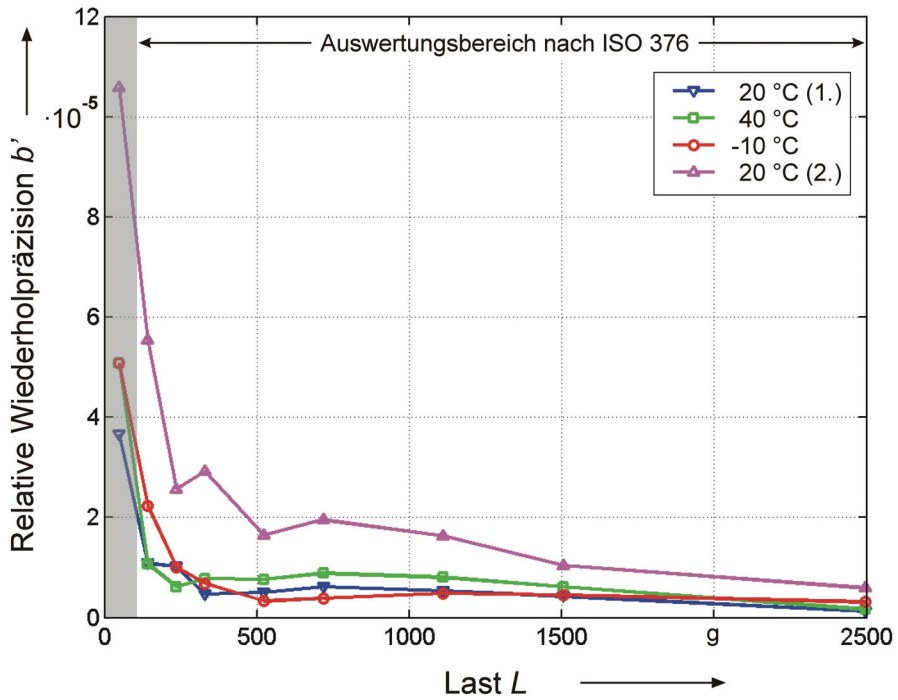


Abbildung F.5: Relative Wiederholpräzision b' der Si-WZ Nr. 2 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

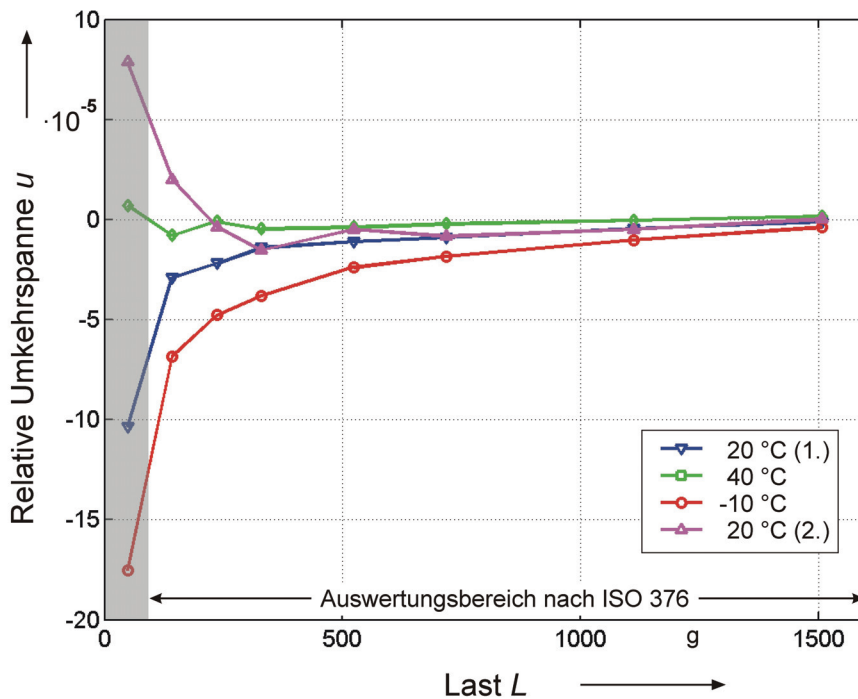


Abbildung F.6: Relative Umkehrspanne u der Si-WZ Nr. 2 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

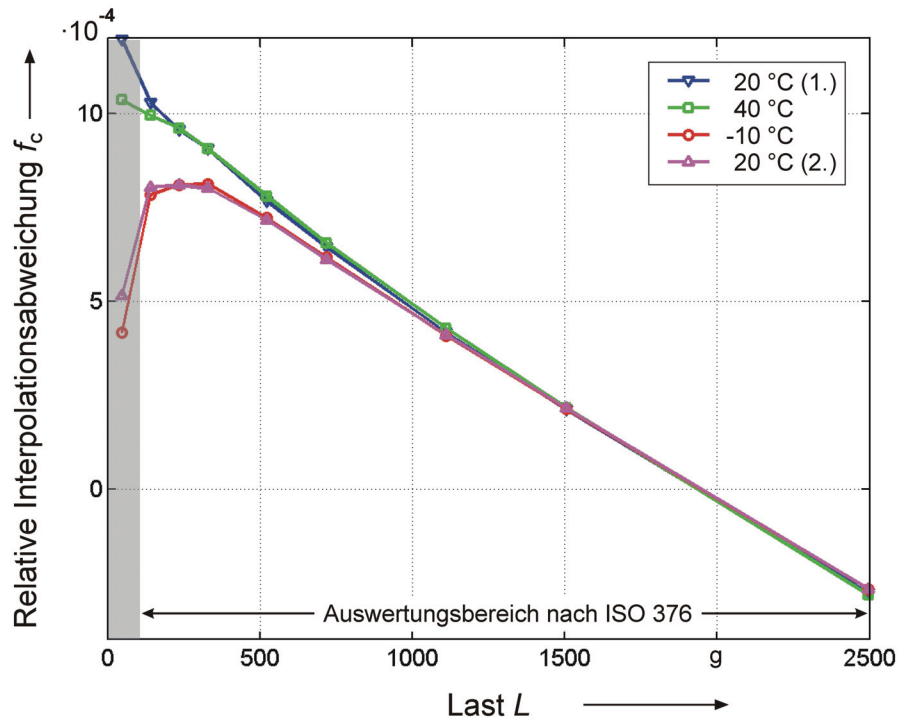


Abbildung F.7: Relative Interpolationsabweichung f_c der Si-WZ Nr. 2 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

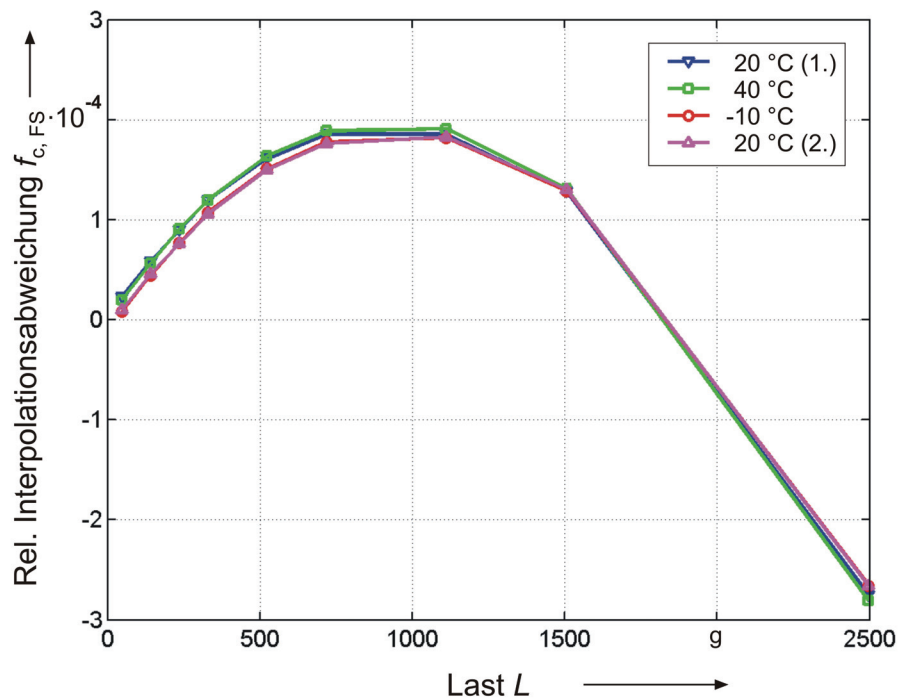


Abbildung F.8: Relative Interpolationsabweichung $f_{c, FS}$ der Si-WZ Nr. 2 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen bezogen auf den maximalen Messwert.

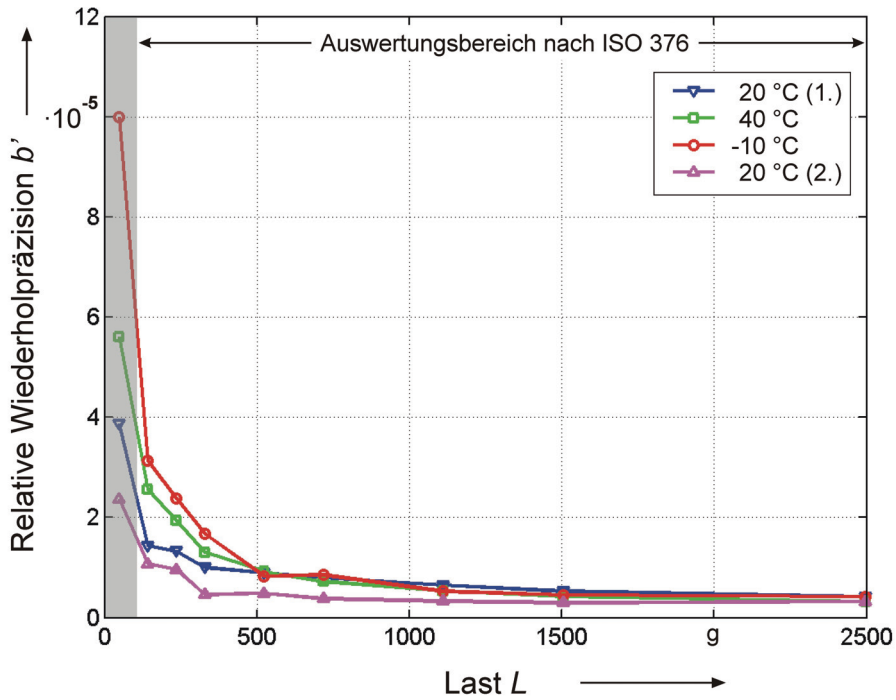


Abbildung F.9: Relative Wiederholpräzision b' der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

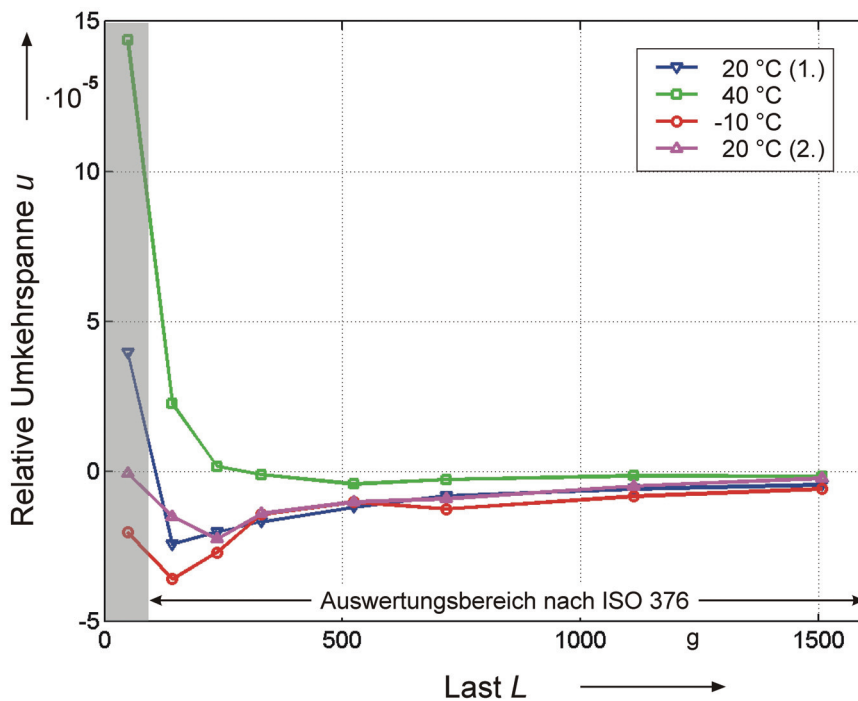


Abbildung F.10: Relative Umkehrspanne u der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

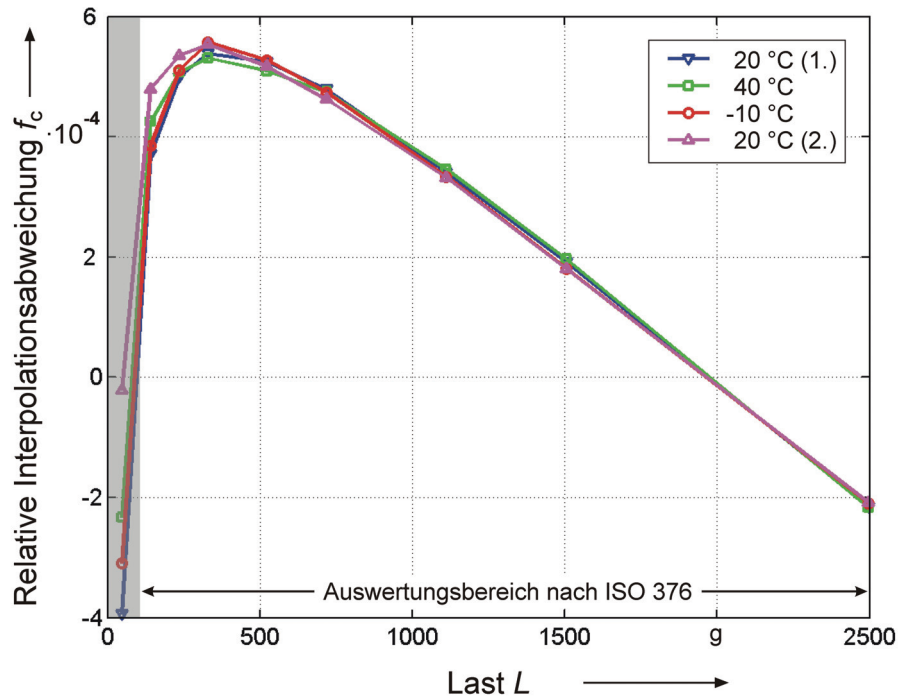


Abbildung F.11: Relative Interpolationsabweichung f_c der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

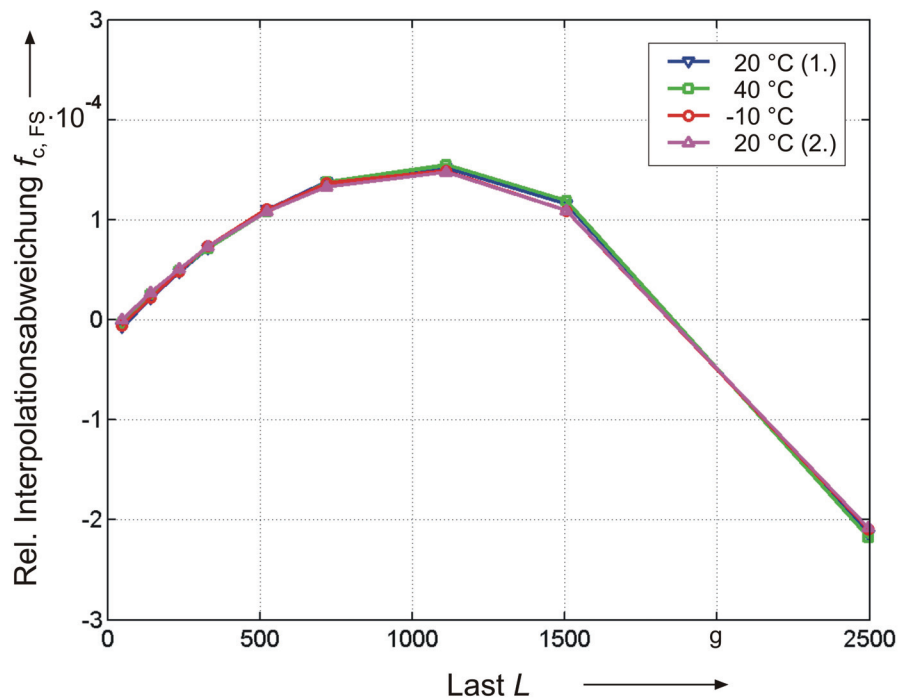


Abbildung F.12: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der Si-WZ Nr. 4 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen bezogen auf den maximalen Messwert.

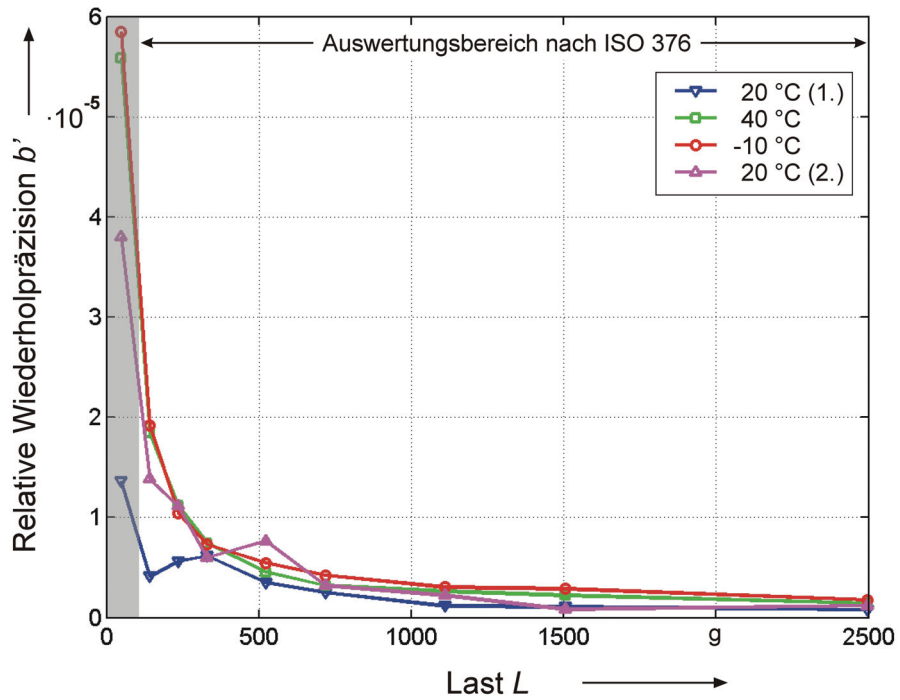


Abbildung F.13: Relative Wiederholpräzision b' der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

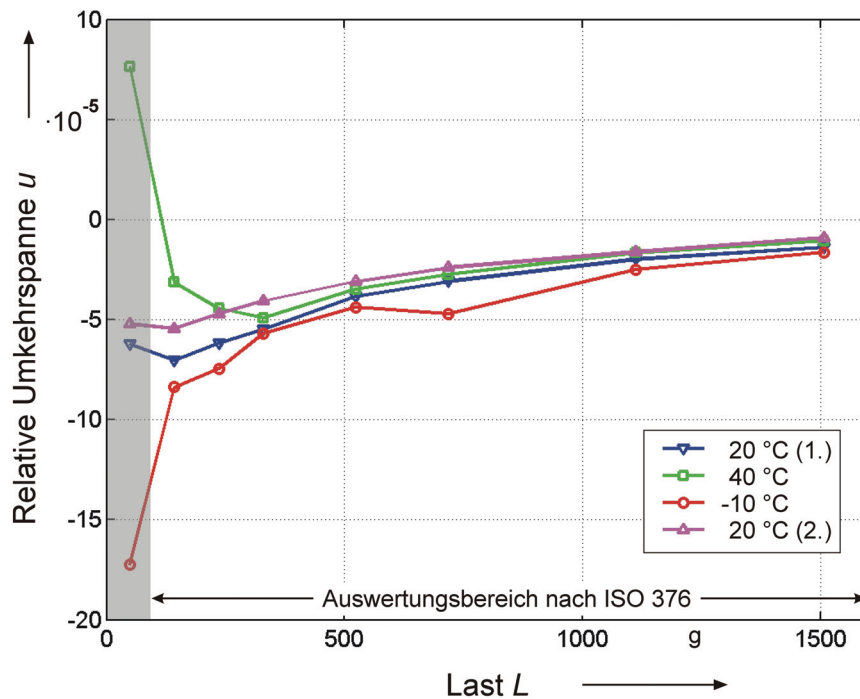


Abbildung F.14: Relative Umkehrspanne u der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

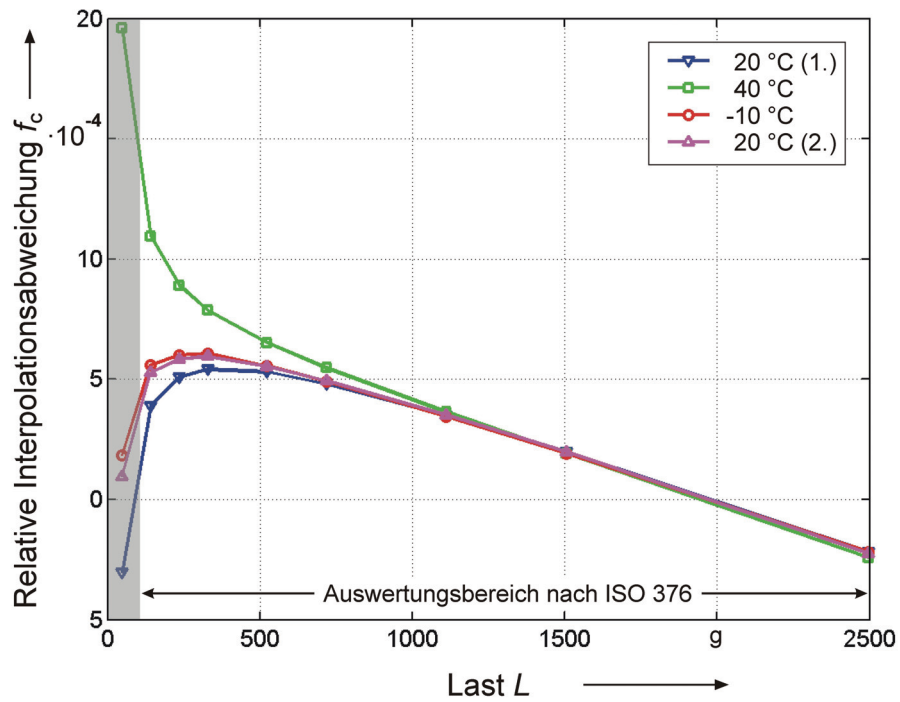


Abbildung F.15: Relative Interpolationsabweichung f_c der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen.

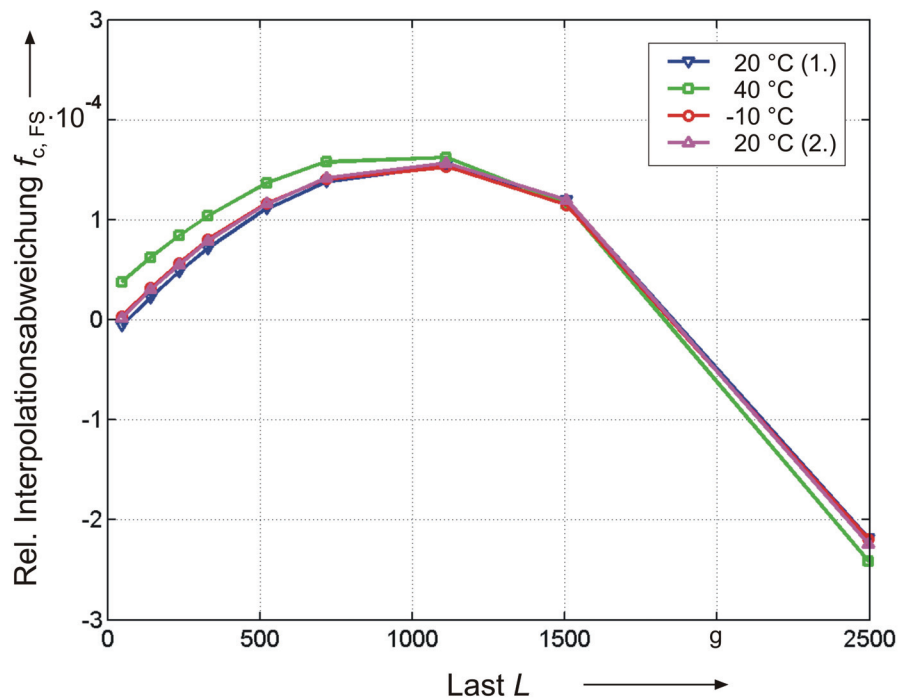


Abbildung F.16: Relative Interpolationsabweichung $f_{c,FS}$ der Si-WZ Nr. 5 als Funktion der Last L bei verschiedenen Temperaturen bezogen auf den maximalen Messwert.

G Auswertung der kompensierten Messdaten nach R60

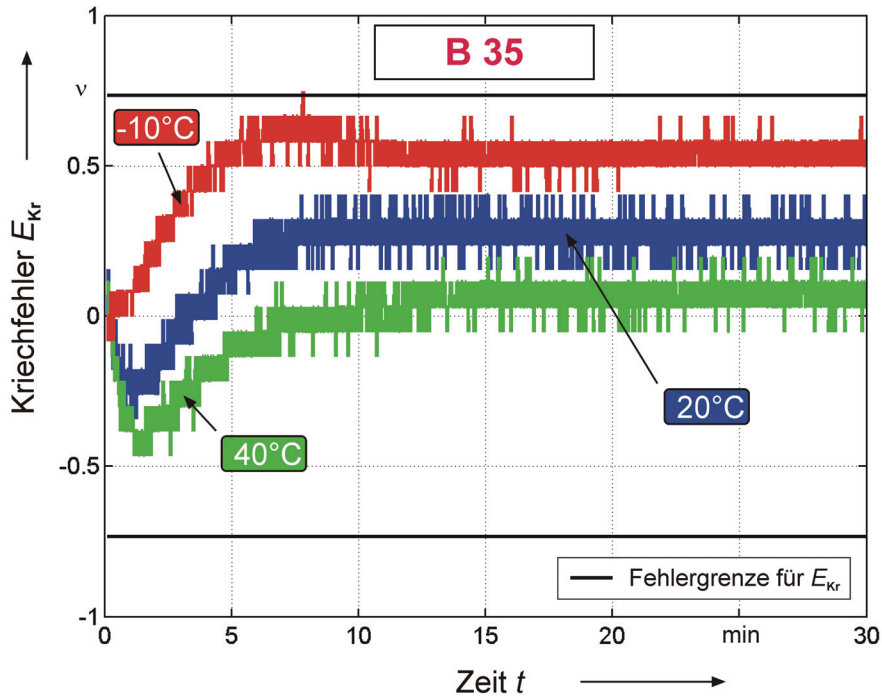


Abbildung G.1: Kriechfehler E_{Kr} , angegeben in Teilungswerten v , als Funktion der Zeit bei drei Temperaturen für Si-WZ Nr. 5 mit den Fehlergrenzen (schwarz) für Genauigkeitsklasse B 35.

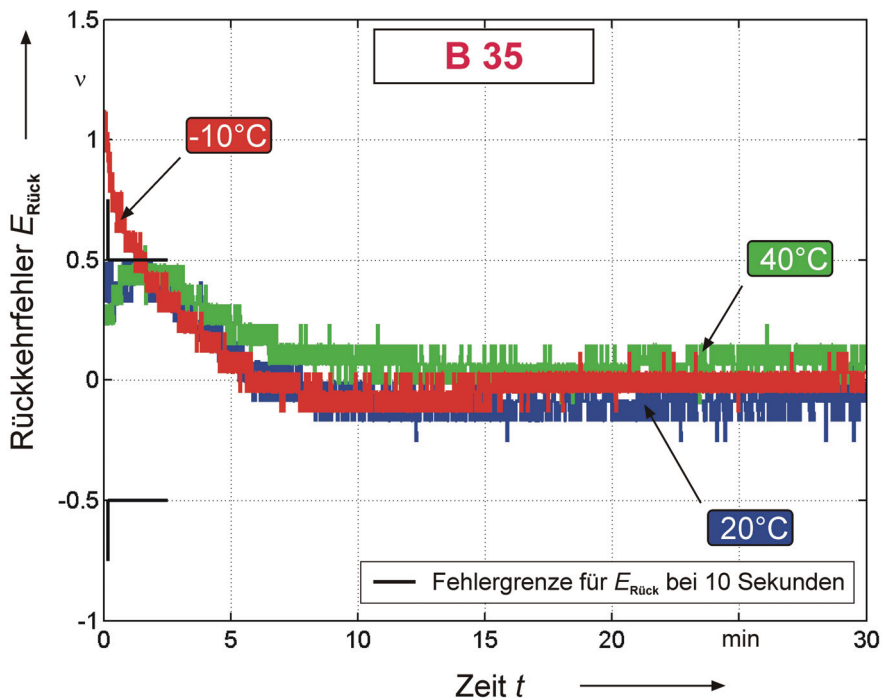


Abbildung G.2: Rückkehrfehler $E_{Rück}$, angegeben in Teilungswerten v , als Funktion der Zeit bei drei Temperaturen für Si-WZ Nr. 5 mit den Fehlergrenzen (schwarz) für Genauigkeitsklasse B 35.

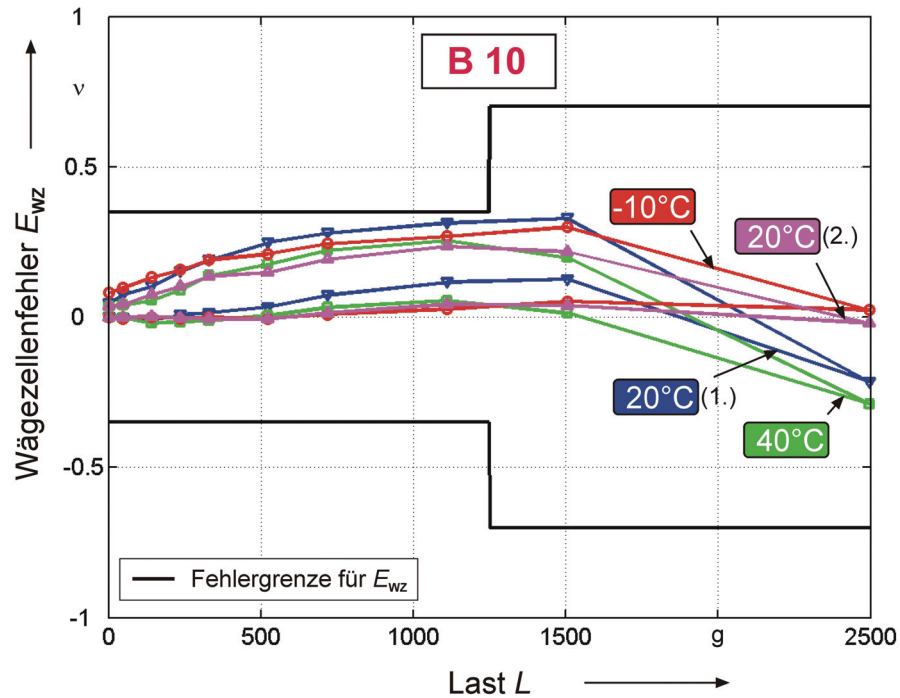


Abbildung G.3: Wägezellenfehler E_{WZ} , angegeben in Teilungswerten v , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 1 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 10.

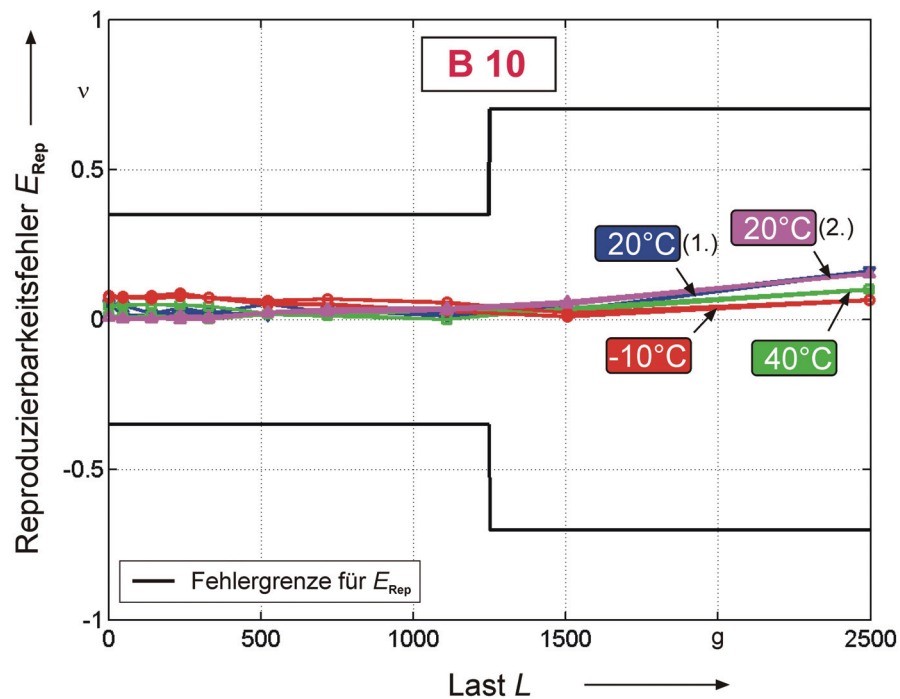


Abbildung G.4: Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} , angegeben in Teilungswerten v , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 1 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 10.

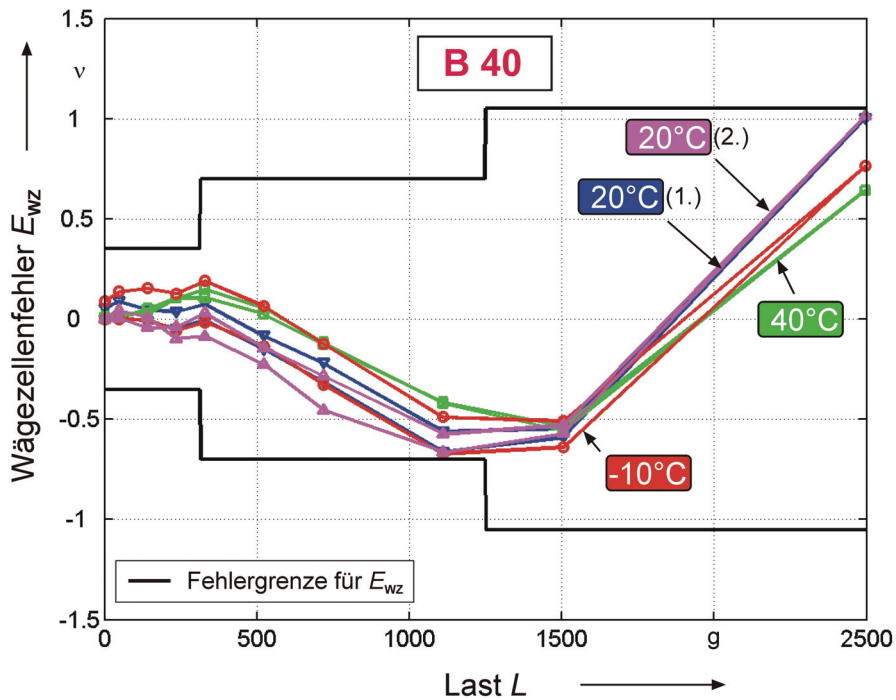


Abbildung G.5: Wägezellenfehler E_{WZ} , angegeben in Teilungswerten ν , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 2 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 40.

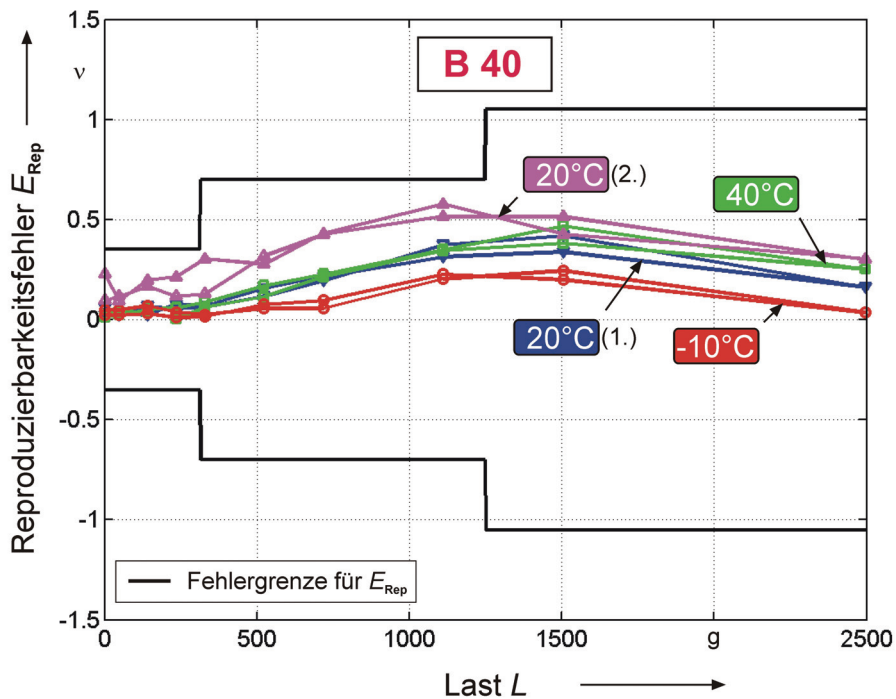


Abbildung G.6: Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} , angegeben in Teilungswerten ν , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 2 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 40.

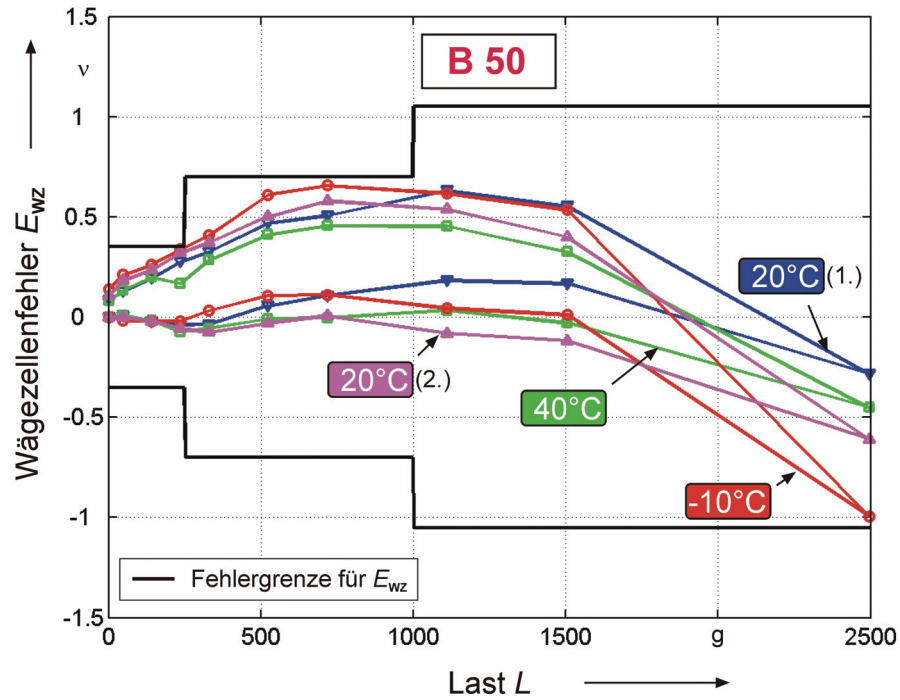


Abbildung G.7: Wägezellenfehler E_{WZ} , angegeben in Teilungswerten ν , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 3 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 50.

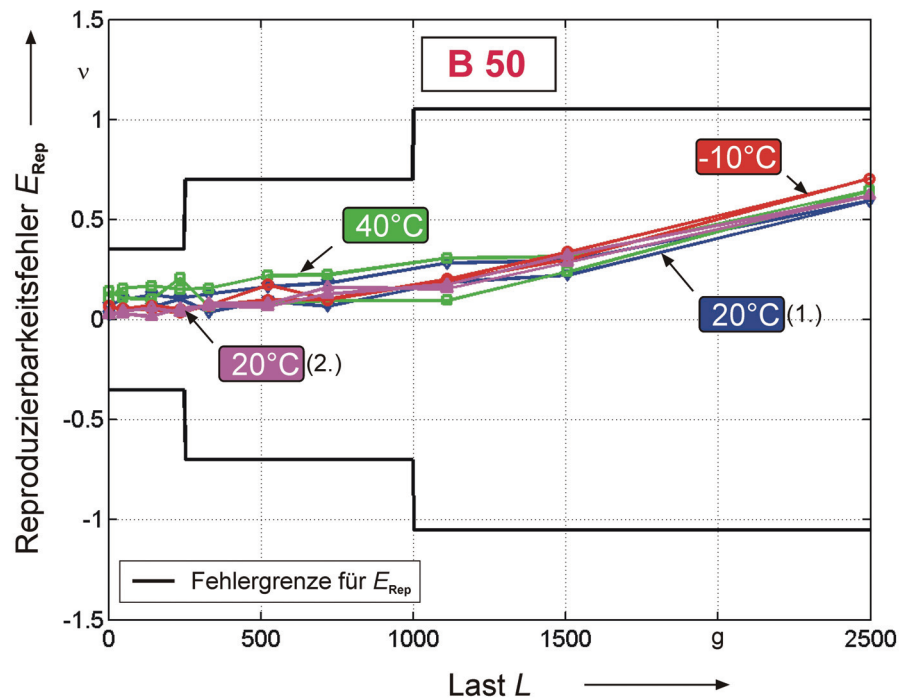


Abbildung G.8: Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} , angegeben in Teilungswerten ν , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 3 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 50.

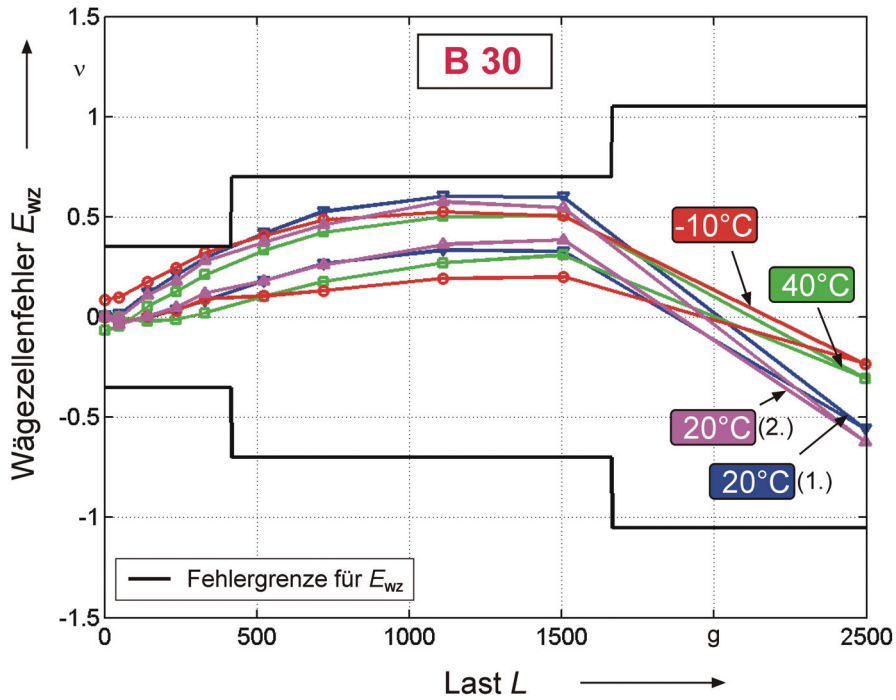


Abbildung G.9: Wägezellenfehler E_{WZ} , angegeben in Teilungswerten v , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 5 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 30.

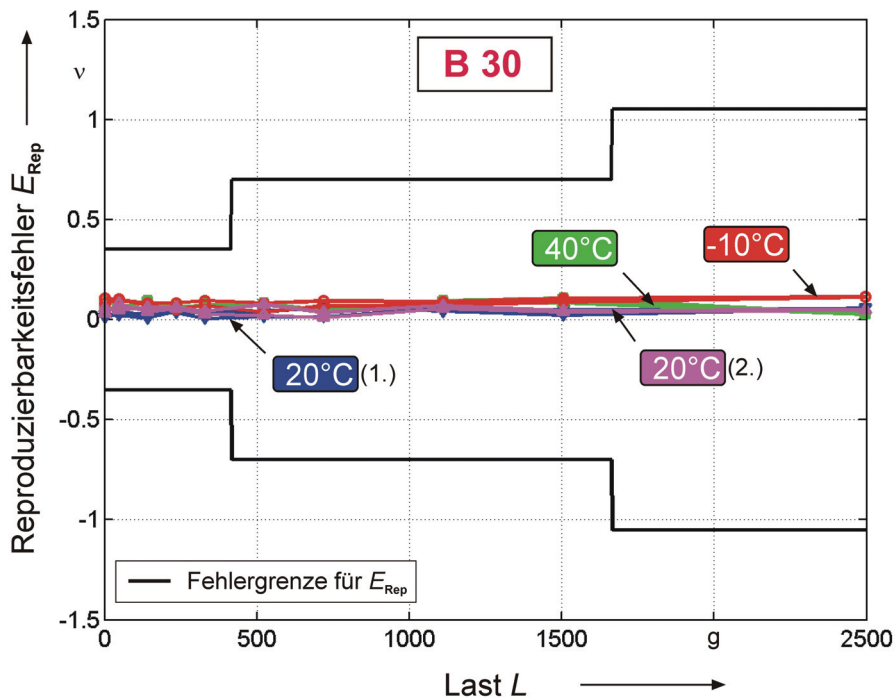


Abbildung G.10: Reproduzierbarkeitsfehler E_{Rep} , angegeben in Teilungswerten v , der kompensierten Messdaten als Funktion der Last L für Si-WZ Nr. 5 bei verschiedenen Temperaturen mit den Fehlergrenzen für Genauigkeitsklasse B 30.

Tabelle G.1: Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} und zulässiger kleinster möglicher Teilungsschritt ν_{min} für Si-WZ Nr. 1 bei Genauigkeitsklasse B 10; bezogen auf die 1. Messung bei 20°C.

Temperatur der Messung	E_{TK0} in $\nu / 5K$	ν_{min} in ν
40°C	0,03	1 / 25
-10°C	-0,16	1 / 4

Tabelle G.2: Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} und zulässiger kleinster möglicher Teilungsschritt ν_{min} für Si-WZ Nr. 2 bei Genauigkeitsklasse B 30; bezogen auf die 1. Messung bei 20°C.

Temperatur der Messung	E_{TK0} in $\nu / 5K$	ν_{min} in ν
40°C	-0,02	1 / 37
-10°C	0,08	1 / 8

Tabelle G.3: Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} und zulässiger kleinster möglicher Teilungsschritt ν_{min} für Si-WZ Nr. 3 bei Genauigkeitsklasse B 50; bezogen auf die 1. Messung bei 20°C.

Temperatur der Messung	E_{TK0} in $\nu / 5K$	ν_{min} in ν
40°C	0,05	1 / 14
-10°C	0,13	1 / 5

Tabelle G.4: Temperaturfehler des Nullpunktes E_{TK0} und zulässiger kleinster möglicher Teilungsschritt ν_{min} für Si-WZ Nr. 5 bei Genauigkeitsklasse B 30; bezogen auf die 1. Messung bei 20°C.

Temperatur der Messung	E_{TK0} in $\nu / 5K$	ν_{min} in ν
40°C	0,32	1 / 2
-10°C	-0,04	1 / 17

Literatur

- [1] *Drechsel, D., u. a.*: Wäge-, Abfüll- und Verpackungsprozesse, Oldenbourg Industrieverlag, ISBN 3-486-27023-0, 2001
- [2] *Kochsiek, M., u. a.*: Handbuch des Wägens, Vieweg Verlag, ISBN 3-528-18572-4, 1989
- [3] *Hoffmann, K.*: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmeßstreifen, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987
- [4] *Giesecke, P.*: Dehnungsmeßstreifentechnik, Vieweg Verlag, ISBN 3-528-03375-4, 1994
- [5] *Nater, R., u. a.*: Wägelexikon, Springer Verlag, ISBN 978-3-540-75907-2, 2008
- [6] *Büttgenbach, S.*: Mikromechanik, Teubner Studienbücher, ISBN 3-519-13071-8, 1991
- [7] *Frühauf, J.*: Shape and Functional Elements of the Bulk Silicon Microtechnique, Springer Verlag, ISBN 3-540-22109-3, 2005
- [8] *Mikuta, R.*: Untersuchungen an interferenz-optischen Kraftsensoren einschließlich der Korrektur elastischer Nachwirkungen, Dissertation, TH Ilmenau, 1986
- [9] *Baumgarten, D.*: Bestimmung der elastischen Nachwirkung von metallischen und nichtmetallischen Federwerkstoffen im Kriechversuch, Dissertation, TU Braunschweig, 1989
- [10] *OIML R 60*: International Recommendation: Metrological regulation for load cells, International Organisation of Legal Metrology, Edition 2000
- [11] *Jäger, G.*: Interferenzoptische Kraftsensoren – eine neue Konzeption für die Kraftmeß- und Wägetechnik, Technisches Messen, Heft 9, 1985
- [12] *Jäger, G.*: Lichtwellenleitergekoppelte interferenzoptische Kraftsensoren und Wägesysteme, Technisches Messen, Heft 5, 1987
- [13] *Petersen, E.*: Silicon as Mechanical Material, Proceedings of the IEEE, Vol. 50, No. 5, 1982
- [14] *Hellwege, K., u. a.*: Landolt-Börnstein: Numerical Data and Functional Relationships in Science and Technology, Springer Verlag, ISBN 3-540-08506-8, 1979
- [15] *Meyer, R., u. a.*: Handbuch der anorganischen Chemie: Silicium, Verlag Chemie, 1959
- [16] *Tegtmeier, F.*: Mehrkomponenten-Dehnungsaufnehmer für das Monitoring von Bauwerken, Dissertation, TU-Braunschweig, 2005
- [17] *Schultes, G.*: Dünnschichttechnologie für DMS-Wägezellen, Wägen und Dosieren, Heft 3, 1996
- [18] *Mack, O.*: Verhalten piezoelektrischer Kraftaufnehmer unter Wirkung mechanischer Einflussgrößen, PTB-Bericht MA-77, Braunschweig, 2006

- [19] *ISO 376: Metallische Werkstoffe – Kalibrierung der Kraftmessgeräte für die Prüfung von Prüfmaschinen mit einachsiger Beanspruchung*, EN ISO 376, 2004
- [20] *Jäger, G., u. a.: Schnelle interferenzoptische Wägezellen für kleine Lasten, Wägen und Dosieren*, Heft 4, 1997
- [21] *Pförtner, M.: Wägen in zehn Millisekunden*, Dissertation, TU Braunschweig, 1999
- [22] *Niehe, S.: Längenmessverfahren für die Wägetechnik – Prinzipien und Potential, Wägen, Dosieren und Mischen*, Heft 5, 2002
- [23] *Kochsiek, M., u. a.: Wägezellen – Prinzipien, Genauigkeit, praktischer Einsatz für eichfähige Waagen, Wägen und Dosieren*, Heft 6, 1997 (Teil 1), Wägen, Dosieren und Mischen, Heft 1, 1998 (Teil 2)
- [24] *Behte, K.: Sensoren der Wägetechnik, Wägen und Dosieren*, Heft 6, 1996
- [25] *Kobayashi, M.: Precision balances applying tuning fork vibrations*, International conference on advanced mechatronics, Japan, 1993
- [26] *Ballantine, J.: Industrial Balances Applying Tuning Fork Technology*, W & M, 1998
- [27] *Lehmann, V.: Electrochemistry of Silicon*, WILEY-VCH Verlag, ISBN 3-527-29321-3, 2002
- [28] *Rösler, J., u. a.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, Teubner Verlag, ISBN 3-8351-0008-4, 2006
- [29] *Kittel, C.: Einführung in die Festkörperphysik*, Oldenbourg Verlag, ISBN 3-486-21416-0, 1989
- [30] *Weißmantel, C., u. a.: Grundlagen der Festkörperphysik*, Verlag Heidelberg, ISBN 3-335-00421-3, 1995
- [31] *Mehner, J.: Mechanische Beanspruchungsanalyse von Siliziumsensoren und –aktoren unter dem Einfluß von elektrostatischen und Temperaturfeldern*, Dissertation, TU Chemnitz-Zwickau, 1994
- [32] *Over, H.: Elastische und plastische Eigenschaften von einkristallinem Silicium in Abhängigkeit von der Temperatur und der Versetzungsdichte*, Dissertation, TH-Aachen, 1977
- [33] *Favalli, F.: Fracture behaviour of single crystal silicon microstructures*, Microsystem Technologies 10, Springer Verlag, 2004
- [34] *Beitz, W., u. a.: Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer Verlag, ISBN 3-540-57650-9, 1995
- [35] *Bromundt, E., u. a.: Technische Mechanik*, Oldenbourg Verlag, ISBN 3-486-24832-4, 1998
- [36] *Jäger, G.: High-Speed Weighing Engineering*, 13th International Conference on Force and Mass Measurement, Finnland, 1993
- [37] *Fischer, U., u. a.: Tabellenbuch Metall*, Verlag Europa-Lehrmittel, ISBN 3-8085-1723-9, 2005
- [38] *Kories, R., u. a.: Taschenbuch der Elektrotechnik*, Verlag Harri Deutsch, ISBN 3-8171-1563-6, 1998

- [39] *Haefler, R.*: Oberflächen- und Dünnschicht-Technologien Teil 1, Springer Verlag, ISBN 3-540-16723-4, 1987
- [40] *DIN EN 10002-3*: Metallische Werkstoffe Zugversuch, Teil 3: Kalibrierung der Kraftmeßgeräte für die Prüfung von Prüfmaschinen mit einachsiger Beanspruchung, Deutsche Fassung EN 10002-3, 1994
- [41] *Weiler, W., u. a.*: Handbuch der physikalisch-technischen Kraftmessung, Vieweg Verlag, ISBN 3-528-08945-8, 1992
- [42] *Ahn, Y.*: Thermoelastic effect of silicon for strain sensing, Journal of Micro-mechanics and Microengineering, Institute of Physics Publishing, 2001
- [43] *Bethe, K.*: Some modern Technologies and Materials for Transducers with Thin Film Strain Gages, Proc. 6 Conf. IMEKO TC 3, USSR, 1977
- [44] *Nicolaus, R.*: Auswertung von Fizeau-Interferenzen mit Hilfe der Phasenverschiebungsinterferometrie, Dissertation, TU-Braunschweig, 1993
- [45] *Tipler, A., u. a.*: Physik, Spektrum Akademischer Verlag Heidelberg Berlin, ISBN 3-86025-122-8, 1994
- [46] *Moeller, F., u. a.*: Grundlagen der Elektrotechnik, B. G. Teubner Stuttgart, ISBN 3-519-46400-4, 1996
- [47] *Grünigen, D.*: Digitale Signalverarbeitung, Carl Hanser Verlag, ISBN 3-446-21976-5, 2002
- [48] *Tietze, U., u. a.*: Halbleiter-Schaltungstechnik, Springer Verlag, ISBN 3-540-42849-6, 2002
- [49] *Meschede, D., u. a.*: Gerthsen Physik, Springer Verlag, 2002
- [50] *Glocker, D., u. a.*: Handbook of Thin Film Process Technology, Institute of Physics Publishing, ISBN 0-7503-0311-5, 1995
- [51] *Paul, H.*: Stabilität ungekapselter Wägezellen mit Dünnschicht-Dehnungsmeßstreifen unter dem Einfluß von Feuchte, Temperatur und Betriebsspannung, Dissertation, TU-Braunschweig, 1987
- [52] *Szabó, I.*: Einführung in die Technische Mechanik, Springer Verlag, ISBN 3-540-44248-0, 2003
- [53] *Heimann, B., u. a.*: Mechantronik, Hanser Lehrbuch, ISBN 3-446-18719-7, 1998
- [54] *Brunner, W., u. a.*: Lasertechnik, Hüthing Verlag, ISBN 3-7785-1831-3, 1989
- [55] *Adunka, F.*: Meßunsicherheiten, Vulkan Verlag, ISBN 3-8027-2186-1, 1998
- [56] *DIN Taschenbuch 202*: Formelzeichen, Formelsatz, Mathematische Zeichen und Begriffe, Beuth Verlag, ISBN 3-410-11729-6, 1984

Veröffentlichungsliste

- *Mäuselein, S.; Schwartz, R.:* Alternative Sensoren für die Wägetechnik. 50. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, Ilmenau, 19-23 September 2005
- *Ludwig, F.; Heim, E.; Mäuselein, S.; Eberbeck, D.; Schilling, M.:* Magnetorelaxometry of magnetic nanoparticles with fluxgate magnetometers for the analysis of biological targets. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2005
- *Mäuselein, S.; Mack, O.; Schwartz, R.:* Investigations to the use of single-crystalline silicon as mechanical spring in load cells. XVIII IMEKO WORLD CONGRESS, Rio de Janeiro, 17-22 September 2006
- *Mäuselein, S.:* Wägezellen-Federkörper aus einkristallinem Silizium. *Das Sensortechnik-Magazin*, 2007
- *Mäuselein, S.; Mack, O.; Schwartz, R.; Jäger, G.:* Investigations of load cells made of single-crystalline silicon with sputtered-on strain gauges. IMEKO 20th TC3, 3rd TC16 & 1st TC22 International Conference, Merida, 27-30 November 2007
- *Mäuselein, S.; Mack, O.; Schwartz, R.; Jäger, G.:* Single crystalline sensors with thin-film strain gauges for force measurement and weighing technology. International Conference on Precision Measurement, Ilmenau, 08-12 September 2008
- *Mack, O.; Mäuselein, S.:* Current PTB developments and investigations of crystalline force sensors used as load cells. 1st International Congress on Mechanical Metrology, Rio de Janeiro, 08-10 October 2008
- *Mäuselein, S.; Mack, O.; Schwartz, R.:* Investigations into the use of single-crystalline silicon as mechanical spring in load cells. *Measurement*, Vol. 42, Iss. 6, pp. 871-877, 2009