

# **Rückführbare Messung der mechanischen Eigenschaften von Federkörpern für die Kraftmesstechnik**

## **Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieur (Dr.-Ing.)**

vorgelegt der  
Fakultät für Maschinenbau der  
Technischen Universität Ilmenau

von Herrn  
**Dipl.-Ing. Michael Kühnel**  
geboren am 25.09.1981 in Suhl

Gutachter: Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. G. Jäger, Ilmenau  
Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. A. Weckenmann, Erlangen  
Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. R. Schmitt, RWTH Aachen

eingereicht: 07.02.2013  
verteidigt: 02.08.2013

urn:nbn:de:gbv:ilm1-2013000426



# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut Prozessmess- und Sensortechnik der Technischen Universität Ilmenau im Rahmen des InnoProfile Projekts „Innovative Kraftmess- und Wägetechnik durch Anwendung mechatronischer Konzepte“.

Für die Unterstützung und die hervorragende wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit möchte ich mich bei Prof. Gerd Jäger ganz herzlich bedanken. Weiterhin gilt mein besonderer Dank Herrn Dr. Falko Hilbrunner für die zahlreichen wissenschaftlichen Diskussionen und die daraus hervorgegangenen Anregungen zur Bearbeitung der Thematik.

Weiterhin gilt mein Dank Herrn Matthias Röser für die Unterstützung beim Erstellen experimenteller Aufbauten.

Herrn Dr. Hans Büchner möchte ich für die Einarbeitung in das Thema Planspiegelinterferometer danken.

Für die sehr gute und konstruktive Zusammenarbeit sowie das angenehme Arbeitsklima am Institut Prozessmess- und Sensortechnik danke ich allen Kollegen, insbesondere aber Frau Cordula Höring, Herrn Prof. Thomas Fröhlich und Herrn Prof. Eberhard Manske.

Ganz besonders herzlich bedanken möchte ich mich bei Frau Annegret Köhring für das gewissenhafte Korrekturlesen sowie die daraus hervorgegangenen Verbesserungen des Manuskripts.

Meiner Familie, insbesondere meiner Frau Friederike, danke ich sehr herzlich für die Unterstützung und die Ermutigungen.



## Kurzfassung

Die Leistungsfähigkeit von Kraftaufnehmern, bestehend aus Federkörper (FK) und aufgeklebten Dehnmessstreifen (DMS), wird wesentlich von Messabweichungen wie Kriechen und Hysterese des elektrischen Ausgangssignals begrenzt.

Die Kraftaufnehmerentwicklung ist aufwendig, da die Beiträge von FK, Klebeschicht und DMS zu den genannten Abweichungen anhand dieses Ausgangssignals nicht eindeutig unterschieden werden können.

Das Ziel der Dissertation war zunächst die Untersuchung und Optimierung einer vorhandenen Prüfeinrichtung, sodass mit dieser unter anderem die mechanischen Kennwerte Kriechen, Hysterese und Linearitätsabweichung von Doppelbiegebalken-FK auf Basis einer interferometrischen Verformungsmessung rückführbar bestimmt werden können.

Eine sinnvolle Ermittlung dieser Kennwerte erfordert Messunsicherheiten von ca. 1 nm. Mit Hilfe der Untersuchungen sowie den umgesetzten mechanischen, optischen und thermischen Optimierungen konnten die entscheidenden Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung deutlich reduziert und das Ziel erreicht werden. Damit eignet sich die Prüfeinrichtung nun zur Klassifizierung von Federkörpern auf Basis der für Kraftaufnehmer bzw. Wägezellen geltenden Normen EN ISO 376 und OIML R 60.

Anschließend erfolgte die Bestimmung der Kennwerte von Federkörpern aus Aluminium AW 2024 und Stahl 17-4 PH, welche den Stand der Technik darstellen. Vergleichend dazu wurden FK aus synthetischem (Lithosil QT) und mineralischem (Ilmasil PN) Quarzglas ausgelegt und deren Kennwerte ermittelt. Im Ergebnis sind prinzipiell alle untersuchten FK als Basis für Kraftaufnehmer geeignet, welche die strengsten metrologischen Forderungen der Norm EN ISO 376 erfüllen, sie zeigen dabei jedoch wesentliche Unterschiede. Die Quarzglas-FK besitzen die besten messtechnischen Eigenschaften. Im Gegensatz zu Stahl und Quarzglas weisen die Kennwerte der Aluminium-FK eine signifikante Temperaturabhängigkeit auf.

Bei einer gleichzeitigen Messung der Verformung sowie des elektrischen Ausgangssignals eines Aluminium-Kraftaufnehmers wurde zudem der Beitrag von DMS und Klebeschicht zum Kriechen und der Hysterese des Ausgangssignals bestimmt. Diese Untersuchungen verdeutlichen, dass mit Hilfe der Prüfeinrichtung die Kraftaufnehmerentwicklung optimiert werden kann, da die Beiträge von FK sowie DMS und Klebeschicht getrennt betrachtet und damit besser aufeinander abgestimmt werden können.

## Abstract

The performance of force transducers consisting of a spring element (FK) and glued on strain gauges (DMS) is limited by measurement deviations such as creeping and hysteresis of their electrical output signal.

The development of those transducers is elaborate because, based on their output signal, it is not possible to distinguish between the specific error contributions of the spring element, the glue and the strain gauge.

The aim of this work was to initially investigate and optimize an existing measurement setup so it would enable an interferometric and traceable measurement of the mechanical parameters creeping, hysteresis and nonlinearity of spring elements shaped like a double bending beam.

A useful determination of the parameters requires a measurement uncertainty of about 1 nm. Based on the investigations and the applied mechanical, optical and thermal improvements of the setup, the uncertainty contributions were reduced significantly and the defined goal of 1nm was reached. Thus, the setup is now suitable for classifying spring elements based on the standards EN ISO 376 and OIML R 60, which are valid for force transducers and load cells, respectively.

Subsequently, the mechanical parameters of state of the art double bending beams, made of aluminium AW 2024 und steel 17-4 PH, were determined. To compare their performance, spring elements made of natural quartz (Ilmasil PN) and synthetic quartz (Lithosil QT) were designed and measured. The investigations show that basically all tested spring elements meet the highest requirements of EN ISO 376, although significant differences were observed between them. The spring elements made of quartz possess the best metrological properties. In contrast to steel and quartz, the parameters of the aluminium spring elements are highly temperature dependent.

Furthermore, the contribution of the glue and the strain gauges to the creeping and the hysteresis of the electrical output signal of an aluminium force transducer was determined with a simultaneous measurement of its deformation and its output signal. Those measurements illustrate that the development of force transducers can be optimized by the use of the described setup. The contributions of the spring elements as well as the glue and the strain gauges can be observed separately and can thus be adjusted with respect to each other.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung und Überblick.....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Stand der Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>5</b>
2.1	DMS-Aufnehmer.....	5
2.1.1	Prinzipieller Aufbau und Wirkungsweise von DMS-Kraftaufnehmern .....	5
2.1.2	Spezielle Eigenschaften von DMS-Kraftaufnehmern .....	6
2.1.3	Bauform der Federkörper und Beanspruchungen .....	9
2.1.4	DMS-Wägezellen .....	10
2.1.5	Messtechnische Anforderungen von DMS-Aufnehmern sowie deren Prüf- und Kalibriervorschriften .....	10
2.1.6	Leistungsfähigkeit und Grenzen der DMS-Aufnehmer .....	15
2.2	Werkstoffprüfung und -untersuchungen .....	15
2.2.1	Normen.....	16
2.2.2	Weitere Verfahren.....	17
2.2.3	Ergebnisse.....	18
2.3	Kapitelzusammenfassung .....	19
<b>3</b>	<b>Grundlagen .....</b>	<b>21</b>
3.1	Anelastisches Verhalten der Werkstoffe .....	21
3.2	Elastische Nachwirkungen.....	22
3.2.1	Ursache atomare Umordnungsprozesse .....	23
3.2.2	Ursache Thermoelastischer Effekt.....	27
3.2.3	Mathematische Modelle .....	29
3.2.4	Einfluss der Lastgeschichte .....	31
3.3	Hysterese .....	32
3.4	Linearitätsabweichungen.....	33
3.5	Temperaturkoeffizient des Elastizitätsmoduls.....	33
3.6	Kapitelzusammenfassung .....	34
<b>4</b>	<b>Prüfeinrichtung zur rückführbaren Messung der Federkörperverformung .....</b>	<b>35</b>
4.1	Messprinzip .....	35
4.2	Gesamtaufbau der Prüfeinrichtung.....	36
4.3	Differenzinterferometer .....	37

4.3.1	Modifiziertes Köstersprisma.....	39
4.3.2	Planplattenschwinger .....	39
4.3.3	Linsen .....	40
4.3.4	Messunsicherheitsbeiträge des Differenzinterferometers.....	41
4.4	Einspannung der Federkörper und Krafteinleitung.....	46
4.5	Lastwechseleinrichtung .....	48
4.6	Temperatur- und Feuchtemessung.....	50
4.7	Aufstellung und Klimatisierung.....	50
4.8	Kapitelzusammenfassung.....	51
<b>5</b>	<b>Verwendete Federkörper.....</b>	<b>53</b>
5.1	Metallische Federkörper FK-1 mit Gewindebohrungen.....	53
5.2	Metallische Federkörper FK-2 ohne Gewindebohrungen.....	54
5.3	Quarzglas-Federkörper FK-3 ohne Gewindebohrungen .....	54
5.3.1	Dimensionierung der Federkörper FK-3.....	55
5.3.2	Alternative Krafteinleitung.....	56
5.4	Kapitelzusammenfassung.....	56
<b>6</b>	<b>Untersuchung und Optimierung der Prüfeinrichtung .....</b>	<b>59</b>
6.1	Untersuchung und Optimierung des Temperatur- und Feuchteffizienten sowie der Langzeitstabilität der Prüfeinrichtung .....	59
6.1.1	Temperaturkoeffizient und Einfluss des Planplattenschwingers .....	60
6.1.2	Feuchteffizient .....	63
6.1.3	Leistungsfähigkeit der begehbaren Klimazelle .....	63
6.1.4	Verbesserung der Klimatisierung.....	65
6.1.5	Langzeitstabilität des Messsignals und Abhängigkeit von der Aufstellung der Prüfeinrichtung.....	68
6.2	Untersuchung und Verbesserung der Einspannung und Krafteinleitung .....	71
6.2.1	Einfluss des Krafteinleitungspunktes auf die gemessenen Verformungen.....	72
6.2.2	Optimierung des Ortes der Krafteinleitung.....	74
6.2.3	Beitrag der Prüfeinrichtung zu den elastischen Nachwirkungen von FK-3 .....	75
6.2.4	Beitrag der Prüfeinrichtung zur spontanen Verformung von FK-3 .....	77
6.2.5	Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 nach EN ISO 376.....	77
6.2.6	Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 bei erhöhter Temperatur .....	81
6.2.7	Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen von FK-2 .....	82
6.2.8	Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen der Federkörper FK-1 .....	83
6.2.9	Zusammenfassung der Unsicherheitsbeiträge .....	88
6.3	Abschätzung der kombinierten Messunsicherheit anhand eines Beispiels.....	89

6.3.1	Modellgleichung zur Berechnung der Unsicherheit der relativen Kennwerte und deren Einflussgrößen.....	89
6.3.2	Berechnung der Unsicherheiten der Kennwerte nach EN ISO 376 am Beispiel des Federkörpers FK-2-Alu-1.....	90
6.3.3	Reproduzierbarkeitsmessungen auf Basis von FK-3-Lith-3.....	96
6.3.4	Reproduzierbarkeitsmessungen auf Basis von FK-1-Alu-1.....	97
6.4	Kapitelzusammenfassung .....	99
<b>7</b>	<b>Messungen der Federkörper .....</b>	<b>101</b>
7.1	Vergleich der Kennwerte der Lithosil- und Ilmasil-Federkörper bei Raumtemperatur sowie Einfluss einer Wärmebehandlung .....	101
7.1.1	Elastische Nachwirkungen bei Belastung.....	102
7.1.2	Umkehrspanne.....	103
7.1.3	Nullpunktabweichung .....	105
7.1.4	Wiederholpräzision .....	105
7.1.5	Interpolationsabweichung.....	106
7.1.6	Zusammenfassung.....	107
7.2	Temperaturabhängigkeit der Kennwerte der Stahl-, Aluminium- und Lithosil-Federkörper .....	108
7.2.1	Elastische Nachwirkungen von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1.....	108
7.2.2	Umkehrspanne von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1 .....	110
7.2.3	Nullpunktabweichung von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1.....	110
7.2.4	Wiederholpräzision von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1 .....	111
7.2.5	Interpolationsabweichung von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1.....	111
7.2.6	Elastische Nachwirkungen von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 .....	112
7.2.7	Umkehrspanne von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1.....	113
7.2.8	Nullpunktabweichung von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 .....	114
7.2.9	Wiederholpräzision von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 .....	114
7.2.10	Interpolationsabweichung von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1.....	115
7.2.11	Zusammenfassung Temperaturabhängigkeit der Kennwerte.....	115
7.3	Gleichzeitige Bestimmung der Kennwerte von FK-1-Alu-2 auf Basis einer Verformungsmessung und des Aufnehmersignals .....	117
7.4	Temperaturkoeffizient des E-Moduls.....	119
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>121</b>
<b>9</b>	<b>Anhang .....</b>	<b>127</b>
9.1	Wheatstone'sche Vollbrückenschaltung .....	127
9.2	Prüfnormen für DMS-Aufnehmer.....	128
9.2.1	Klassifizierung von Kraftaufnehmern auf Basis der EN ISO 376.....	128

9.2.2	Klassifizierung von Kraftaufnehmern auf Basis der Verformung entsprechend EN ISO 376 .....	128
9.2.3	Klassifizierung von Wägezellen auf Basis der OIML R 60.....	129
9.3	Theoretische Unsicherheitsbetrachtung der erzeugten Verformung – Beitrag der Gewichtskraft.....	132
9.4	Berechnungen der Federkörper.....	133
9.4.1	Typ FK-1.....	133
9.4.2	Typ FK-2.....	135
9.4.3	Typ FK-3.....	135
9.4.4	Typ FK-2-steif $l_H = 126,5$ mm .....	135
9.4.5	Typ FK-3-steif bei $l_H = 2,5$ mm .....	136
9.4.6	Typ FK-2-steif bei $l_H = 2,5$ mm .....	137
9.4.7	Typ FK-1-steif.....	137
9.5	Temperaturuntersuchungen in der Klimakammer .....	138
9.6	Messung der Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 bei erhöhter Temperatur .....	138
9.7	Elastische Nachwirkungen der Federkörper bei Entlastung.....	141
	<b>Literatur.....</b>	<b>144</b>

## Zeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

$A$	Aktivierungsenergie für atomaren Platzwechsel
$a$	Parameter zur mathematischen Modellierung der elastischen Nachwirkung
$A_{Kipp}$	Strahlversatz der Laserstrahlen durch Kippung der Interferometerspiegel
$B$	Breite der Federkörper
$b$	Parameter zur mathematischen Modellierung der elastischen Nachwirkung
$b'$	relative Wiederholpräzision nach EN ISO 376
$b'_{abs, FK}$	absolute Wiederholpräzision des Federkörpers
$b'_{abs, INT}$	vom Interferometer gemessene absolute Wiederholpräzision
$b'_{abs, PE}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zur gemessenen absoluten Wiederholpräzision
$b'_{FK}$	relative Wiederholpräzision des Federkörpers
$c$	spezifische Wärmekapazität
$C_{abs, FK, B}$	absolute elastische Nachwirkungen des Federkörpers bei Belastung
$C_{abs, FK, E}$	absolute elastische Nachwirkungen des Federkörpers bei Entlastung
$C_{abs, INT, B}$	vom Interferometer angezeigte absolute elastische Nachwirkungen bei Belastung
$C_{abs, INT, E}$	vom Interferometer angezeigte absolute elastische Nachwirkungen bei Entlastung
$C_{abs, PE, B}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zu den absoluten elastischen Nachwirkungen bei Belastung
$C_{abs, PE, E}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zu den absoluten elastischen Nachwirkungen bei Entlastung
$c_B$	relatives Belastungskriechen nach EN ISO 376
$C_C$	Kriechfehler nach OIML R 60
$C_{DR}$	Rückkehrfehler nach OIML R 60
$c_E$	relative Entlastungskriechen nach EN ISO 376
$C_{FK, B}$	relative elastische Nachwirkungen des Federkörpers bei Belastung
$C_{FK, E}$	relative elastische Nachwirkungen des Federkörpers bei Entlastung
$C_M$	Temperatureinfluss auf das Nullsignal nach OIML R 60
$D$	materialabhängige Konstante zur Berechnung der Zeitkonstante $\tau_{PW}$ von atomaren Platzwechseln
$D_F$	Federkonstante
$e$	kleinster Teilungsschritt einer Wägezelle in kg
$E_0$	Elastizitätsmodul (E-Modul)
$E_L$	Wägezellenfehler nach OIML R 60
$E_R$	Reproduzierbarkeitsfehler nach OIML R 60
$f$	Frequenz
$F$	Last in N nach EN ISO 376
$f_0$	relative Nullpunktabweichung nach EN ISO 376
$f_{0, abs, FK}$	absolute Nullpunktabweichung des Federkörpers

$f_{0, abs, INT}$	vom Interferometer gemessene absolute Nullpunktabweichung
$f_{0, abs, PE}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zur gemessenen absoluten Nullpunktabweichung
$f_{0, FK}$	relative Nullpunktabweichung des Federkörpers
$f_c$	relative Interpolationsabweichung nach EN ISO 376
$f_{c, abs, FK}$	absolute Interpolationsabweichung des Federkörpers
$f_{c, abs, INT}$	vom Interferometer gemessene absolute Interpolationsabweichung
$f_{c, abs, PE}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zur gemessenen absoluten Interpolationsabweichung
$f_{c, FK}$	relative Interpolationsabweichung des Federkörpers
$f_{Linse}$	Brennweite
$f_{OIML}$	Normierungsfaktor nach OIML R 60
$g$	Fallbeschleunigung
$h$	Balkenhöhe
$H$	Höhe der Federkörper
$i, j$	Laufvariablen bzw. Anzahlen
$I_p$	Interpolationsfaktor Interferometer
$k$	Erweiterungsfaktor der Messunsicherheit
$K$	Kompressionsmodul
$k_B$	Boltzmannkonstante
$k_{DMS}$	k-Faktor der DMS
$K_{Int}$	Amplitude der Interferometersignale
$KW_{abs}$	absoluter Kennwert
$KW_{rel}$	relativer Kennwert
$L$	Länge der Federkörper
$l_G$	Gangunterschied des Interferometers
$l_H$	Hebellänge in Abhängigkeit des Kraftangriffspunktes
$l_T$	Totstrecke des Interferometers
$M$	kumulierte Masse
$m$	Masse
$M_{max}$	jeweils applizierte Maximale Masse (Last) in kg
$mpe$	maximum permissible error (Fehlergrenze)
$n$	Brechzahl
$n_{max}$	Anzahl der eichfähigen Schritte einer Wägezelle nach OIML R 60
$O$	Offset der Interferometersignale
$p_L$	Luftdruck
$R_{DMS}$	elektrischer Widerstand der jeweiligen Dehnmessstreifen
$RFK$	Feuchtekoeffizient
$R_m$	Zeitstandfestigkeit
$R_p$	Zeitdehngrenze
$S$	elektrisches Aufnehmersignal
$S_{Int}$	Sinus- bzw. Cosinussignal des Interferometers
$T$	absolute Temperatur in Kelvin

$t$	Zeit
$t_c$	Zeit der elastischen Nachwirkungen nach dem Lastwechsel
$t_{Cond}$	Abklingzeit des thermoelastischen Effekts
$t_F$	Laständerungszeit
$T_G$	Glastemperatur
$TK$	Temperaturkoeffizient
$TK(E_0)$	Temperaturkoeffizient des Elastizitätsmoduls
$T_S$	Schmelztemperatur
$U$	absolute Messunsicherheit
$u$	relative Messunsicherheit
$U_B$	Brückenspeisespannung der Wheatstone'schen Brücke
$U_D$	Diagonalspannung der Wheatstone'schen Brücke
$u_F$	relative Unsicherheit der Kalibrierkraft
$U_S$	relative Umkehrspanne nach EN ISO 376
$U_{abs, FK}$	absolute Umkehrspanne des Federkörpers
$U_{abs, INT}$	vom Interferometer gemessene absolute Umkehrspanne
$U_{abs, PE}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zur gemessenen absoluten Umkehrspanne
$U_{FK}$	relative Umkehrspanne des Federkörpers
$U_\sigma$	Standardunsicherheit des Mittelwerts
$v$	Verformung
$v_0$	spontane Verformung direkt nach einem Lastwechsel
$v_{FK}$	Verformung des Federkörpers
$v_{INT}$	vom Interferometer angezeigte Verformung
$v_{Mess}$	Verformung des Federkörpers an der Stelle des Interferometer-Messstrahls
$v_{PE}$	Beitrag der Prüfeinrichtung zur Verformung
$v_{Ref}$	Verformung des Federkörpers an der Stelle des Interferometer-Referenzstrahls
$X$	Lastzyklus
$Z$	eine Interferenzordnung des Interferometers
$\alpha$	linearer Längenausdehnungskoeffizient
$\alpha_{Kipp}$	Kippwinkel der Interferometerspiegel
$\gamma$	Volumenausdehnungskoeffizient
$\delta$	Phasenfehler der Interferometersignale
$\delta Q$	Wärmestrom (Prozessgröße)
$\delta W$	Volumenarbeit (Prozessgröße)
$\Delta U_{in}$	Änderung der inneren Energie eines Volumenelements (Zustandsgröße)
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon_0$	spontane Dehnung direkt nach einem Lastwechsel
$\varepsilon_{DMS}$	Dehnung der Dehnmessstreifen
$\varepsilon_{FK}$	Dehnung des Federkörpers
$\varepsilon_{FK, max}$	Dehnung des Federkörpers bei Maximallast

$\varepsilon_{th}$	thermoelastische Dehnung
$\varepsilon_V$	Volumendehnung
$\eta$	Viskosität
$\vartheta$	Temperatur in °C
$\Theta$	Phase der Interferometersignale
$\lambda$	Wellenlänge
$\lambda_0$	Vakuumwellenlänge
$\lambda_Q$	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	Querkontraktionszahl
$\rho$	Dichte
$\rho_E$	spezifischer elektrischer Widerstand
$\sigma$	mechanische Spannung
$\sigma_0$	spontane mechanische Spannung direkt nach Lastwechsel
$\sigma_D$	mechanische Spannung am Dämpfer
$\sigma_F$	mechanische Spannung an der Feder
$\sigma_{FK, max}$	mechanische Spannung des Federkörpers bei Maximallast
$\sigma_{zul}$	zulässige mechanische Spannung des Werkstoffs
$\tau$	Zeitkonstante
$\tau_{Cond}$	Zeitkonstante des thermoelastischen Effekts
$\tau_F$	Integrationsvariable bei der mathematischen Faltung
$\tau_{PW}$	Zeitkonstante der atomaren Platzwechsel
$\varphi$	relative Luftfeuchte
$\omega$	Kippwinkel des Planplattenschwingers

## Abkürzungen

abs.	absolut
C-Atom	Kohlenstoffatom
DMS	Dehnmessstreifen
ENW	elastische Nachwirkungen
Fe-Atom	Eisenatom
FK	Federkörper
IPMS	Institut für Prozessmess- und Sensortechnik
lin.	linear
N-Atom	Stickstoffatom
ppm	parts per million
PT-100	Platin Widerstandsthermometer mit $R = 100 \Omega$
r.F.	relative Feuchte
rel.	relativ
WB	Wärmebehandlung

# 1 Einleitung und Überblick

Dehnmessstreifen-Kraftaufnehmer und -Wägezellen stellen in der Kraftmess- und Wägetechnik das Prinzip mit der größten Verbreitung dar [1, 2]. Die vorliegende Dissertation befasst sich mit messtechnischen Untersuchungen an Federkörpern, die die Basis solcher Sensoren darstellen.

Im Wesentlichen bestehen diese aus einem Federkörper (FK) und den darauf applizierten Dehnmessstreifen (DMS). Dazu werden in der Regel vier Folien-DMS durch Aufkleben auf dem Federkörper fixiert und zu einer Wheatstone'schen Vollbrücke verschaltet. Die Folien-DMS bestehen aus einer Kunststoffträgerfolie und mäanderförmig angeordneten metallischen Leiterbahnen, welche einen dehnungsabhängigen elektrischen Widerstand darstellen. Da sich DMS-Wägezellen hinsichtlich des Aufbaus nicht von entsprechenden Kraftaufnehmern unterscheiden [2], werden beide im Rahmen dieser Arbeit als DMS-Aufnehmer bezeichnet.

Mit einem DMS-Aufnehmer wird eine Kraft in eine elektrisch auswertbare Spannungsänderung umgewandelt. Das Funktionsprinzip ist anhand der Messkette sehr gut ersichtlich. Der Federkörper ist darauf ausgelegt, die eingeleitete Kraft  $F$  in eine mechanische Deformation  $v_{FK}(F)$  und damit in eine Dehnung  $\varepsilon_{FK}(F)$  im elastischen Bereich umzuwandeln. Die der Kraft proportionale Dehnung des Federkörpers  $\varepsilon_{FK}(F)$  wird über die Klebeschicht und die Kunststoffträgerfolie der Folien-DMS auf dessen dehnungsempfindliche elektrische Leiterbahnen übertragen. Die Dehnungsänderung der Leiterbahnen  $\varepsilon_{DMS}(F)$  bewirkt eine Änderung des elektrischen Widerstands der DMS. Dies hat eine Änderung der Diagonalspannung  $U_D$  der Vollbrücke zur Folge, welche dann elektronisch zum Aufnehmersignal  $S(F)$  weiterverarbeitet wird. Grundlegend erfolgt mit DMS-Kraftwandlern also zunächst eine mechanische Wandlung der eingeleiteten Kraft  $F$  in eine Dehnung  $\varepsilon_{DMS}(F)$  der metallischen Leiterbahnen und schließlich eine Wandlung der Dehnung der DMS-Leiterbahnen in das elektrisch auswertbare Aufnehmersignal  $S(F)$ .

Die Leistungsfähigkeit von DMS-Aufnehmern wird von verschiedenen Eigenschaften, welche das Aufnehmersignal beeinflussen, beschränkt. Als wesentliche Messabweichungen vom idealen Übertragungsverhalten von  $S(F)$  sind Kriechen, Hysterese (Umkehrspanne), Linearitätsabweichung, Nullpunktabweichung sowie Temperaturempfindlichkeit zu nennen [2, 3], was unter anderem eine zusätzliche Zeit- und Temperaturabhängigkeit des Aufnehmersignals  $S(F, t, T)$  zur Folge hat. Diese Abweichungen sind wiederum sowohl von den mechanischen Wandlungseigenschaften des Federkörpers als auch von der Charakteristik der DMS und der Klebeschicht abhängig. Die Eigenschaften des Federkörpers ergeben sich maßgeblich aus dem Federkörpermaterial und dessen Bauform. Es wird also ersichtlich, dass sich die genannten Messabweichungen aus dem Zusammenwirken von verschiedenen Gliedern der Messkette ergeben. Die geringsten Messabweichungen von DMS-Aufnehmern lassen sich nur mittels einer fundierten Auswahl des Federkörpermaterials sowie einer Abstimmung der DMS und des Klebers auf die Federkörpereigenschaften erreichen [4].

Anhand des Aufnehmersignals  $S(F)$  eines vollständigen DMS-Aufnehmers ist es aber nicht möglich, die einzelnen Beiträge der Glieder der Messkette zu den erläuterten Messabweichungen zu trennen und damit eindeutig zu bestimmen. Beispielsweise setzt sich das Kriechen

des Aufnehmersignals  $S(F)$  in Folge eines Lastwechsels aus den zeitabhängigen elastischen Nachwirkungen des Federkörpers und dem entgegengesetzten Kriechen der Klebeschicht und der DMS-Kunststoffträgerfolie zusammen. Durch eine Abstimmung beider gegenläufiger Effekte kann das Kriechen von  $S(F)$  minimiert werden [2, 3, 5, 6, 7]. Nur so ist die höchstmögliche Präzision solcher Sensoren erreichbar [4]. Die Einflüsse der DMS sind zwar prinzipiell bekannt, dennoch sind bei der Aufnehmerentwicklung aufwendige Versuchsreihen für eine exakte Abstimmung aller Komponenten der Messkette aufeinander nötig [4].

Ein nachvollziehbarer und zielgerichteter Weg ist die separate und eindeutige Bestimmung dieser Beiträge beginnend beim ersten Glied der Messkette, also dem Federkörper. Dies würde die Entwicklung und Herstellung von DMS-Aufnehmern optimieren. Die Vorgehensweise könnte dabei derart aussehen: Im ersten Schritt erfolgt die Charakterisierung des Federkörpers hinsichtlich seiner für die Kraftmessung relevanten mechanischen Wandlungseigenschaften von der eingeleiteten Kraft in eine elastische Verformung  $v_{FK}(F)$ . Das Ziel ist dabei die Auswahl eines Federkörpermaterials, das selbst möglichst geringe Fehlereinflüsse wie Kriechen, Hysterese, Linearitätsabweichungen usw. zeigt. Im darauf folgenden Prozessschritt werden die DMS auf den Federkörper aufgebracht. Der Einfluss dieses Prozessschritts und der applizierten DMS auf den Federkörper ist nun durch eine erneute Ermittlung der mechanischen Wandlungseigenschaften  $v_{FK}(F)$  messbar.

Weiterhin kann durch die gleichzeitige Bestimmung der Verformung des Federkörpers  $v_{FK}(F)$  und des Aufnehmersignals  $S(F)$  auf das Übertragungsverhalten der Zwischenglieder der Messkette also z.B. der Klebeschicht und der Kunststoffträgerfolie geschlossen werden. Weicht die Charakteristik von  $v_{FK}(F)$  von der von  $S(F)$  ab, so deutet das auf Beiträge der Zwischenglieder, wie beispielsweise das Kriechen des Klebers, hin.

Weiterhin kann durch Vorher- und Nachher-Messungen der Einfluss von Wärmebehandlungen auf die Eigenschaften der Federkörper nachvollziehbar untersucht werden.

Die Kenntnis der kraftabhängigen Verformung  $v_{FK}(F)$ , also der mechanischen Wandlungseigenschaften des Federkörpers, ermöglicht somit Rückschlüsse auf die Eigenschaften mehrerer Glieder der Messkette und auf den Einfluss verschiedener Prozessschritte bei der Herstellung eines DMS-Aufnehmers. Damit wird die Auswahl und Anpassung der Federkörpermaterialien, der DMS sowie der Klebeschichten und der Prozessschritte für die Herstellung solcher Sensoren erleichtert.

An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Es sollen die kraft- und zeitabhängigen Verformungen  $v_{FK}(F, t)$  von definierten Federkörpern rückführbar untersucht werden. Dabei ist das primäre Ziel eine Prüfeinrichtung zur metrologisch rückführbaren Messung der Verformung aufzubauen, zu untersuchen und für die Anwendung zu optimieren. Die geräte-technische Basis für die Untersuchungen und Entwicklungen im Rahmen dieser Arbeit stellt eine am Institut für Prozessmess- und Sensortechnik konzipierte Prüfeinrichtung dar. Das Grundprinzip der Prüfeinrichtung ist eine interferenzoptische Messung der last-, zeit- und temperaturabhängigen Verformung  $v_{FK}(F, t, T)$  der Federkörper. Damit sind die Ergebnisse rückführbar auf die Einheiten Meter, Kilogramm, Sekunde und Kelvin. Aus der gemessenen Verformung  $v_{FK}(F, t, T)$  können dann die Nachwirkungen, die Hysterese, die Linearitäts- und Nullpunktabweichungen sowie die Temperaturabhängigkeit der Verformung der Federkörper abgeleitet werden. Als Federkörper werden sogenannte Doppelbiegebalken mit knochenförmigen Ausfräsungen bzw. Parallelfedern verwendet, bei denen durch Einleiten einer Kraft eine Biegebeanspruchung erzeugt wird. DMS-Aufnehmer nach diesem Doppelbiegebalken-

prinzip sind in der Kraftmesstechnik weit verbreitet. Die theoretische relative Auflösung liegt bei bis zu  $1 \cdot 10^{-6}$  und ist im Wesentlichen vom thermischen Rauschen begrenzt [8]. Mit einigen wenigen ausgewählten Aufnehmern werden relative Messunsicherheiten von  $1 \cdot 10^{-4}$  erreicht [1, 2]. Die übliche Verformung solcher Doppelbiegebalken bei maximaler Last liegt in der Größenordnung von 0,1 mm [2]. Für eine sinnvolle Untersuchung der Verformung  $v_{FK}(F, t, T)$  der Federkörper ist also eine Wegauflösung von 0,1 nm bzw. eine Messunsicherheit von deutlich unter 10 nm erforderlich. Um das zu erreichen liegt die besondere Herausforderung darin, das verwendete Interferometer und den mechanischen Aufbau hinsichtlich einer sehr geringen Drift bzw. einer hohen Stabilität im Bereich von wenigen Nanometern zu optimieren. Dies gilt insbesondere für die Langzeitmessungen der elastischen Nachwirkungen. Aufgrund der sehr hohen Anforderungen an die Temperaturstabilität während der Messungen, ist die Entwicklung einer speziellen Klimakammer erforderlich. Da die Leistungsfähigkeit von DMS-Aufnehmern wesentlich vom Federkörpermaterial abhängt, sollen im Rahmen dieser Arbeit Federkörper aus verschiedenen Werkstoffen untersucht werden. Dazu werden zunächst die Kennwerte elastische Nachwirkungen, Hysterese sowie Linearitäts- und Nullpunktabweichung von Federkörpern aus der Aluminiumlegierung AW 2024 und der Stahllegierung 17-4 PH bestimmt. Diese sind Standardmaterialien in der Kraftmesstechnik [3, 9, 10, 11]. Zur Einordnung von deren Leistungsfähigkeit werden außerdem Federkörper aus mineralischem und synthetischem Quarzglas gemessen. Quarzglas gilt in der Literatur als ein Werkstoff, der sehr geringe elastische Nachwirkungen, Hysterese, Linearitätsabweichung und niedrige Temperaturabhängigkeiten dieser kraftmesstechnisch relevanten Kennwerte aufweist und sich damit theoretisch sehr gut als Federkörpermaterial eignet [12, 13, 14]. Das Hauptaugenmerk der Messungen liegt auf der Bestimmung der elastischen Nachwirkungen, da dieser Effekt die erreichbare Messunsicherheit von Aufnehmern maßgeblich beschränkt [6, 12, 13, 14].

Zur Lösung der Problemstellung umfasst die vorliegende Arbeit im Wesentlichen grundlegende theoretische Betrachtungen, umfangreiche messtechnische Untersuchungen sowie darauf basierende mechanische, optische und thermische Optimierungen der Prüfeinrichtung.

Der erste Abschnitt befasst sich mit dem Aufbau und der Funktionsweise von DMS-Aufnehmern, wobei der Schwerpunkt auf deren Prüf- und Kalibriervorschriften liegt. Die Untersuchungen der Federkörper im Rahmen dieser Arbeit erfolgen schließlich auf Basis dieser Vorschriften. Weiterhin werden Werkstoffprüfnormen sowie -geräte vorgestellt und gezeigt, dass sich diese nicht zur gleichzeitigen Messung der Federkörpereigenschaften und des Aufnehmersignals  $S(F)$  von DMS-Aufnehmern eignen. Schließlich werden Ansätze und Ergebnisse aus anderen wissenschaftlichen Arbeiten erläutert. Diese beziehen sich vordergründig auf Untersuchungen des Federkörpermaterials und dabei besonders auf die Nachwirkungen.

Als Ursachen der elastischen Nachwirkungen sind atomare Umordnungsprozesse sowie der thermoelastische Effekt zu nennen [7, 12, 13, 14]. Diese sind im Grundlagenteil der Arbeit erläutert, wobei besonders das Material Quarzglas Gegenstand der Ausführungen ist. Außerdem werden einfache Gleichungen für die Abschätzung des thermoelastischen Effekts vorgestellt und gezeigt, dass dieser neben den Materialparametern auch von der Federkörperform, der Art der Beanspruchung und der Belastungsvorgeschichte abhängt. Ebenso finden die Effekte Hysterese und Linearitätsabweichung Beachtung in diesem Teil der Arbeit.

Nach diesen Vorbetrachtungen wird die am Institut für Prozessmess- und Sensortechnik konzipierte Prüfeinrichtung, welche die Basis für die Untersuchungen und Weiterentwicklungen in dieser Arbeit ist, vorgestellt. Dazu gehören im Wesentlichen das verwendete Differenz-

interferometer, die Einspannung der Federkörper sowie die Krafteinleitung und die Lastwechseleinheit. Weiterhin erfolgt eine Abschätzung und Bewertung der bekannten systematischen Unsicherheitsbeiträge des Interferometers zur Messung der Federkörperverformung.

Die Darstellung der im Rahmen der Arbeit untersuchten Federkörper bildet den nächsten Abschnitt. Die Doppelbiegebalken aus Aluminium und Stahl mit knochenförmiger Ausfräsung wurden für die Untersuchungen industriell gefertigt. Sie werden in dieser Form auch bei am Markt erhältlichen DMS-Aufnehmern verwendet.

Weiterhin beschäftigt sich dieser Abschnitt mit der Dimensionierung der Federkörper aus synthetischem und mineralischem Quarzglas zur Verwendung in der Prüfeinrichtung. Ihre Auslegung erfolgt mittels numerischer und analytischer Berechnungen. Im Ergebnis sind diese als Parallelfeder gestaltet um möglichst große Verformungen bei minimierten mechanischen Spannungen zu erreichen.

Der sechste Abschnitt stellt den zentralen Teil der Arbeit dar. Dieser befasst sich mit Untersuchungen und den daraus abgeleiteten erforderlichen Optimierungen, welche zu einer wesentlichen Verbesserung der messtechnischen Eigenschaften der Prüfeinrichtung beitragen. Dabei wird zunächst der interferometrische Aufbau unabhängig von den Federkörpern hinsichtlich seines Temperaturkoeffizienten und Driftverhaltens untersucht und verbessert. Zur Reduzierung der Störgrößen Temperaturschwankungen, Luftverwirbelungen und mechanische Vibrationen wird eine spezielle Klimakammer entwickelt, aufgebaut und die Prüfeinrichtung darin dauerhaft aufgestellt. Anschließend erfolgt eine Betrachtung und Minimierung der Einflüsse der Einspannung der Federkörper und der Krafteinleitung auf die Messung der Federkörper-Kennwerte. Die Untersuchungen der messtechnischen Eigenschaften der Prüfeinrichtung bzgl. der Verformungsmessung  $v_{FK}(F, t, T)$  erfolgen auf Basis von biegesteifen Referenz-Federkörpern. Die Messungen der kraftmesstechnisch relevanten Kennwerte der Federkörper basieren prinzipiell auf den geltenden Prüfvorschriften der Norm EN ISO 376 [15]. An diese Untersuchungen schließt sich eine Messunsicherheitsbetrachtung und eine Diskussion der erzielten Ergebnisse an. Es wird gezeigt, dass die Unsicherheitsbeiträge zu den Messungen der Kennwerte nach den durchgeführten Optimierungen im Subnanometerbereich liegen.

Im vorletzten Kapitel der Arbeit sind die umfangreichen Untersuchungen der kraftmesstechnisch relevanten Kennwerte der Federkörper aus Aluminium, Stahl und Quarzglas dokumentiert. Es kann gezeigt werden, dass zwar sowohl die Aluminium- als auch die Stahl-Federkörper als Basis für Kraftaufnehmer der höchsten Geräteklasse nach der Norm EN ISO 376 geeignet sind, sich deren Eigenschaften und damit Vorzüge aber wesentlich voneinander unterscheiden. Die Quarzglas-Federkörper weisen größtenteils noch bessere Eigenschaften auf. Da deren Kennwerte, wie beispielsweise die elastischen Nachwirkungen, teilweise bei nur einem Nanometer liegen, konnte deren eindeutiger Nachweis nur wegen der im Rahmen der Arbeit in den Subnanometerbereich reduzierten Messunsicherheit gelingen. Weiterhin kann sowohl durch theoretische Betrachtungen als auch durch die Messungen aufgezeigt werden, unter welchen Umständen Federkörper aus Quarzglas die beste Leistungsfähigkeit erreichen.

Bei einer gleichzeitigen Messung der Verformung sowie des Aufnehmersignals eines ausgewählten Aluminium-Kraftaufnehmers konnten zudem der Beitrag von DMS und Klebeschicht zum Kriechen und der Hysterese des Aufnehmersignals  $S$  bestimmt werden.

Neben einer abschließenden Zusammenfassung der erreichten Ergebnisse wird schließlich aufgezeigt, dass die Prüfeinrichtung nicht nur für die Kraftmess- und Wägetechnik sondern auch für Untersuchungen in weiteren Bereichen der hochpräzisen Messtechnik von Nutzen ist.

## 2 Stand der Wissenschaft und Technik

Das Kapitel befasst sich mit dem Aufbau und den wichtigsten messtechnischen Eigenschaften von DMS-Kraftaufnehmern und den prinzipiell baugleichen DMS-Wägezellen. Ein weiterer Schwerpunkt des Abschnittes liegt auf den Normen zur Prüfung und Klassifizierung dieser DMS-Aufnehmer. Darüber hinaus folgt ein Überblick über Messaufbauten zur Untersuchung der kraftmess- und wägetechnisch relevanten Eigenschaften von Federkörpermaterialien. Diese Betrachtungen verdeutlichen die Optimierungsmöglichkeit der DMS-Aufnehmerentwicklung mittels einer Prüfeinrichtung, mit der man gleichzeitig sowohl die mechanischen Wandlungseigenschaften als auch das elektrische Aufnehmersignal bestimmen kann.

### 2.1 DMS-Aufnehmer

#### 2.1.1 Prinzipieller Aufbau und Wirkungsweise von DMS-Kraftaufnehmern

Ein DMS-Kraftaufnehmer setzt sich grundlegend aus einem Federkörper und den mittels Klebung applizierten Folien-Dehnmesstreifen zusammen, vgl. Abbildung 2-1. Moderne Folien-DMS bestehen aus einer Kunststoffträgerfolie und den darauf aufgebracht dehnungsempfindlichen und mäanderförmigen elektrischen Leiterbahnen. Diese werden in der Regel mittels Dickschichttechnologie erzeugt [2, 3].

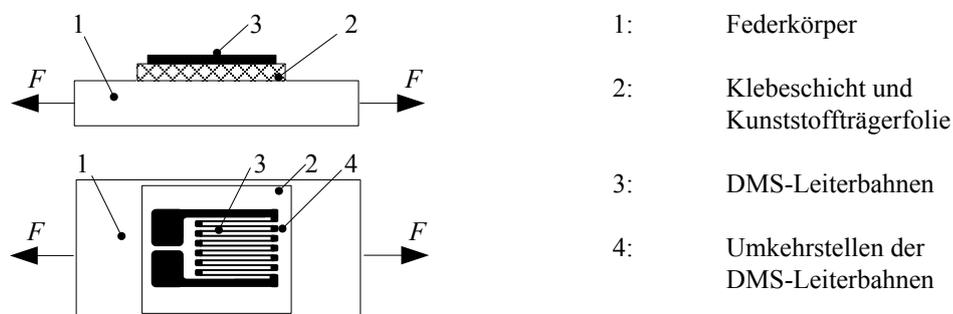


Abbildung 2-1: Prinzipieller Aufbau von Kraftaufnehmern

Die Wirkungsweise von DMS-Kraftaufnehmern soll auf Basis des messtechnischen Struktur- und Wandlungsschemas erläutert werden, siehe Abbildung 2-2.

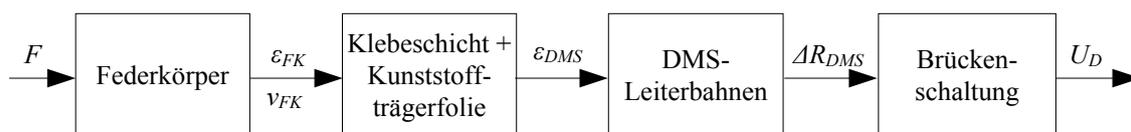


Abbildung 2-2: Struktur- und Wandlungsschema von DMS-Kraftaufnehmern

Durch Aufbringen einer Kraft  $F$  wird der Federkörper verformt. Der Federkörper ist dabei so dimensioniert, dass die Verformung bei der angegebenen Maximallast sicher im elastischen

Bereich liegt. Die erzeugte Dehnung des Federkörpers  $\varepsilon_{FK}$  ist abhängig von der Art der Beanspruchung, der Geometrie des Federkörpers, dem Elastizitätsmodul  $E_0$  (E-Modul) des Federkörperwerkstoffs und der Kraft  $F$ . Über die Klebeschicht und die Kunststoffträgerfolie wird die Dehnung des Federkörpers  $\varepsilon_{FK}$  auf die elektrischen Leiterbahnen der DMS übertragen. Die sich hier einstellende Dehnung  $\varepsilon_{DMS}$  ist also nicht nur von der Verformung des Federkörpers abhängig, sondern auch von den Übertragungseigenschaften der Klebeschicht und der Kunststoffträgerfolie.

Mittels Sputtern können die DMS-Leiterbahnen auch direkt auf den Federkörper aufgedampft werden. Dies hat sich aber wegen verschiedener technologischer Probleme am Markt nicht durchgesetzt [2, 4].

Die Dehnung der Leiterbahnen und die damit verbundene Querschnittsänderung bewirkt eine Änderung  $\Delta R_{DMS}$  des elektrischen Grundwiderstands  $R_{DMS}$  der DMS:

$$\frac{\Delta R_{DMS}}{R_{DMS}} = k_{DMS} \cdot \varepsilon_{DMS} \quad (2.1)$$

Der Faktor  $k_{DMS}$  beschreibt dabei die Empfindlichkeit des DMS. Dieser hängt wiederum von der Dehnung sowie von der Querkontraktionszahl  $\mu$  und der relativen Änderung des spezifischen Widerstands  $\Delta \rho_E / \rho_E$  ab [2]. Die beschriebene Widerstandsänderung wird dann mittels Brückenschaltungen elektrisch weiterverarbeitet und ausgewertet.

Bei in der Praxis verwendeten DMS-Aufnehmern werden in der Regel vier DMS auf dem Federkörper appliziert, zu einer Messbrücke verschaltet und damit letztendlich eine kraftabhängige Ausgangsspannung erzeugt. Am weitesten verbreitet ist die Wheatstone'sche Vollbrückenschaltung, da diese die besten messtechnischen Eigenschaften besitzt. Hierzu müssen die Dehnmesstreifen so angebracht werden, dass bei Kräfteinleitung gleichzeitig zwei DMS gedehnt ( $\varepsilon_{DMS1}$ ,  $\varepsilon_{DMS3}$ ) und zwei DMS gestaucht werden ( $\varepsilon_{DMS2}$ ,  $\varepsilon_{DMS4}$ ). Durch Anlegen der Brückenspeisespannung  $U_B$  an die Brückenschaltung entsteht eine von den vier Widerständen abhängige Diagonalspannung  $U_D$  der Brücke. Das Verhältnis von  $U_D$  zu  $U_B$  stellt das Aufnehmersignal  $S$  eines DMS-Aufnehmers dar und besitzt die Einheit mV/V. Wenn alle Widerstände den gleichen Grundwert aufweisen gilt:

$$S = \frac{U_D}{U_B} = \frac{k_{DMS}}{4} \cdot (\varepsilon_{DMS1} - \varepsilon_{DMS2} + \varepsilon_{DMS3} - \varepsilon_{DMS4}) \quad (2.2)$$

Weiterführende Erläuterungen zur Wheatstone'schen Brücke sind im Anhang 9.1 dargestellt.

### 2.1.2 Spezielle Eigenschaften von DMS-Kraftaufnehmern

Wie aus dem Struktur- und Wandlungsschema zu erkennen ist, werden die messtechnischen Eigenschaften des Aufnehmersignals  $S$  eines Kraftaufnehmers von mehreren Komponenten der Messkette beeinflusst. Die kraftabhängige Dehnung des Federkörpers  $\varepsilon_{FK}$  wird nicht unmittelbar gemessen, sondern über die Klebeschicht und die Kunststoffträgerfolie erst auf die dehnungsempfindlichen Leiterbahnen der DMS übertragen und hier in eine elektrisch auswertbare Widerstandsänderung gewandelt. Um die bestmöglichen messtechnischen Eigenschaften zu erreichen, müssen diese Komponenten optimal aufeinander abgestimmt sein. Die relevanten Abweichungen der DMS-Aufnehmer von den idealen Wandlungseigenschaften werden im Folgenden erläutert. Im besten Fall ist  $S$  zeitinvariant, reversibel, wiederholbar, eindeutig und linear mit der eingeleiteten Kraft  $F$  verknüpft.

## Kriechen

Das bekannteste Beispiel für die Relevanz der Abstimmung der Komponenten ist die Zeitabhängigkeit des Aufnehmersignals  $S$  nach dem Aufbringen einer konstanten Last. Dies bezeichnet man in der Kraftmess- und Wägetechnik als Kriechen. Das Kriechen von  $S$  wird dabei von den elastischen Nachwirkungen des Federkörpers und dem entgegengesetzten Kriechen der DMS bestimmt [2, 3, 5, 6, 4], vgl. Abbildung 2-3. Die Nachwirkungen bewirken eine zeitabhängige Vergrößerung der durch die konstante Last erzeugten Dehnung des Federkörpers  $\epsilon_{FK}$  in Form einer Exponentialfunktion. Die Ursachen hierfür sind abhängig vom Werkstoff und der Art der Beanspruchung des Federkörpers und werden in Kapitel 3 beleuchtet. Gleichzeitig können die durch die Verformung des Federkörpers gedehnten DMS-Leiterbahnen modellhaft als eine gespannte Feder betrachtet werden [4]. Da die Kunststoffträgerfolie und die Klebeschicht, welche den Federkörper und die Leiterbahnen verbinden, bestrebt sind unter der Federrückstellkraft der DMS-Leiterbahnen zu relaxieren, entsteht ein Zurückkriechen. Aus der Überlagerung beider gegennütziger Effekte resultiert das zeitabhängige Aufnehmersignal  $S$ .

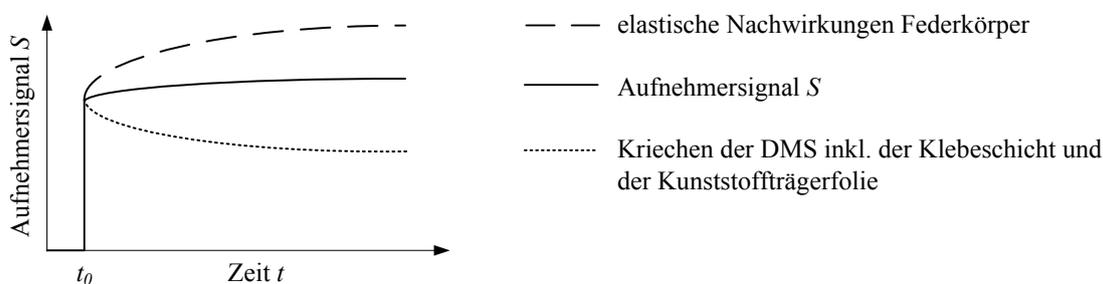


Abbildung 2-3: Zeitabhängiges Aufnehmersignal  $S$  nach Aufbringen einer konstanten Last zum Zeitpunkt  $t_0$

Kraftaufnehmer können die Anforderungen der Geräteklassen mit den höchsten Anforderungen an die Präzision nur mittels einer idealen Anpassung beider Effekte erreichen [4]. Im besten Fall werden die elastischen Nachwirkungen des Federkörpers durch das DMS-Kriechen vollständig kompensiert. Das Zurückkriechen der DMS-Leiterbahnen hängt von vielfältigen Parametern ab. Entscheidend sind die Wahl des Klebers, der Trägerfolie und der Konstruktion des DMS-Messgitters. Zum einen spielt hier die Länge der Leiterbahnen eine wichtige Rolle [4], zum anderen wird das Kriechen auch von dem Verhältnis der Steifigkeit der Leiterbahnen und der Umkehrstellen bestimmt [16], vgl. Abbildung 2-1. Darüber hinaus spielen Temperatur- und Feuchteinflüsse, vor allem auf die Klebeschicht und die Kunststoffträgerfolie, eine wichtige Rolle [4]. Grundlegend sind die Zusammenhänge, die das Rückwärtskriechen der DMS beeinflussen, bekannt. Allerdings können nur Tendenzen und keine Absolutwerte angegeben werden [4]. Das gilt ebenfalls für die elastischen Nachwirkungen des Federkörpers, die nicht nur von der reinen Zusammensetzung, sondern auch stark von der atomaren Struktur und den Herstellungsparametern des Werkstoffs abhängen.

## Umkehrspanne

Die Umkehrspanne tritt als eine Hysterese zwischen dem Aufnehmersignal  $S$  bei schrittweiser Belastung und darauffolgender Entlastung in Erscheinung. Daher wird die Umkehrspanne in der Kraftmess- und Wägetechnik auch häufig als Hysterese bezeichnet. Diese setzt sich wieder aus Anteilen des Federkörpers und der DMS zusammen. Wie das Kriechen kann

die Umkehrspanne des Aufnehmersignals  $S$  durch Anpassung der Klebeschicht und der DMS auf den jeweiligen Federkörper reduziert werden [17].

### **Linearitätsabweichung**

In der Regel zeigen DMS-Aufnehmer einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen eingeleiteter Kraft und dem Aufnehmersignal  $S$ . Die Ursache dafür bilden sowohl die Nichtlinearitäten des Federkörpermaterials als auch der DMS. Zum Beispiel ist der Faktor  $k_{DMS}$  der DMS nichtlinear mit der Dehnung verknüpft [4].

### **Temperaturabhängigkeiten**

Die Empfindlichkeit und der Nullpunkt des Aufnehmersignals  $S$  sind trotz Wheatstone'scher Vollbrückenschaltung abhängig von der Temperatur. Dies liegt in der Änderung der Steifigkeit des Federkörpers aber auch des  $k_{DMS}$  mit der Temperatur begründet [4]. Dabei ist die Steifigkeitsänderung im Wesentlichen vom Temperaturkoeffizienten des E-Moduls ( $TK(E_0)$ ) des Federkörperwerkstoffs abhängig. Darüber hinaus entsteht eine Temperaturabhängigkeit, wenn nicht alle DMS der Brückenschaltung den gleichen Grundwiderstand sowie den gleichen Temperaturkoeffizienten besitzen. Weiterhin werden auch das Kriechen und die Umkehrspanne von der Temperatur beeinflusst.

### **Zusammenfassung und Bewertung der Eigenschaften**

Die dargelegten relevanten Kennwerte bzw. Messabweichungen der beschriebenen DMS-Aufnehmer sind sowohl vom verwendeten Federkörper als auch von den DMS und der Klebeschicht abhängig.

Die Linearitätsabweichung sowie die Temperaturabhängigkeiten können über weiterführende schaltungstechnische Maßnahmen mittels Vor- und Kompensationswiderständen minimiert werden. Hier sei auf entsprechende Literatur verwiesen [2, 3, 4, 5, 8]. Anschließend bietet sich die Möglichkeit einer zusätzlichen digitalen Korrektur dieser beiden Fehlereinflüsse. Dazu muss die Temperatur des Federkörpers simultan erfasst werden. Im Gegensatz zum Kriechen und zur Umkehrspanne ist eine rechnerische Korrektur der Linearitätsabweichungen sowie der Temperaturabhängigkeiten bei der praktischen Anwendung der Kraftaufnehmer damit weniger kritisch.

Das Kriechen und die Umkehrspanne sind zusätzlich auch von der mechanischen Belastungsvorgeschichte des jeweiligen DMS-Aufnehmers abhängig. Für eine exakte digitale Kompensation des Kriechens und der Umkehrspanne müsste man somit die Vorbelastungen lückenlos aufzeichnen. Das kann aber in der praktischen Anwendung nicht garantiert werden. Somit müssen die Hersteller diese beiden typischen Fehler schon bei der Entwicklung und Herstellung der DMS-Aufnehmer durch eine fundierte Auswahl des Federkörpermaterials sowie eine entsprechende Anpassung der DMS und des Klebers minimieren.

Über eine Messung des Signals  $S$  eines fertigen DMS-Aufnehmers kann aber nicht eindeutig auf die exakten Beiträge der Messkettenglieder, also des Federkörpers, der DMS und der Klebeschicht geschlossen werden. Daher erfolgt die Abstimmung dieser Komponenten bei der Entwicklung auf Basis von aufwendigen Versuchsreihen und empirischen Erfahrungswerten [4]. Könnte man z.B. die elastischen Nachwirkungen des Federkörpers und gleichzeitig das Aufnehmersignal  $S$  erfassen, so würde dies eine zielgerichtete Anpassung ermöglichen. Dies gilt auch für andere Kennwerte wie die erwähnte Umkehrspanne.

### 2.1.3 Bauform der Federkörper und Beanspruchungen

Die Bauform der Federkörper kann nach der Art ihrer Beanspruchung unterschieden werden. Hier sind Biege-, Zug-/ Druck- und Schubbeanspruchung zu nennen. Kraftaufnehmer nach dem Biegeprinzip werden dabei üblicherweise als sogenannte Doppelbiegebalken mit knochenförmigen Ausfräsungen ausgeführt, wodurch vier definierte Biegeelenke entstehen, vgl. Abbildung 2-4 a). An dieser Stelle werden die vier DMS aufgeklebt, da sich hier beim Einleiten einer Kraft die betragsmäßig größte Dehnung konzentriert.

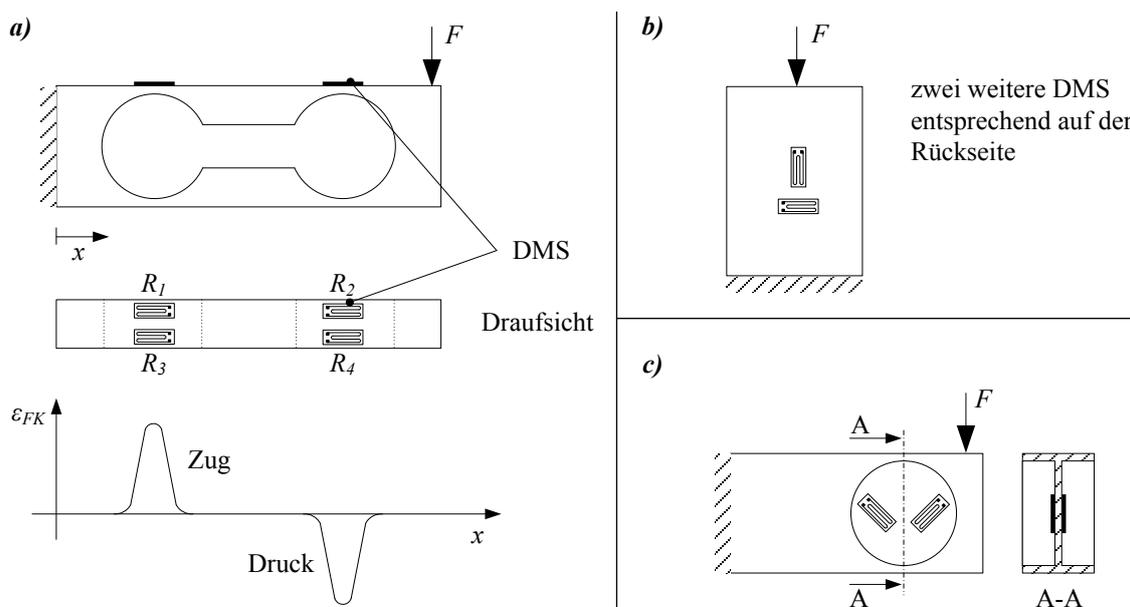


Abbildung 2-4: Bauformen von Federkörpern: a): Doppelbiegebalken mit durchgängiger knochenförmiger Ausfräsung sowie prinzipieller Verlauf der Dehnung  $\epsilon_{FK}$  auf der Oberfläche auf welcher die DMS appliziert sind; b): Zug- und Stauchzylinder; c): Scherstab

Die beiden DMS  $R_1$  und  $R_3$  messen eine positive Dehnung und die beiden DMS  $R_2$  sowie  $R_4$  jeweils eine negative Dehnung, also eine Stauchung. Durch diese Bauform wird auch erreicht, dass die Dehnungen betragsmäßig annäherungsweise gleich groß sowie nahezu unabhängig vom Kraftangriffspunkt sind. In Kombination mit der angesprochenen Wheatstone'schen Brückenschaltung ergeben sich sehr gute messtechnische Eigenschaften für eine Kraftmessung. Mit DMS-Kraftaufnehmern nach dem Biegeprinzip werden die geringsten Messunsicherheiten erreicht [2]. Auch reine Parallelfedern mit zwei parallelen Stegen werden vereinzelt als Federkörper verwendet [4]. Der Nennlastbereich von Kraftaufnehmern nach dem Biegeprinzip beginnt ab  $F = 1 \text{ N}$ . Die typische Verformung solcher Federkörper bei Maximallast (entspricht der Nennlast) liegt in der Größenordnung von  $0,1 \text{ mm}$  [2]. Mit vergleichsweise kleinen Lasten werden hier also relativ große Verformungen erreicht. Somit sind diese am besten für die Bestimmung der Federkörpereigenschaften auf Basis einer Verformungsmessung geeignet. Reine Zug- bzw. Druckbeanspruchungen werden durch Einleiten einer Kraft in sogenannte Stauchzylinder erzeugt, vgl. Abbildung 2-4 b). Für eine Vollbrückenschaltung wird hier die Querkontraktion ausgenutzt. Darüber hinaus werden Federkörper auch als Scherstäbe ausgeführt, bei denen eine Schubbeanspruchung erzeugt und durch entsprechendes Aufkleben von DMS in eine kraftabhängige Diagonalspannung gewandelt wird, siehe Abbildung 2-4 c).

Im Vergleich zu Federkörpern nach dem Biegeprinzip sind die mechanischen Steifigkeiten von Stauchzylindern und Scherstäben wesentlich höher. Daher werden die beiden Prinzipien vor allem zur Messung von größeren Kräften im Nennlastbereich 10 N - 10 MN eingesetzt [2].

#### 2.1.4 DMS-Wägezellen

In DMS-Waagen werden sogenannte DMS-Wägezellen eingesetzt. Eine Wägezelle ist ein Kraftaufnehmer, mit dem man unter Berücksichtigung der Fallbeschleunigung und des Luftauftriebs Gewichte messen kann [18]. Auch DMS-Wägezellen bestehen grundlegend aus Federkörper, DMS und Brückenschaltung. Zur Messung kleiner Massen sind hier ebenfalls Federkörper nach dem Biegeprinzip am weitesten verbreitet. Wegen des gleichen zugrunde liegenden Prinzips werden Kraftaufnehmer und Wägezellen, außer es wird eindeutig darauf hingewiesen, im Weiteren nicht unterschieden.

#### 2.1.5 Messtechnische Anforderungen von DMS-Aufnehmern sowie deren Prüf- und Kalibriervorschriften

Im Allgemeinen ist das Ausgangssignal eines idealen Sensors linear zu seiner Eingangsgröße, zeitinvariant, wiederholbar, eindeutig und unabhängig von der eigenen Vorgeschichte sowie Störeinflüssen wie der Temperatur oder der Luftfeuchtigkeit. Diese idealen Eigenschaften werden von handelsüblichen DMS-Aufnehmern jedoch nicht erreicht. Die spezifischen messtechnischen Anforderungen an diese Aufnehmer sind in entsprechenden Normen und Empfehlungen berücksichtigt. Hier werden Prüf- und Auswertevorschriften vorgegeben, um die typischen Abweichungen vom idealen Verhalten festzustellen.

Kraftaufnehmer werden nach der Norm EN ISO 376 geprüft und klassifiziert [2, 15]. Nationale Kalibriervorschriften wie die DKD-R 3-3 [19] basieren auf dieser Norm. Die zu erfüllenden messtechnischen Kennwerte sowie die typischen Abweichungen von Kraftaufnehmern sind auch in der VDI-Richtlinie 2638 erläutert [20, 21]. Die Datenblattangaben von Kraftaufnehmern beziehen sich häufig auf die hier definierten Werte.

Für die Prüfung von Wägezellen gilt die internationale Empfehlung OIML R 60 [2, 18]. Vollständige Waagen werden auf Basis der OIML R 76 zertifiziert [2, 22]. Hier werden zusätzliche Anforderungen wie z.B. Eckenlastprüfungen der Waagen einbezogen. Diese Norm wird im Weiteren nicht diskutiert.

Die Untersuchungen der Federkörper bzw. Kraftaufnehmer im Rahmen dieser Arbeit orientieren sich an der Norm EN ISO 376, da hier alle wichtigen messtechnischen Eigenschaften und Abweichungen berücksichtigt sind. Bei der Entwicklung und Herstellung sind diese die ausschlaggebenden Kennwerte, auf deren Basis die Aufnehmer optimiert werden. Zusätzlich dazu soll die Eignung der Prüfeinrichtung für Untersuchungen von Wägezellen nach der Empfehlung OIML R 60 diskutiert werden.

Prinzipiell ist das Prüfregime der beiden erwähnten Vorschriften gleich. Nach dem Einbau des Aufnehmers in die Belastungseinrichtung wird seine zulässige Maximallast  $F_{max}$  bzw.  $M_{max}$  drei Mal aufgebracht (Vorlast), um die beim Einbau eventuell erzeugten mechanischen Spannungen im Federkörper zu lösen, vgl. Abbildung 2-5. Bei Kraftaufnehmern wird die Last  $F$  in N angegeben, bei Wägezellen spricht man von der Last  $M$  in kg. Nach einer vorgegebenen Pause werden definierte Laststufen angefahren, eine bestimmte Zeit konstant gehalten und währenddessen das Aufnehmersignal  $S$  erfasst. Aus diesem Signal werden dann die relevanten

Kennwerte für das Kriechen, die Umkehrspanne, die Wiederholpräzision, die Nullpunktabweichung und Interpolationsabweichung bzw. die Linearität berechnet. Weiterhin sind in der OIML R 60 zusätzliche Prüfungen z.B. des Temperaturverhaltens von Wägezellen definiert. Die Auswertung und die Darstellung der Kennwerte unterscheidet sich bei EN ISO 376 und OIML R 60 grundlegend. Die Ermittlung der Kennwerte wird Folgenden beleuchtet.

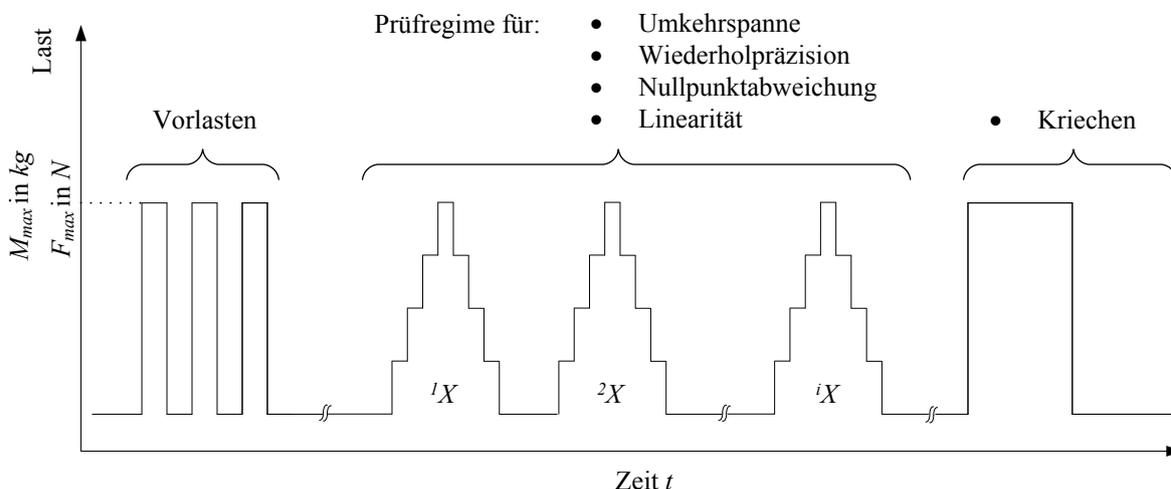


Abbildung 2-5: Prinzipielles Prüfregime mit stufenförmigen Lastzyklen  $iX$  zur Ermittlung von typischen Kennwerten der Kraftaufnehmer und Wägezellen

### Prüfung und Klassifizierung nach EN ISO 376

Die Dauer der Vorlasten beträgt jeweils zwischen 60 und 90 Sekunden. Anschließend werden die stufenförmigen Lastzyklen  $iX$  mit ansteigender und abfallender Last gefahren. Rotations-symmetrische Aufnehmer, wie zum Beispiel Stauchzylinder, müssen in verschiedenen Einbaustellungen geprüft werden. Dies ist für Aufnehmer nach dem Biegeprinzip nicht sinnvoll, weil sie in der Regel nur in einer Einbaustellung verwendet werden. Da im Rahmen dieser Arbeit Federkörper bzw. Aufnehmer nach dem Biegeprinzip untersucht werden, wird sich im Folgenden auf diese Variante der Prüfung beschränkt. Die Belastungszeit soll für alle Laststufen gleich sein und dabei mindestens 30 s betragen. Zwischen jedem Lastzyklus muss eine Pause von wenigstens 300 s eingehalten werden. Für die Bestimmung der Linearität sollten im Idealfall zehn gleich verteilte Laststufen angefahren werden. Die DKD-R 3-3 räumt hier auch die Möglichkeit von nur drei bzw. fünf Stufen ein. Wenn keine Messung der Umkehrspanne durchgeführt wird, muss das Kriechen ermittelt werden. Eine Prüfung der Temperaturabhängigkeit der Empfindlichkeit des Aufnehmersignals  $S$  und der erläuterten Kennwerte ist in der EN ISO 376 nicht vorgesehen. Es ist lediglich vorgegeben, dass die Prüfung bei einer auf  $\pm 1$  K stabilen Temperatur zwischen  $18\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $28\text{ }^{\circ}\text{C}$  durchgeführt werden muss. Ergänzend dazu wird bei Datenblattangaben nach VDI 2638 der Temperatureinfluss auf die Empfindlichkeit und das Nullsignal des Aufnehmers berücksichtigt.

Nach dem Ende der Prüfungen werden aus den Messwerten die Kennwerte des Kraftaufnehmers als relative Abweichungen vom idealen Wandlungsverhalten berechnet. Anhand der festgestellten maximalen Abweichungen erfolgt die Einteilung der Aufnehmer in eine von vier Klassen, vgl. Tabelle 9-1 im Anhang 9.2.1. Jede Klasse stellt unterschiedliche Anforderungen an die Unsicherheit  $u_F$  der verwendeten Kalibrierkraft. In der strengsten Geräteklasse (Klasse 00) darf  $u_F$  maximal  $1 \cdot 10^{-4}$  betragen. Die Normierung der Wiederholpräzision, der Umkehrspanne

und der Interpolationsabweichung erfolgt mit dem jeweiligen Istwert der entsprechenden Laststufe und nicht mit dem Wert bei Maximallast. Daher können bei kleinen Lasten große Zahlenwerte entstehen, was beim Vergleich mit Angaben nach VDI 2638 beachtet werden muss. Im Unterschied zur EN ISO 376 erfolgt die Normierung hier mit dem Aufnehmersignal bei Maximallast.

### Kriechprüfung nach EN ISO 376

Zur Prüfung des Kriechverhaltens wird die zulässige Maximallast auf den Kraftaufnehmer aufgebracht und konstant gehalten. In dieser Zeit wird das Belastungskriechen gemessen. Anschließend wird die Last wieder vollständig entfernt und das Entlastungskriechen aufgezeichnet, siehe Abbildung 2-6.

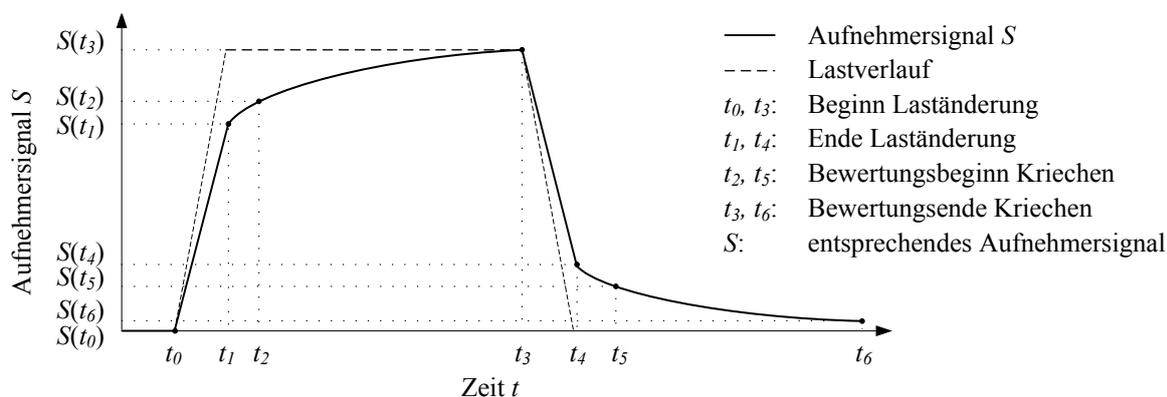


Abbildung 2-6: Aufnehmersignal  $S$  während der Kriechmessung mit Kennzeichnung der relevanten Messpunkte, angelehnt an Darstellung in [20]

Die Last wird rampenförmig geändert, da eine ideale Sprungfunktion technisch nicht realisierbar ist. Die Laständerungszeit  $t_F$  ist in der Norm nicht näher definiert, sollte aber so klein wie möglich gehalten werden:

$$t_F = t_1 - t_0 = t_4 - t_3 \quad (2.3)$$

Die Kennwerte für das Belastungskriechen  $c_B$  und Entlastungskriechen  $c_E$  sind definiert zu:

$$c_B = \frac{S(t_3) - S(t_2)}{S(t_2) - S(t_0)} \quad (2.4)$$

$$c_E = \frac{S(t_6) - S(t_5)}{S(t_5) - S(t_3)} \quad (2.5)$$

Für die Bestimmung des Entlastungskriechen  $c_E$  muss die Maximallast vorher mindestens 60 s aufgebracht werden. Das Aufnehmersignal  $S_2$  bzw.  $S_5$  wird jeweils 30 s und  $S_3$  bzw.  $S_6$  300 s nach Ende des Lastwechsels abgelesen. Der Bewertungszeitraum für das Kriechen ist also vergleichsweise klein gewählt. In Datenblättern nach VDI Richtlinie 2638 wird das Kriechen von Kraftaufnehmern häufig auf Basis einer 30-minütigen Belastung angegeben [23].

### Relative Umkehrspanne nach EN ISO 376

Abbildung 2-7 zeigt ein charakteristisches Aufnehmersignal  $S$  auf Basis von zwei Laststufen. Das Ablesen von  ${}^iS_j$  und  ${}^iS'_j$  bei zu- bzw. abnehmenden Laststufen  $j$  soll laut Norm frühes-

tens 30 s nach Beginn des jeweiligen Lastwechsels erfolgen. Der Laufindex  $i$  kennzeichnet den entsprechenden Zyklus. Diese Messwerte von  $S$  werden dann im Weiteren auch zur Ermittlung der anderen Kennwerte benötigt.

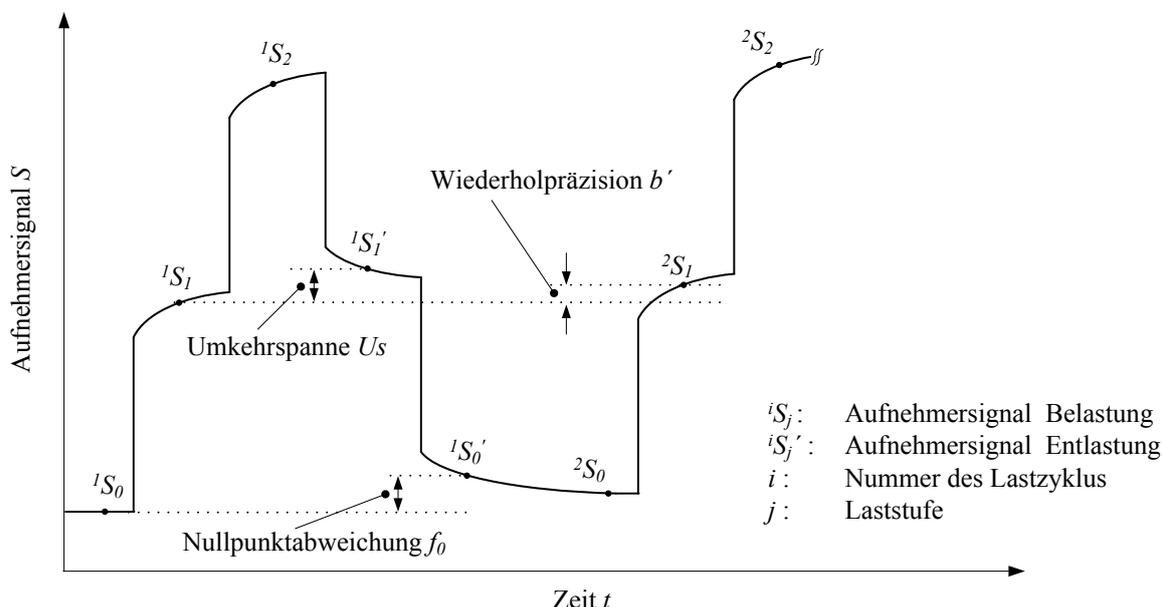


Abbildung 2-7: Aufnehmersignal  $S$  mit Kennzeichnung der relevanten Messpunkte zur Ermittlung der relativen Umkehrspanne  $U_s$ , der Wiederholpräzision  $b'$  und der Nullpunktabweichung  $f_0$

Die absolute Umkehrspanne bei der jeweiligen Laststufe  $j$  ist die Differenz der Werte des Aufnehmersignals bei absteigender und bei zunehmender Last. Zur Berechnung der relativen Umkehrspanne  $U_s$  wird die absolute Umkehrspanne mit dem um das Nullsignal reduzierten Aufnehmersignal bei der jeweiligen Laststufe normiert:

$${}^iU_{S_j} = \left| \frac{{}^iS_j' - {}^iS_j}{{}^iS_j - {}^iS_0} \right| \quad (2.6)$$

Schließlich wird noch ein Mittelwert der jeweiligen relativen Umkehrspanne über alle gemessenen Lastzyklen  $i$  gebildet. In der Norm sind dabei zwei Lastzyklen vorgeschrieben.

Aus Abbildung 2-7 ist zu erkennen, dass die gemessene Umkehrspanne auch vom Kriechen des Aufnehmersignals  $S$  beeinflusst wird. Dies gilt prinzipiell auch für die Wiederholpräzision und die Nullpunktabweichung.

### Relative Wiederholpräzision nach EN ISO 376

Die relative Wiederholpräzision  $b'$  der jeweiligen Laststufe  $j$  ist definiert als die Differenz der Werte des Aufnehmersignals  $S$  bei zwei aufeinanderfolgenden Lastzyklen normiert mit dem Mittelwert dieser beiden Messwerte, welcher um das Nullsignal des jeweils ersten Zyklus reduziert wird, vgl. Abbildung 2-7:

$${}^i b_j' = \left| \frac{{}^{i+1}S_j - {}^iS_j}{0,5 \cdot ({}^{i+1}S_j + {}^iS_j) - {}^iS_0} \right| \quad (2.7)$$

Laut Norm wird die Wiederholpräzision auf Basis von zwei treppenförmigen Belastungen mit jeweils einer anschließenden vollständigen einstufigen Entlastung ermittelt. Wie auch in Abbildung 2-7 dargestellt wird im Rahmen dieser Arbeit aber auch hier treppenförmig entlastet, da somit gleichzeitig die Umkehrspanne ermittelt werden kann. Prinzipiell ist bei dieser Methode die Zeitspanne zwischen den beiden zu vergleichenden Laststufen größer als bei einstufiger Entlastung. Da aber auch die Pausenzeiten zwischen den Belastungen nicht vorgeschrieben und damit frei wählbar sind, wird ein daraus resultierender möglicher Einfluss auf die ermittelte Wiederholpräzision vernachlässigt.

### Relative Nullpunktabweichung nach EN ISO 376

Die relative Nullpunktabweichung  ${}^i f_0$  ist die Differenz der Nullsignale nach und vor dem jeweiligen Lastzyklus  $i$ , normiert mit dem um das Nullsignal reduzierten Anzeigewert  $S_{max}$  bei der zulässigen Maximallast des Aufnehmers:

$${}^i f_0 = \frac{{}^i S_0' - {}^i S_0}{{}^i S_{j=\max} - {}^i S_0} \quad (2.8)$$

Zur Klassifizierung des Aufnehmers sollte die aus allen Messungen maximal ermittelte Nullpunktabweichung verwendet werden.

### Relative Interpolationsabweichung nach EN ISO 376

Prinzipiell wird hier für die gemessene Abhängigkeit des Aufnehmersignals von der Last  $S(F)$  eine Regressionsfunktion berechnet und die Abweichung der Messwerte zu den berechneten Werten ermittelt. Nach Norm ist die relative Interpolationsabweichung  ${}^i f_{c,j}$  definiert als die Differenz des Messwertes  $S$  bei der jeweiligen Laststufe und einer berechneten Ausgleichsfunktion  $S_{reg}(F)$  normiert mit dem entsprechenden Wert der Ausgleichsfunktion:

$${}^i f_{c,j} = \frac{{}^i S_j - {}^i S_{j,reg}}{{}^i S_{j,reg}} \quad (2.9)$$

Für die Berechnung der Ausgleichsfunktion bei einem Zyklus  $i$  werden also die Messwerte  ${}^i S$  von allen Laststufen  $j$  bei zunehmender Last benötigt. Die Ausgleichsfunktion kann dabei ein Polynom ersten, zweiten oder dritten Grades sein. Verwendet man ein Polynom ersten Grades, also eine Gerade, entspricht die so ermittelte lineare Interpolationsabweichung der Linearitätsabweichung des Aufnehmers. Diese wird häufig in Datenblättern angegeben, da sie am sinnvollsten zur Beurteilung der Leistungsfähigkeit des Aufnehmers ist.

### Prüfung und Klassifizierung nach OIML R 60

Auch Wägezellen werden auf Basis des in Abbildung 2-5 dargestellten Regimes geprüft. Grundlegend werden nach OIML R 60 die gleichen Einzelabweichungen vom idealen Verhalten des DMS-Aufnehmers wie bei EN ISO 376 untersucht. Ergänzend dazu beschränken sich die Untersuchungen aber nicht auf nur eine Temperatur, sondern erfolgen in der Regel bei konstanten Temperaturen von  $\vartheta = -10 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ , was ein dreimaliges Durchlaufen des Prüfregimes erfordert. Die definierten Fehlergrenzen sind bei jeder Temperatur einzuhalten. Darüber hinaus wird hier aus den Messergebnissen auch der Temperatureinfluss auf die Empfindlichkeit und das Nullsignal des Aufnehmers abgeleitet.

Im Gegensatz zu der Norm EN ISO 376, bei der eine Ermittlung der relativen Abweichungen erfolgt, berechnet man hier aus dem gemessenen Signal die Anzahl der eichfähigen Schritte  $n_{max}$  der Wägezelle. Die anschließende Klassifizierung der Wägezellen basiert auf diesem Kennwert. Für die Ermittlung der Anzahl der eichfähigen Teilungsschritte  $n_{max}$  werden alle Einzelabweichungen berücksichtigt. Die von  $n_{max}$  und der Geräteklasse abhängige Fehlergrenze darf in keiner Einzelprüfung überschritten werden. Die Vorgehensweise zur Berechnung von  $n_{max}$  ist in Anhang 9.2.3 dargestellt. Zur Kennzeichnung werden die Klasse und die Anzahl der eichfähigen Schritte angegeben. Wägezellen der Klasse A eignen sich für hochpräzise Messaufgaben, Klasse D stellt die niedrigsten Anforderungen an den Aufnehmer. Eine Wägezelle der Klasse C3 besitzt beispielsweise 3000 eichfähige Schritte. Bei einer Nennlast von 3 kg, wie z.B. in [23], beträgt der kleinste Teilungsschritt  $e$  dann 1 g. In diesem Fall gilt eine Fehlergrenze (maximum permissible error)  $mpe = 1,05 \cdot e = 1,05$  g für diese Wägezelle. Im Allgemeinen kann man sagen, dass jede betrachtete Einzelabweichung einer Wägezelle gleich oder kleiner als ein eichfähiger Teilungsschritt  $e$  ist. Der Reziprokwert der Teilungsschritte  $1/n_{max}$  entspricht somit generell einer maximalen relativen Messabweichung. Diese Umrechnung ermöglicht eine prinzipielle Vergleichbarkeit zu Angaben nach EN ISO 376.

Eine Prüfeinrichtung, mit der Kraftaufnehmer nach EN ISO 376 untersucht werden können und die darüber hinaus auch bei verschiedenen konstanten Temperaturen messen kann, eignet sich somit auch zur Untersuchung von Wägezellen nach OIML R 60. Das gilt allerdings nicht für die definierten Feuchte- und Druckprüfungen und die Untersuchungen zur elektromagnetischen Störfestigkeit. Diese drei Kennwerte werden im Weiteren nicht diskutiert.

### **2.1.6 Leistungsfähigkeit und Grenzen der DMS-Aufnehmer**

Mit ausgesuchten DMS-Kraftaufnehmern, die auf dem Biegeprinzip basieren, werden nach dem Stand der Technik im besten Fall relative Messunsicherheiten von  $1 \cdot 10^{-4}$  erreicht [1, 2]. Aktuelle DMS-Wägezellen erzielen in der Klasse C bis zu  $n_{max} = 6000$  eichfähige Teilungsschritte [2]. Einige wenige ausgewählte Wägezellen bieten sogar  $n_{max} = 10000$  Schritte [2, 24], was im Umkehrschluss ebenfalls Messabweichungen von  $1 \cdot 10^{-4}$  entspricht.

In Untersuchungen an Wägezellen aus einkristallinem Silizium konnte das Potential von mindestens 30000 eichfähigen Auflösungsschritten in der Klasse B nachgewiesen werden [24, 25]. Dies wird unter anderem erreicht, weil das einkristalline Silizium nahezu keine elastischen Nachwirkungen zeigt und weil die DMS durch Aufdampfen direkt auf das Silizium appliziert werden. Dieses Ergebnis verdeutlicht noch einmal die Relevanz der mechanischen Wandlungseigenschaften des Federkörpermaterials beziehungsweise der Kompensation der Abweichungen, die zum einen vom Federkörpermaterial und zum anderen von den DMS hervorgerufen werden.

## **2.2 Werkstoffprüfung und -untersuchungen**

Aufgrund der oben dargestellten Relevanz der mechanischen Wandlungseigenschaften der Federkörper, insbesondere der elastischen Nachwirkungen, sollen im Folgenden Verfahren bzw. Methoden zur Ermittlung dieser Eigenschaften vorgestellt werden. Dabei wird vordergründig auf die Untersuchung der Zeitabhängigkeit der Verformung bei konstanter Last eingegangen. Ausgehend davon soll die Eignung der Methoden für die gleichzeitige Ermittlung der

mechanischen Wandlungseigenschaften von Federkörpern und des entsprechenden Aufnehmersignal  $S$  diskutiert werden.

### 2.2.1 Normen

Die Ermittlung der zeitabhängigen Verformung von Materialien bei konstanter Last wird in der Werkstofftechnik als Zeitstandversuch bezeichnet [26, 27]. Auch hier kann man die Methoden anhand der Beanspruchung unterscheiden. Wesentlich sind der Zeitstand-Biegeversuch nach EN ISO 899-2 [28] und der einachsige Zeitstandversuch nach DIN EN ISO 204 [29].

Auf Basis des Zeitstand-Biegeversuchs wird das Kriechen von Kunststoffen gemessen. Dabei ruht die quaderförmige Probe auf zwei Auflagern während über eine Schneide eine konstante Prüfkraft  $F$  eingeleitet wird, vgl. Abbildung 2-8 a).

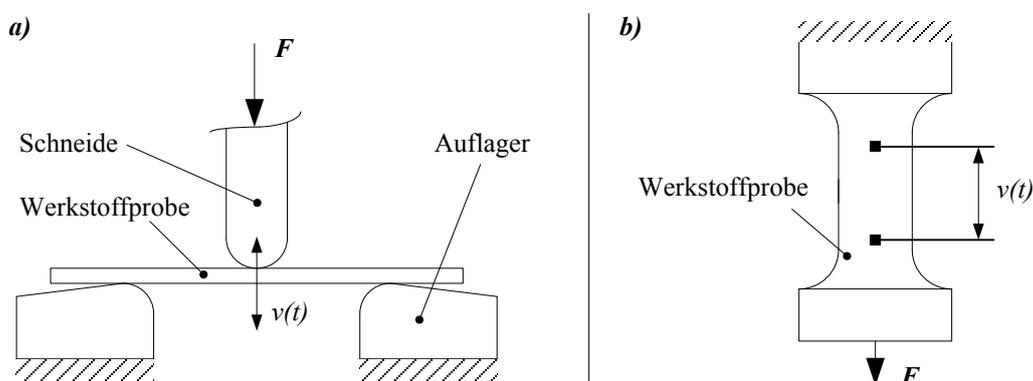


Abbildung 2-8: a): Zeitstand-Biegeversuch nach EN ISO 899-2; b): einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung nach DIN EN ISO 204 zur Ermittlung der zeitabhängigen Verformung  $v(t)$

Die zeitabhängige Verformung  $v(t)$  der Probe wird dabei in der Regel direkt an der Schneide z.B. mit einem induktiven Taster gemessen. Kunststoffe zeigen elastische Nachwirkungen im ein- bis zweistelligen Prozentbereich pro Stunde. Bei absoluten Verformungen im Millimeterbereich ist diese Methode somit gut für die Messung der zeitabhängigen Verformung von Kunststoffen geeignet. Darüber hinaus ist der beschriebene Aufbau auch für Untersuchungen der elastischen Nachwirkungen von für die Kraftmessung geeigneten Werkstoffen wie Aluminium, Quarz oder Silizium brauchbar [14]. Allerdings ist die Reproduzierbarkeit der Einzelmessungen bei diesen Versuchen eingeschränkt, da die Proben bei mehreren Lastwechseln zum Verrutschen neigen [14]. Außerdem unterscheiden sich die hier verwendeten Messobjekte deutlich von den Federkörpern, wie sie in der Kraftmess- und Wägetechnik eingesetzt werden. Somit ist dieser Aufbau nicht geeignet, um gleichzeitig das Aufnehmersignal  $S$  und das mechanische Wandlungsverhalten des entsprechenden Federkörpers zu untersuchen.

Der einachsige Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung wird zur Ermittlung des Kriechens von Metallen bei deutlich erhöhten Temperaturen von mehreren einhundert Grad Celsius verwendet. Dabei wird eine rotationsymmetrische Werkstoffprobe einseitig fest eingespannt und am freien Ende die Prüfkraft  $F$  angehängt, siehe Abbildung 2-8 b). Die zeitabhängige Verformung  $v(t)$  wird zwischen zwei am Probekörper definierten Punkten gemessen. Auch hier liegen die gemessenen zeitabhängigen Verformungen im Prozentbereich und sind dabei überwiegend plastisch. Mit diesem Versuch werden in erster Linie die beiden

Kennwerte Zeitstandfestigkeit  $R_m$  und Zeitdehngrenze  $R_p$  ermittelt [26, 27]. Die Zeitstandfestigkeit  $R_m$  ist die mechanische Spannung, die bei gegebener Temperatur und Zeit zum Bruch der Probe führt. Die Zeitdehngrenze  $R_p$  beschreibt die Spannung, die bei definierter Belastungszeit und Temperatur zu einer gegebenen plastischen Dehnung führt. Prinzipiell sind die Form der hier verwendeten Probekörper und die Art der Beanspruchung sehr ähnlich zu Aufnehmern, die als Stauch- bzw. Zugzylinder ausgeführt sind. Somit wäre es mit dieser Anordnung grundlegend möglich das Aufnehmersignal  $S$  und die mechanischen Wandlungseigenschaften eines solchen Federkörpers gleichzeitig zu ermitteln. Da die Steifigkeit solcher Federkörper aber vergleichsweise hoch ist, müssten sehr große Lasten aufgebracht werden und gleichzeitig extrem hohe Anforderungen an die Stabilität des mechanischen Aufbaus, die Temperatur sowie die Verformungsmessung gestellt werden. Derartige Untersuchungen in [14] wurden abgebrochen, weil das von dem induktiven Taster aufgezeichnete Verformungssignal nicht hinreichend von Temperatureinflüssen getrennt werden konnte, um die elastischen Nachwirkungen der Proben bei Raumtemperatur im Nanometerbereich zu erfassen.

### 2.2.2 Weitere Verfahren

Am Institut Prozessmess- und Sensortechnik wurden in der Vergangenheit interferenzoptische Kraftsensoren aufgebaut und auf deren Basis die relevanten Wandlungseigenschaften der Federkörper ermittelt [12, 13]. Der Federkörper besaß dabei prinzipiell die Form einer Stimmgabel. Die Prüflast wurde an einem Arm der Stimmgabel angelegt und die dadurch generierte Abstandsänderung der beiden Arme interferometrisch ausgewertet. Die Komponenten des Michelson-Interferometers, wie Teilerwürfel, Lauf- und Referenztripelprisma waren dazu an den jeweiligen Stimmgabelarmen befestigt. Auf die Interferometerkomponenten wirkt keine Kraft, wenn die Prüflast eingeleitet wird. Dieses Verfahren ist sehr gut zur Ermittlung der Kennwerte der Federkörper, wie elastische Nachwirkungen oder auch Umkehrspanne, geeignet. Durch das gewählte Konzept werden eine Wegauflösung im Nanometerbereich sowie eine Rückführbarkeit der Verformungsmessung auf die Wellenlänge des eingesetzten Lichtes erreicht. Nachteilig ist der hohe Aufwand, da jeder Federkörper mit einem eigenen Interferometer versehen werden muss. Außerdem weicht auch hier die Bauart der Federkörper von der Form heute gebräuchlicher DMS-Aufnehmer ab. Eine gleichzeitige Ermittlung von Aufnehmersignal  $S$  und den mechanischen Wandlungseigenschaften ist also nicht ohne grundlegende Änderung der Federkörperform möglich.

Grundlagenuntersuchungen zum Effekt der elastischen Nachwirkungen wurden in der Vergangenheit häufig auf Basis von tordierten Drahtproben durchgeführt. Hier sind schon Forschungen aus dem 19. Jahrhundert bekannt [30]. Die Verformung wird dabei z.B. über mehrfaches Verdrillen des Drahtes mittels einer Spulen- und Magnetpaarung erzeugt. Ein daran aufgehängter Spiegel reflektiert einen Lichtstrahl, dessen Ablenkung schließlich detektiert wird [14]. Der Vorteil hier ist die vergleichsweise sehr hohe Auflösung dieses Verfahrens, was eine Messung von sehr kleinen elastischen Nachwirkungen ermöglicht. Von Nachteil sind der recht aufwendige Versuchsaufbau und der Umstand, dass ein solcher tordierter Drahtprobekörper sehr weit von gebräuchlichen Federkörperformen und damit Anwendungen in der Kraftmess-technik entfernt ist. Ein Aufnehmersignal  $S$  kann aus dem Draht nicht gewonnen werden.

### 2.2.3 Ergebnisse

Aus verschiedenen wissenschaftlichen Arbeiten gehen Ergebnisse für in der Kraftmess- und Wägetechnik relevante Werkstoffkennwerte bei Raumtemperatur hervor. Im Folgenden soll ein kurzer Überblick darüber gegeben werden.

#### Aluminium

In [14] wurden die zeitabhängige Verformung von verschiedenen Proben auf Basis des Biegeversuchs nach EN ISO 899-2 gemessen. Dreißig Minuten nach dem Lastwechsel wurden relative elastische Nachwirkungen von AlMg3 im Bereich von  $0,2 \cdot 10^{-3}$  -  $1,1 \cdot 10^{-3}$  festgestellt. Die relativen elastischen Nachwirkungen sind hier wie das Kriechen des Aufnehmersignals analog Gleichung (2.4) und (2.5) berechnet. Der relative Temperaturkoeffizient  $TK(E_0)$  verschiedener Aluminiumlegierungen liegt im Bereich von  $-4,8 \cdot 10^{-4}/K$  bis  $-5,8 \cdot 10^{-4}/K$  [31, 32].

#### Stahl

In [12, 13] wurden relevante Werkstoffparameter auf Basis von stimmgabelförmigen Federkörpern aus verschiedenen Werkstoffen ermittelt. Für Molybdän-Maraging-Stahl ergaben sich in [12] relative elastische Nachwirkungen nach einer Stunde von  $2,8 \cdot 10^{-4}$ , eine maximale relative Umkehrspanne von  $5 \cdot 10^{-5}$  sowie relative Linearitätsabweichungen von  $\pm 3 \cdot 10^{-4}$ . Der relative Temperaturkoeffizient  $TK(E_0)$  unterschiedlicher Chrom-Nickelstähle liegt in der Größenordnung von  $-2,4 \cdot 10^{-4}/K$  bis  $-3,3 \cdot 10^{-4}/K$  [31, 32].

#### Quarzglas

Untersuchungen von Federkörpern aus Quarzglas sind in [13] zu finden. Hier wurden relative elastische Nachwirkungen nach einer Stunde von  $2,3 \cdot 10^{-4}$  und relative Linearitätsabweichungen von  $2 \cdot 10^{-5}$  gemessen. Außerdem wurde der Temperaturkoeffizient des E-Moduls von Quarzglas mit  $TK(E_0) = 2,2 \cdot 10^{-4}/K$  ermittelt. Die in [14] festgestellten elastischen Nachwirkungen sind gut mit den in [13] gemessenen vergleichbar und beliefen sich nach 30 Minuten auf  $< 1 \cdot 10^{-4}$ . Bei den Untersuchungen in [14] wurde allerdings bemerkt, dass die Nachwirkungen von Quarzglas im Vergleich zu den anderen Proben am schlechtesten reproduzierbar waren.

#### Einkristalline Werkstoffe

Ebenfalls in [14] wurden Proben aus einkristallinem Silizium und Germanium untersucht. Für Silizium ergaben sich relative elastische Nachwirkungen von  $< 5 \cdot 10^{-5}$ , bei Germaniumproben sogar von  $< 5 \cdot 10^{-6}$ , was in diesem Falle die Auflösungsgrenze des Messsystems darstellte.

## 2.3 Kapitelzusammenfassung

Die DMS-Kraftaufnehmer und DMS-Wägezellen nach dem Stand der Technik bestehen prinzipiell aus einem Federkörper und den darauf aufgeklebten Dehnmesstreifen. Ihre Leistungsfähigkeit wird auf Basis von verschiedenen Normen bzw. Richtlinien überprüft und bewertet. Dabei werden unter anderem die typischen Messabweichungen des Aufnehmersignals, d.h. das Kriechen, die Umkehrspanne und die Nichtlinearität ermittelt. Aufgrund des Aufbaus der Aufnehmer werden diese messtechnischen Kennwerte gleichzeitig von den Wandlungs- bzw. Übertragungseigenschaften der Federkörper, der DMS und ihrer Kunststoffträgerfolie sowie der Klebeschicht bestimmt. Zum Beispiel ergibt sich das Kriechen des elektrischen Aufnehmersignals aus einer Überlagerung der elastischen Nachwirkungen des Federkörpers und dem entgegengesetzten Zurückkriechen der DMS. Durch geeignete Anpassung der DMS und des Klebers auf die mechanischen Wandlungseigenschaften des Federkörpers können die genannten Kennwerte optimiert werden. Nur durch diese Anpassung können DMS-Aufnehmer die hohen messtechnischen Anforderungen erfüllen [4]. Bei der Entwicklung und Herstellung solcher Aufnehmer besteht aber das Problem, dass zur Optimierung der Eigenschaften nur das elektrische Signal der DMS zur Verfügung steht, welches sich aus den Wandlungs- und Übertragungseigenschaften aller Glieder der Messkette ergibt. Die Einflüsse verschiedener DMS, Klebstoffe und Werkstoffe können prinzipiell nur grob abgeschätzt werden. Für eine optimale Anpassung sind daher aufwendige Versuchsreihen mit Variationen der Einflussgrößen nötig.

Eine gleichzeitige Messung des elektrischen Aufnehmersignals und der mechanischen Wandlungseigenschaften des Federkörpers bietet hingegen verschiedene Vorteile für die Entwicklung und Herstellung von DMS-Aufnehmern. Zum einen wird die direkte sowie eindeutige Prüfung und Auswahl eines geeigneten Federkörpermaterials erleichtert. Zum anderen kann man mit Hilfe von beiden Signalen auch zusätzlich Rückschlüsse auf die Wandlungs- und Übertragungseigenschaften der DMS und des Klebestoffs ziehen. Dies würde eine zielgerichtete Reduzierung der typischen Messabweichungen der Aufnehmer erleichtern und beschleunigen.

Die mechanischen Wandlungseigenschaften können aus einer Messung der zeit- und lastabhängigen Verformung der Federkörper bestimmt werden. Hierzu eignen sich in der Kraftmess- und Wägetechnik gebräuchliche Doppelbiegebalken mit knochenförmigen Ausfräsungen sehr gut, da diese eine vergleichsweise niedrige Steifigkeit besitzen. Die typische Verformung der Doppelbiegebalken bei Maximallast liegt hier in der Größenordnung von 0,1 mm. Möchte man die mechanischen Wandlungseigenschaften mit einer relativen Auflösung von  $1 \cdot 10^{-6}$  darstellen, so ist eine Wegauflösung von 0,1 nm nötig. Daraus ergeben sich sehr hohe Anforderungen an die Prüfeinrichtung, insbesondere an die Temperatur und Langzeitstabilität der Verformungsmessungen. Bekannte Aufbauten zur Werkstoffprüfung eignen sich nicht optimal für die gleichzeitige Messung des Aufnehmersignals und der mechanischen Wandlungseigenschaften der Federkörper.



## 3 Grundlagen

Die mechanischen Wandlungseigenschaften der Federkörper werden in erster Linie von ihren Werkstoffeigenschaften vorgegeben. Daher sollen in diesem Kapitel die Grundlagen und die Ursachen für das Verhalten von technischen Werkstoffen diskutiert werden. Dabei wird wegen der zentralen Bedeutung für die Leistungsfähigkeit der Aufnehmer auf Basis des Federkörperprinzips insbesondere auf den Effekt der elastischen Nachwirkungen eingegangen.

### 3.1 Anelastisches Verhalten der Werkstoffe

Im Allgemeinen geht man bei den meisten technischen Werkstoffen, wie z.B. Metallen, von idealelastischem Verhalten aus, solange das Werkstück im elastischen Bereich verformt wird. Dieses Verhalten ist mit dem Hooke'schen Gesetz eindeutig beschrieben. Die mechanische Spannung  $\sigma$  ist dabei linear, zeitinvariant, eindeutig und reversibel über den Proportionalitätsfaktor  $E_0$  (Elastizitätsmodul) mit der Dehnung  $\varepsilon$  verknüpft:

$$\sigma = \varepsilon \cdot E_0 \quad (3.1)$$

Ein Werkstoff mit diesen Eigenschaften würde sich ideal als Federkörpermaterial zur linearen, zeitinvarianten, eindeutigen und reversiblen Wandlung einer eingeleiteten Kraft  $F$  in eine Dehnung  $\varepsilon_{FK}$  eignen.

Im Gegensatz dazu zeigen reale Werkstoffe aber oft anelastisches Verhalten [14, 33]. Die für die Kraftmesstechnik wesentliche Eigenschaft von anelastischem Verhalten ist, dass die endgültige Dehnung nach Spannungsänderung nicht sofort eingenommen wird, sondern zeitabhängig ist. Eine eindeutige Spannungs-Dehnungsbeziehung wird also nur nach Abschluss der zeitabhängigen Dehnungsänderung erreicht. Eine weitere Konsequenz ist, dass für die Definition der Linearität immer auch die vergangene Zeit nach der Spannungsänderung berücksichtigt werden muss. Bei linearem anelastischem Verhalten muss nach dem Boltzmann'schen Superpositionsprinzip gelten: Erzeugt die Spannung  $\sigma_1(t)$  die Dehnung  $\varepsilon_1(t)$  und die Spannung  $\sigma_2(t)$  die Dehnung  $\varepsilon_2(t)$ , dann muss sich bei der Spannung  $\sigma_3(t) = \sigma_1(t) + \sigma_2(t)$  die Dehnung  $\varepsilon_3(t) = \varepsilon_1(t) + \varepsilon_2(t)$  einstellen [7, 14]. Die Materialeigenschaften sind im linear anelastischen Bereich also nur von der Zeit und nicht von der Höhe der Beanspruchung abhängig [34].

Im Umkehrschluss stellt sich bei anelastischem Verhalten die endgültige Spannung verzögert ein, wenn eine Dehnung vorgegeben wird. Dieses Phänomen ist auch als Spannungsrelaxation bekannt [27, 35, 36].

Eine andere gebräuchliche Bezeichnung für das zeitabhängige elastische Verhalten von Werkstoffen ist die Viskoelastizität [7, 14, 26, 35, 36]. Diese Bezeichnung ist vor allem bei Kunststoffen gebräuchlich.

Die für die Kraftmess- und Wägetechnik relevanten Effekte, die sich aus dem oben Erwähnten ergeben, werden im Folgenden erläutert.

## 3.2 Elastische Nachwirkungen

Aus der Eigenschaft der Anelastizität von Werkstoffen geht der Effekt der elastischen Nachwirkungen (ENW) hervor, welcher die Leistungsfähigkeit von Aufnehmern nach dem Federkörperprinzip entscheidend einschränkt, vgl. Kapitel 2. Prinzipbedingt ist ein Federkörper so ausgelegt, dass die Verformung bei Maximallast stets im elastischen Bereich bleibt. Somit reagiert der Federkörper (FK) beim Aufbringen einer konstanten Kraft  $F$  mit einer reversiblen Änderung der Dehnung  $\varepsilon_{FK}$  bzw. der Verformung  $v_{FK}$ . Diese bestehen aus einer spontanen Verformung  $(\varepsilon_{0,FK}, v_{0,FK})$ , welche sich unmittelbar nach dem Aufbringen der Last einstellt, sowie einem zeitabhängigen Anteil  $\varepsilon_{FK}(t)$  und  $v_{FK}(t)$ . Der zeitabhängige Anteil wird dabei elastische Nachwirkungen genannt und kann generell als Exponentialfunktion mit endlichen Zeitkonstanten beschrieben werden [37]. Auch beim Wegnehmen der Last reagiert der Federkörper mit einer entsprechenden spontanen und einer zeitabhängigen Dehnungs- bzw. Verformungsänderung. Der ursprüngliche Ausgangszustand der Verformung wird also erst nach einer definierten Zeit wieder erreicht. Der generelle Verlauf der Verformung  $v_{FK}(t)$  in Abhängigkeit der Last entspricht somit dem Aufnehmersignal  $S$  aus Abbildung 2-6. Angelehnt an das aus dieser Abbildung abgeleitete Kriechen  $c$  des Aufnehmersignals  $S$  werden die ENW im Rahmen der Arbeit auf Basis der gemessenen Federkörperverformungen nach EN ISO 376 berechnet. Dazu muss  $S(t)$  in dieser Darstellung durch die Verformung  $v_{FK}(t)$  ersetzt werden. Für die zeitabhängigen relativen elastischen Nachwirkungen bei Belastung gilt demnach:

$$C_{FK,B}(t_c) = \frac{v_{FK}(t \geq t_2) - v_{FK}(t_2)}{v_{FK}(t_2) - v_{FK}(t_0)} = \frac{C_{abs,FK,B}}{v_{0,FK,B}} \quad (3.2)$$

und für die Entlastung:

$$C_{FK,E}(t_c) = \frac{v_{FK}(t \geq t_5) - v_{FK}(t_5)}{v_{FK}(t_5) - v_{FK}(t_3)} = \frac{C_{abs,FK,E}}{v_{0,FK,E}} \quad (3.3)$$

Dabei stellt der Zähler des Quotienten jeweils die absoluten elastischen Nachwirkungen (abs. ENW)  $C_{abs,FK}$  und der Nenner die vorausgehende spontane Verformung  $v_{0,FK}$  dar. Die Zeit nach dem jeweiligen Lastwechsel ist mit  $t_c$  gekennzeichnet. Entsprechend der Norm EN ISO 376 wird auch hier der Beginn der erfassten ENW zum Zeitpunkt 30 s nach dem vorausgehenden Lastwechsel gewählt ( $t_2 - t_1 = t_5 - t_4 = 30$  s).

Die elastischen Nachwirkungen eines Federkörpers haben immer die gleiche Richtung wie die vorausgehende spontane Verformung  $v_0$  [4]. Da diese mit der jeweiligen spontanen Verformung normiert werden, sind die relativen elastischen Nachwirkungen (rel. ENW) nach Gleichung (3.2) und (3.3) immer positiv, vgl. Abbildung 3-1. Weil die elastischen Nachwirkungen auch von der Vorgeschichte des Lastverlaufes abhängen, sind Be- und Entlastungskurve nicht zwingend gleich. Dies wird im Abschnitt 3.2.4 näher beleuchtet.

Der Effekt der zeitabhängigen Änderung der Dehnung bzw. der Verformung wird auch häufig als Kriechen bezeichnet [7, 14, 26, 27, 36]. Allerdings wird bei der Verwendung dieses Begriffs nicht in elastische und plastische Verformungen unterschieden. In [27] wird Kriechen sogar als ein rein irreversibler Verformungsprozess definiert. Daher ist der Begriff elastische Nachwirkungen die eindeutigere Bezeichnung für eine reversible zeitabhängige Änderung der Verformung bei konstanter Last. Allerdings ist der Begriff des Kriechens auch selbst in der Kraftmess- und Wägetechnik etabliert [15, 19, 18], obwohl hier plastische Verformungen der

Federkörper vermieden werden. Deshalb wird auch an entsprechenden Stellen dieser Arbeit der Begriff Kriechen verwendet, es sind damit aber prinzipiell reversible Vorgänge gemeint.

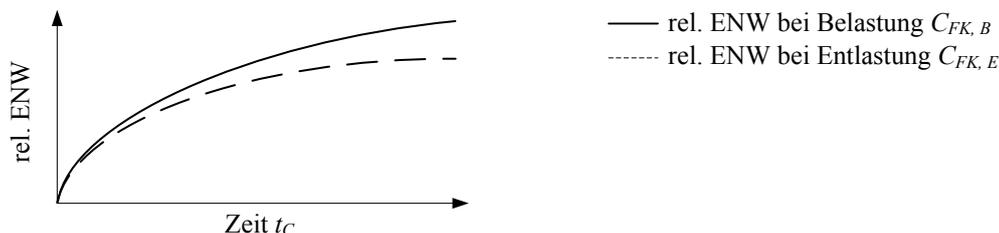


Abbildung 3-1: Relative elastische Nachwirkungen (rel. ENW) bei Be- und Entlastung in Abhängigkeit der Zeit  $t_C$  nach dem jeweiligen Lastwechsel nach Gleichung (3.2) und (3.3)

Als die Ursachen von elastischen Nachwirkungen werden in der Literatur atomare Umordnungsprozesse und der thermoelastische Effekt genannt [7, 14, 33]. Diese Ursachen sollen im Folgenden näher erläutert werden.

### 3.2.1 Ursache atomare Umordnungsprozesse

Eine Ursache von elastischen Nachwirkungen sind diffusionsgetriebene thermisch aktivierte Platzwechselfvorgänge [7, 14, 27, 33] von Atomen bzw. Atomgruppen innerhalb der Struktur eines verformten Bauteils. Die Zeitkonstante  $\tau_{PW}$  der Platzwechsel ist abhängig von der für den Platzwechsel benötigten Aktivierungsenergie  $A$ , der Boltzmannkonstante  $k_B$ , der tatsächlichen Beweglichkeit der jeweiligen Atome, also deren Temperatur, und einer weiteren Konstante  $D$ . Die Aktivierungsenergie  $A$  und die Konstante  $D$  sind dabei werkstoffabhängig. Die Zeitkonstante  $\tau_{PW}$  kann über die Arrheniusgleichung abgeschätzt werden [7, 14, 36]:

$$\tau_{PW} = D \cdot e^{\left(\frac{A}{k_B \cdot T}\right)} \quad (3.4)$$

Die Wahrscheinlichkeit für Platzwechsel steigt mit höherer Temperatur, wodurch die entsprechende Zeitkonstante  $\tau_{PW}$  sinkt.

In der Literatur sind verschiedene Mechanismen von atomaren Umordnungsprozessen bekannt, die als Ursache für elastische Nachwirkungen in Frage kommen. Vor allem sind hier die Diffusion von Punktdefekten, reversible Versetzungsbewegungen sowie die Korngrenzenanelastizität zu nennen [14, 33].

#### Diffusion von Punktdefekten

Punktdefekte sind zum Beispiel Leerstellen, Einlagerungsatome, Substitutionsatome sowie Kombinationen aus diesen Defekten [14]. Ein gut bekanntes Beispiel ist die spannungsinduzierte Diffusion von C- und N-Atomen in kubisch raumzentriertem Eisen (krz-Eisen). Im unbelasteten Zustand sind diese Einlagerungsatome statistisch im Gitter des Eisens verteilt. Wird eine elastische Dehnung auf die Eisenelementarzellen aufgebracht, so werden die Gitterlücken in Richtung der Verformung größer und die Lücken quer zur Verformung werden kleiner. In diesem Zustand sind nicht mehr alle Gitterlücken energetisch gleichwertig und die C- und N-Atome diffundieren in die gedehnten Gitterlücken [14, 33], siehe Abbildung 3-2. Bei Wegnahme der Kraft diffundieren die Atome wieder an ihre ursprünglichen bzw. entsprechenden Git-

terplätze zurück, um durch eine statistische Besetzung gleichwertiger Zwischengitterplätze auch eine gleichmäßige Gitterverzerrung zu bewirken [33]. Dieser Mechanismus wird als Snoekrelaxation bezeichnet [14].

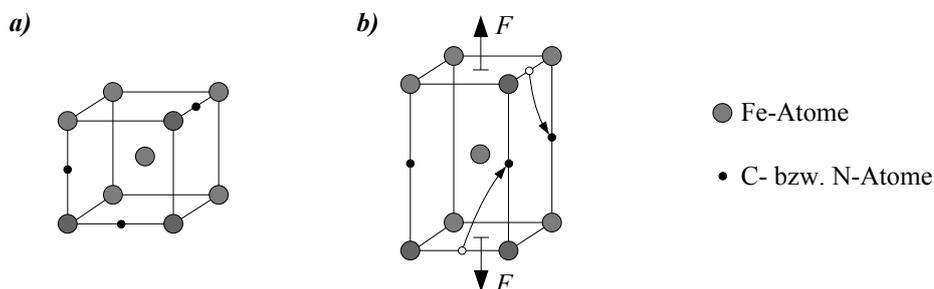


Abbildung 3-2: Spannungsinduzierte Diffusion von C- bzw. N-Atomen in einem krz- Eisen Gitter nach Aufbringen einer Kraft  $F$ ; a): statistische Besetzung, b): spannungsorientierte Besetzung, nach [33]

In [7] wird ein solcher spannungsinduzierter Platzwechsel mit Hilfe der Potentialverteilung in der Atomstruktur beschrieben. Durch das Aufbringen einer Spannung wird die Potentialverteilung derart verzerrt, dass sich die Aktivierungsenergie  $A$  um  $\Delta A$  verkleinert und damit die Wahrscheinlichkeit eines Platzwechsels steigt, vgl. Abbildung 3-3. Das Atom kann in die energetisch niedrigere und damit günstigere Potentialmulde wechseln.

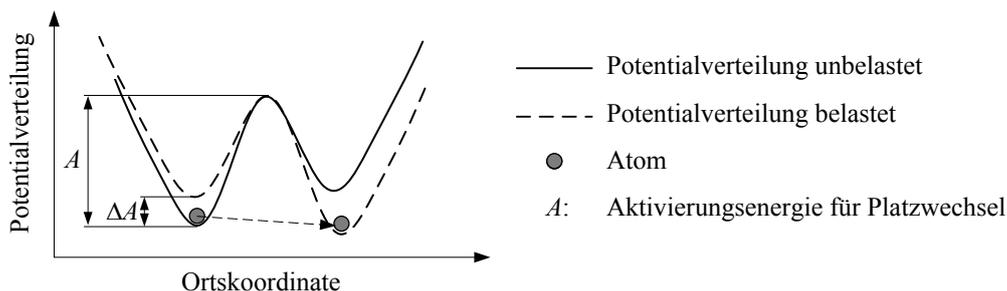


Abbildung 3-3: Spannungsinduzierter Platzwechsel eines Atoms zwischen zwei Potentialmulden durch Verzerrung der Potentialverteilung und damit einhergehender Verkleinerung der Aktivierungsenergie um  $\Delta A$

Als weiterer Mechanismus ist hier die Zehnerrelaxation zu nennen [14]. Diese beschreibt eine Diffusion von Substitutionsatomen, die auf benachbarten Gitterplätzen Paare bilden und sich unter dem Einfluss der Spannung umordnen. Im spannungslosen Zustand sind diese Paare gleichmäßig verteilt, unter Spannung gibt es Vorzugsrichtungen. Bei Raumtemperatur liegt die Zeitkonstante dieses Mechanismus im Bereich von 1000 Stunden. Darüber hinaus sind Diffusionserscheinungen von überschüssigen Eigenatomen, Leerstellen und Platzwechsel von Eigenatomen um ihre Substitutionspartner herum bekannt [14]. Die Diffusion von Punktdefekten ist also stark von der Zusammensetzung und der Struktur des Werkstoffes abhängig.

### Reversible Versetzungsbewegungen

Ein weiterer Mechanismus, der zu elastischen Nachwirkungen führt, sind reversible Versetzungsbewegungen bzw. Versetzungsrelaxationen [14, 33]. Dieser Effekt tritt oft bei deformierten Werkstoffproben auf, bei denen sich die Bewegungen von vorhandenen Versetzungen

z.B. durch Potentialbarrieren oder Hindernisse gegenseitig hemmen und dies schließlich zu innerer Reibung führt. Dieser Effekt entsteht in der Regel an kaltverformten Proben und ist an das Vorhandensein von Versetzungen gekoppelt. Allerdings ist anzumerken, dass die Zeitkonstante bei Raumtemperatur in der Größenordnung von Piko- bis Nanosekunden liegt und damit hier nicht messbar ist.

### **Korngrenzen-Anelastizität**

Hierzu gibt es in der Literatur verschiedene Erklärungen. Eine Theorie von Zehner ist das viskose Abgleiten von zwei Körnern um äußere Spannungen abzubauen. Dabei wird die Spannung von den Enden des betrachteten Korngrenzensegments durch rein elastische Verzerrung aufgenommen. Nach Wegnahme der Kraft ziehen sich die äußeren Enden des Segments wieder zusammen, wodurch das vorherige Abgleiten der beiden Körner wieder abgebaut wird [14].

In einer Theorie nach Leak werden elastische Nachwirkungen auf reversible Wanderungen von Korngrenzen zurückgeführt. Als Ursache dafür wird die unterschiedliche Verformung angrenzender Kristallite durch die Richtungsanisotropie in Polykristallen angenommen [14].

Ähnliche Annahmen werden auch in [38] aufgegriffen. Danach treten bei fast jeder Verformung von polykristallinen Metallen, selbst wenn sie nach außen als rein elastisch erscheint, plastische Deformationen von einzelnen mikroskopischen Bereichen in der Werkstoffstruktur auf. Diese Bereiche können innerkristalline Materie oder Kristallite sein, die durch die Richtungsanisotropie ungünstig verformt werden. Bei Wegnahme der Spannung entspannen sich die elastisch deformierten Kristallite wieder und damit auch die eingeschlossenen plastisch verformten Bereiche. Die eingeschlossenen Bereiche wirken also wie ein Dämpfer. Die makroskopische Verformung ist zeitabhängig aber reversibel.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass es für diesen Mechanismus keine geschlossene Theorie gibt [14].

Messtechnisch wurde der Effekt von  $K\dot{\epsilon}$  auf Basis von mono- und einkristallinem Aluminium nachgewiesen. Elastische Nachwirkungen waren dabei nur an den polykristallinen Proben messbar. Die Zeitkonstante ist hier stark temperaturabhängig. Bei den Messungen von  $K\dot{\epsilon}$  betrug diese bei Raumtemperatur  $10^{11}$  s und bei 175 °C nur noch 3000 s [14].

### **Beispiel Quarzglas**

Im Rahmen der Arbeit sollen alternativ zu den nach Stand der Technik eingesetzten Federkörpern aus Aluminium und Stahl auch Federkörper aus Quarzglas untersucht werden. Daher werden im Folgenden die atomare Struktur von Quarzglas und die Mechanismen, die speziell bei diesem Material elastische Nachwirkungen hervorrufen, dargestellt.

Quarzglas besteht grundlegend aus  $\text{SiO}_4$ -Tetraedern, die beim Abkühlen aus der Schmelze ein mehr oder weniger regelmäßiges dreidimensionales Netzwerk bilden. Im Gegensatz zu Quarzkristall besitzt Quarzglas keine ideal regelmäßige Struktur, vgl. Abbildung 3-4 a) und b). Beim Kristall sind die Abstände und Bindungswinkel gleichmäßig verteilt, es herrscht eine Fernordnung der  $\text{SiO}_4$ -Tetraeder. Bei Quarzglas dagegen sind die  $\text{SiO}_4$ -Tetraeder teilweise ungleichmäßig angeordnet. Das Netzwerk ist verzerrt, was zu einer unregelmäßigeren Potentialverteilung führt. Es existiert keine Fernordnung, sondern nur eine Nahordnung. Reines Quarzglas wird auch als Kieselglas bezeichnet. In technischem Glas auf Silikatbasis sind neben diesen  $\text{SiO}_4$ -Tetraedern auch weitere Atome und Atomgruppen enthalten, vgl. Abbildung 3-4 c). Dabei wird in Netzwerkwandler und Netzwerkbildner unterschieden. Als Netzwerkbildner bezeich-

net man Ionen, die in Verbindung mit Sauerstoff ein Glasnetzwerk bilden können. Hier sind vor allem Silizium, Germanium, Blei und auch Titan zu nennen. Netzwerk wandler sind in erster Linie die Alkali- und Erdalkalimetalle aber auch Hydroxylgruppen (OH-Gruppen). Diese sprengen die primäre Struktur (Sauerstoffbrücken) des Glases auf, wodurch die regelmäßige Ordnung der  $\text{SiO}_4$ -Tetraeder weiter gestört und die Potentialverteilung zusätzlich verzerrt wird.

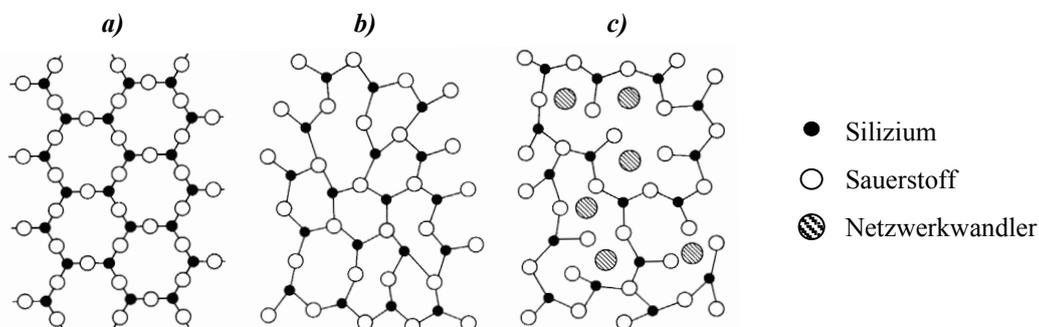


Abbildung 3-4: Netzwerkstruktur in zweidimensionaler Darstellung von a): Quarzkristall, b): reinem Quarzglas, c): technischem Glas; nach [27]

Netzwerk wandler werden unter anderem beigefügt um den Schmelzpunkt zu erniedrigen und damit eine leichtere Verarbeitung zu gewährleisten. Außerdem können mit dem Beimengen solcher Bestandteile auch gezielt weitere Eigenschaften eingestellt werden. Mit OH-Gruppen kann man z.B. die Transparenz des Glases im Infrarotbereich des Lichts erhöhen [39], mit Titan lässt sich der Ausdehnungskoeffizient von Quarzglas weiter reduzieren. Ein Beispiel ist das Titan-Silikat-Glas ULE [40]. In Abhängigkeit der verwendeten Rohstoffe wird zwischen natürlichem und synthetischem Quarzglas unterschieden. Natürliches Quarzglas wird aus Quarzsand oder Quarzkristall geschmolzen. Synthetisches Quarzglas wird aus chemischen Vorprodukten gewonnen, z.B. mittels Flammhydrolyse aus  $\text{SiCl}_4$  [39]. Die größte Reinheit erreicht dabei synthetisches Quarzglas. Dennoch ist immer eine gewisse Konzentration an zusätzlichen Fremdatomen enthalten, die Netzwerk bildnern und -wandlern zugeordnet werden können.

Die Zusammensetzung und die atomare Struktur des vorliegenden Quarzglases beeinflusst die resultierenden elastischen Nachwirkungen. Diese werden auch bei Quarzglas auf thermisch aktivierte Platzwechsel von beweglichen Atomen und Atomgruppen zurückgeführt [41]. Das Vorhandensein von beweglichen Atomen wird hier vor allem von Verunreinigungen mit Netzwerk wandlern abhängig gemacht. Die verschiedenen beteiligten Atome und Atomgruppen benötigen unterschiedliche Aktivierungsenergien um den Platzwechsel auszuführen und somit die entsprechende Potentialschwelle für einen Platzwechsel zu überwinden. Dies führt zu mehreren Mechanismen der Umordnungen und damit zu mehreren Zeitkonstanten der elastischen Nachwirkungen [41]. In [41] wurde speziell bei Kalknatronglas die Umordnung von Alkaliionen als auch von freien Sauerstoffionen als Ursache identifiziert. In [42] wurde auf Basis von Boratglas nachgewiesen, dass die elastischen Nachwirkungen zunehmen, je größer die Konzentration der Netzwerk wandler  $\text{Li}_2\text{O}$ ,  $\text{Cs}_2\text{O}$  und  $\text{K}_2\text{O}$  im untersuchten Glas ist. Die elastischen Nachwirkungen werden auch hier auf Diffusion der losen Netzwerk wandler und der teilweise losgelösten und damit nicht mehr vollständig vernetzten  $\text{BO}_4$ -Tetraeder zurückgeführt. Ähnliche Ergebnisse sind auch in [43] dokumentiert. Für Quarzglas mit einer Reinheit von 99,86% wurden hier relative elastische Nachwirkungen von  $1,2 \cdot 10^{-4}$  nach sieben Stunden Belastung festgestellt. Bei einem Glas mit einem Anteil von nur 69 %  $\text{SiO}_2$  waren die relativen

elastischen Nachwirkungen schon um den Faktor 10 größer. Bei Quarzglas mit wenigen Netzwerkwandlern werden die elastischen Nachwirkungen durch Bewegungen in einem größeren Atomverband aus unregelmäßig angeordneten  $\text{SiO}_4$ -Tetraedern erklärt [41]. Unregelmäßigkeiten und Verzerrungen der Struktur bedeuten, dass das Material sich nicht in einem Gleichgewichtszustand befindet [38]. In diesem Fall wird das Quarzglas als mechanisch verspannt angesehen [44]. Unabhängig von Fremdatomen können die strukturellen Unregelmäßigkeiten durch zu schnelles Abkühlen der Quarzglasschmelze oder lokales Einbringen von Wärme beim Bearbeiten hervorgerufen werden. Dieser Mechanismus der elastischen Nachwirkungen einer Quarzfeder kann durch nachträgliche Wärmebehandlung reduziert werden. Dazu muss das betreffende Bauteil auf eine Temperatur im Bereich zwischen dem oberen und dem unteren Kühlpunkt des Glases erhitzt werden. Diese liegt im Falle von Quarzglas bei über  $1000^\circ\text{C}$ . In diesem Bereich ist die Viskosität des Quarzes hoch genug, dass sich  $\text{SiO}_4$ -Tetraeder zu einer regelmäßigeren Struktur, welche einem Gleichgewichtszustand sehr nahe kommt, anordnen können [44]. Anschließend muss das Bauteil langsam unter den unteren Kühlpunkt abgekühlt werden, damit nicht erneut Verspannungen durch lokale Temperaturgradienten erzeugt werden [44].

Demgegenüber wurden in [45] Untersuchungen an Quarzglas bei Temperaturen um  $1000^\circ\text{C}$  angestellt. Hier wurde festgestellt, dass sich durch die zeitweilige Temperaturerhöhung bei den polierten Proben kristalline Bereiche an der Oberfläche bildeten, welche zu lokalen Unregelmäßigkeiten in der Atomstruktur führten und damit die elastischen Nachwirkungen negativ beeinflussten. Die teilweise Kristallisation wurde dem Einbringen von Fremdatomen auf die Oberfläche durch die Bearbeitung zugeschrieben. Durch Ätzen der Proben nach der mechanischen Bearbeitung konnte dieser Effekt verhindert werden.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die geringsten elastischen Nachwirkungen in Federkörpern aus Quarzglas erreicht werden können, wenn die Konzentration von Fremdatomen, insbesondere von Netzwerkwandlern, minimal ist und man nach der mechanischen Bearbeitung eine Wärmebehandlung des Federkörpers sowie ein Ätzen der Oberfläche durchführt.

### 3.2.2 Ursache Thermoelastischer Effekt

Der thermoelastische Effekt wurde von William Thomson (Lord Kelvin) im Jahr 1853 beschrieben [46]. Er entsteht in Folge einer elastischen Volumendeformation eines Bauteils. Erfolgt die Deformation sprungförmig, so kann der Prozess als adiabatische Zustandsänderung aufgefasst werden, da keine Wärme aus dem betrachteten Volumen abfließt ( $\delta Q = 0$ ) [47]. Damit gilt nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik:  $\Delta U_{in} = -\delta W$ . Die Volumenarbeit  $\delta W$  führt zu einer Änderung der inneren Energie  $\Delta U_{in}$  und somit zu einer Temperaturänderung  $\Delta T$  des betrachteten Volumenelements zum Zeitpunkt der Deformation bzw. des Lastwechsels ( $t = 0$ ). Für homogene isotrope Materialien [47] gilt für den allgemeinen Fall [48]:

$$\Delta T(t=0) = -\frac{K \cdot \gamma \cdot T \cdot \varepsilon_V}{c \cdot \rho} \quad (3.5)$$

Dabei entspricht  $K$  dem Kompressionsmodul,  $\gamma$  dem Volumenausdehnungskoeffizienten,  $\varepsilon_V$  der Volumendehnung,  $c$  der spezifischen Wärmekapazität,  $\rho$  der Dichte und  $T$  der absoluten Temperatur in Kelvin des betrachteten Volumenelements. Für den Fall einer einachsigen Verfor-

mung, wie sie bei reinen Zug-, Druck- und auch Biegebeanspruchungen vorliegt, reduziert sich die Gleichung zu [7, 48]:

$$\Delta T(t=0) = -\frac{E_0 \cdot \alpha \cdot T \cdot \varepsilon_0}{c \cdot \rho} \quad (3.6)$$

Hier entspricht  $\alpha$  dem linearen Längenausdehnungskoeffizienten und  $\varepsilon_0$  der sprungförmig erzeugten Normaldehnung in Richtung der Beanspruchung. Somit verkleinert sich die Temperatur in gedehnten Volumenelementen ( $\varepsilon_0 > 0$ ) bzw. erhöht sich in Gestauchten ( $\varepsilon_0 < 0$ ). Bei reiner Schubbeanspruchung tritt keine Temperaturänderung und daher auch kein thermoelastischer Effekt auf [47, 48]. Die Temperaturänderung  $\Delta T$  bewirkt eine Längenausdehnung bzw. Kontraktion, welche als thermoelastische Dehnung  $\varepsilon_{th}$  in Erscheinung tritt:

$$\varepsilon_{th}(t=0) = \alpha \cdot \Delta T(t=0) \quad (3.7)$$

Mit (3.6) ergibt sich die auf die Ursache  $\varepsilon_0$  normierte thermoelastische Dehnung:

$$\frac{\varepsilon_{th}}{\varepsilon_0}(t=0) = -\frac{E_0 \cdot \alpha^2 \cdot T}{c \cdot \rho} \quad (3.8)$$

Sie ist der hervorrufenden Dehnung  $\varepsilon$  stets entgegengerichtet und vermindert diese also um den in (3.8) dargestellten Betrag. Die Werte der thermoelastischen Dehnung sind nur von der absoluten Temperatur  $T$  und von den Materialparametern des betrachteten Volumenelements abhängig und sind für die Materialien Aluminium AW 2024, Edelstahl 17-4-PH und synthetisches Quarzglas bei einer Temperatur  $T = 293$  K in Tabelle 3-1 zusammengefasst. Bei Aufnehmern, die aus Aluminium oder Edelstahl gefertigt werden, liegt der Effekt in einem nicht vernachlässigbaren Bereich. Aufgrund des sehr kleinen Ausdehnungskoeffizienten ist der Wert für Quarzglas drei Größenordnungen kleiner und wäre für den Aufnehmerbau unkritisch.

Tabelle 3-1: Wert der thermoelastischen Dehnung  $\varepsilon_{th}/\varepsilon_0(t=0)$  nach Gleichung (3.8) in Abhängigkeit der Materialparameter von Aluminium AW 2024, Edelstahl 17-4-PH und synthetischem Quarzglas bei der Temperatur  $T = 293$  K

Material	$E_0$ in N/mm <sup>2</sup>	$\alpha \cdot 10^{-6}$ in 1/K	$c$ in J/K · kg	$\rho \cdot 10^{-3}$ in kg/m <sup>3</sup>	$\lambda$ in W/m · K	$\frac{\varepsilon_{th}}{\varepsilon_0}(t=0)$
AW 2024 [49]	73000	22,9	897	2,77	140	-4,8 · 10 <sup>-3</sup>
17-4-PH [10]	200000	10,9	500	7,8	16	-1,8 · 10 <sup>-3</sup>
synth. Quarzglas [39]	70000	0,51	772	2,2	1,38	-3,1 · 10 <sup>-6</sup>

Da das betrachtete Volumenelement thermisch mit der Umgebung gekoppelt ist, wird die verursachte Temperaturänderung  $\Delta T(t=0)$  über Wärmetransport abgebaut. Damit verringert sich der Betrag der thermoelastischen Dehnung, wodurch der Betrag der Gesamtdehnung des Volumenelements gleichzeitig größer wird und sich seinem Endwert  $\varepsilon_0$  annähert. Es ergibt sich der in Abbildung 3-1 prinzipiell aufgezeigte Dehnungsverlauf in Form einer Exponentialfunktion mit der Zeitkonstante  $\tau$ . Diese zeitliche Dehnungsänderung stellt die elastischen Nachwirkungen aufgrund des thermoelastischen Effekts dar. Der exakte Verlauf kann in Abhängigkeit der vorhandenen Wärmetransportmechanismen berechnet werden.

Für den Fall einer reinen Zug- oder Druckbeanspruchung, wie sie z.B. bei Stauchzylindern (vgl. Abschnitt 2.1.3) erzeugt wird, kann der Temperaturunterschied  $\Delta T$  nur mit der Umgebung ausgeglichen werden. Der zeitliche Verlauf der elastischen Nachwirkungen hängt in die-

sem Fall von der Gesamtkonstruktion des Aufnehmers inklusive einer möglichen Kapselung und der thermischen Kopplung zur Umgebung ab. Bei solchen Aufnehmern liegt die Zeitkonstante im Bereich von einigen Minuten [48] und muss daher beachtet werden. Eine allgemeingültige rechnerische Kompensation ist schwierig, da die Zeitkonstante stark von den jeweiligen Aufstellbedingungen abhängt.

Im Gegensatz dazu kann der thermoelastische Effekt bei den meisten Aufnehmern nach dem Biegeprinzip (vgl. Abschnitt 2.1.3) vernachlässigt werden. Bei einer Biegebeanspruchung entstehen beim Lastwechsel räumlich getrennte Bereiche die entweder gedehnt oder gestaucht werden. Das bedeutet, dass sich in ein und demselben Bauteil Gebiete entsprechend des Dehnungsgradienten abkühlen oder erwärmen. Der anschließende Temperatenausgleich im betrachteten Bauteil findet in Richtung des Dehnungsgradienten mittels Wärmeleitung statt. Im Falle einer Balkenbiegung stellt sich also im Wesentlichen ein Wärmetransport in Richtung der Balkenhöhe  $h$  ein. Ein solcher Temperaturgradient wird in der Zeit  $t_{Cond}$  vollständig abgebaut [50]. Dabei entspricht  $\lambda_Q$  der Wärmeleitfähigkeit des betrachteten Bauteils.

$$t_{Cond} = \frac{h^2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda_Q} \quad (3.9)$$

Die entsprechende Zeitkonstante kann wie folgt abgeschätzt werden:

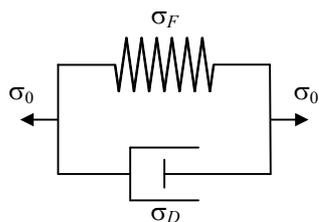
$$\tau_{Cond} = \frac{t_{Cond}}{5} \quad (3.10)$$

Diese ist also bei einer Biegebeanspruchung abhängig von den Materialparametern und der Höhe  $h$  des betrachteten Bauteils. Bei den gebräuchlichen Doppelbiegebalken kann jedes der vier Biegeelenke vereinfacht als ein separates Balkenelement betrachtet werden. Die Höhe dieser Biegeelenke liegt in der Regel in der Größenordnung von einem Millimeter. Alle anderen Volumenelemente des Doppelbiegebalkens sind vergleichsweise steif und können in guter Näherung vernachlässigt werden. Damit kann die Zeitkonstante  $\tau_{Cond}$  des thermoelastischen Effekts für Aufnehmer nach dem Doppelbiegebalkenprinzip leicht abgeschätzt werden. Für Aluminium AW 2024 ergibt sie sich zu  $\tau_{Cond} = 3,5$  ms, für Edelstahl 17-4-PH zu  $\tau_{Cond} = 48,8$  ms und für synthetische Quarzglas entsprechend zu  $\tau_{Cond} = 246$  ms. Aufgrund dieser sehr kleinen Zeitkonstanten spielt der thermoelastische Effekt bei Aufnehmern, die als Doppelbiegebalken ausgeführt sind, keine Rolle.

Im Gegensatz zu den atomaren Platzwechselfvorgängen kann man den Beitrag des thermoelastische Effekts zu den elastischen Nachwirkungen eines Bauteils eindeutig berechnen.

### 3.2.3 Mathematische Modelle

Zur mathematischen Beschreibung der anelastischen Eigenschaften sind verschiedene Analogiemodelle bekannt. Für die Modellierung von elastischen Nachwirkungen, die sich als Folge einer sprungförmigen Änderung der mechanischen Spannung  $\sigma_0$  einstellen, wird das Voigt-Kelvin-Modell verwendet [34, 36], vgl. Abbildung 3-5. Das elastische Verhalten eines betrachteten Bauteils wird mit einer Feder und viskoses Verhalten wird mit einem Dämpfer dargestellt [34]. Durch die Parallelschaltung ergibt sich die Gesamtspannung  $\sigma_0$  als Summe der Spannungen an Feder und Dämpfer. Die viskosen Eigenschaften des Dämpfers werden mit dem Newton'schen Werkstoffverhalten  $\sigma_D = \eta \cdot \dot{\epsilon}$  modelliert [14, 34].



- $\sigma_0$ : Gesamtspannung,  $\sigma_0 = const.$
- $\sigma_F$ : Spannung an der Feder
- $\sigma_D$ : Spannung am Dämpfer

Abbildung 3-5: Kelvin-Voigt-Modell zur mathematischen Beschreibung von ENW

Wendet man zusätzlich das Hooke'sche Gesetz für die Feder an und ersetzt die Viskosität  $\eta$  mit  $\eta = \tau \cdot E_0$  [34], so ergibt sich eine Differentialgleichung, deren Lösung für die Randbedingung  $\sigma_0 = const.$  zu folgender Beschreibung für das Kelvin-Voigt-Modell führt [14, 34]:

$$\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} = 1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \tag{3.11}$$

Somit werden die auf den spontanen Dehnungssprung  $\varepsilon_0$  normierten elastischen Nachwirkungen  $\varepsilon(t)$  auf Basis des Kelvin-Voigt-Modells mit einer Exponentialfunktion dargestellt. Ein einzelner Mechanismus mit einer definierten Zeitkonstante, wie z.B. der thermoelastische Effekt bei Biegebeanspruchung, lässt sich damit sehr gut modellieren. Bei realen Federkörpern bzw. Materialien sind aber in der Regel mehrere Mechanismen an den elastischen Nachwirkungen beteiligt, vgl. Abschnitt 3.2.1 und 3.2.2. Diese können in einem diskreten Modell durch eine Summation mehrerer Exponentialfunktionen berücksichtigt werden, wenn die zeitabhängigen Dehnungsanteile klein gegenüber der spontanen Dehnung sind [14, 51]. Diese Reihenschaltung aus mehreren Elementen, wie sie in Abbildung 3-5 gezeigt sind, wird verallgemeinertes Kelvin-Voigt-Modell genannt [52] und kann wie folgt beschrieben werden [7, 14]:

$$\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} = \sum_{i=1}^j a_i \left( 1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \tag{3.12}$$

Dabei ist  $a_i$  der relative Anteil und  $\tau_i$  die Zeitkonstante des einzelnen Mechanismus. Durch die Summation von  $j$  Exponentialfunktionen lässt sich die Funktion nahezu beliebig anpassen. Real gemessene Kurven der elastischen Nachwirkungen lassen sich so mit sehr geringen Restabweichungen approximieren. Allerdings sind hierzu eine Vielzahl der Parameter  $a_i$  und  $\tau_i$  nötig.

Alternativ zu der diskreten Beschreibung der elastischen Nachwirkungen werden auch kontinuierliche Modelle verwendet [14, 34, 51]. Dazu muss ein Relaxationszeitspektrum für den betreffenden Federkörper bzw. das Material ermittelt werden. Dieses wird über frequenzabhängige Messungen der Dämpfung eines dynamisch angeregten Messobjekts gewonnen.

Neben dieser auf Analogiemodellen rückführbaren mathematischen Beschreibung existieren noch unzählige empirische Formeln zur Darstellung von elastischen Nachwirkungen bzw. Kriechen. Häufig wird hier in der Literatur eine Logarithmusfunktion verwendet [7, 12, 53]:

$$\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} = a_1 \cdot \ln(a_2 \cdot t + 1) \tag{3.13}$$

Auf Basis dieser Funktion kann man mit nur zwei Parametern  $a_1$  und  $a_2$  den Verlauf der relativen elastischen Nachwirkungen verschiedener Materialien sehr gut beschreiben [12].

### 3.2.4 Einfluss der Lastgeschichte

Neben den Materialeigenschaften, der Temperatur und im Falle des thermoelastischen Effekts der Bauform, sind die aktuell auftretenden elastischen Nachwirkungen eines Federkörpers auch von seinen vorherigen Belastungen, also seiner Lastgeschichte abhängig [7, 12, 34]. Dieser Zusammenhang ist für lineare und reversible Verformungsänderungen durch das Boltzmann'sche Superpositionsprinzip beschrieben. Danach setzen sich die zeitabhängigen Verformungen, die durch aufeinanderfolgende Laständerungen verursacht werden, linear zu einer Gesamtverformung zusammen [34]. Das Boltzmann'sche Superpositionsprinzip ist in Abbildung 3-6 anhand des zeitabhängigen Dehnungsverlaufs verdeutlicht, der sich als Folge eines Belastungssprungs  $+\Delta\sigma$  zum Zeitpunkt  $t_1$  und eines Entlastungssprungs  $-\Delta\sigma$  zum Zeitpunkt  $t_2$  ergibt, vgl. Abbildung 3-6.

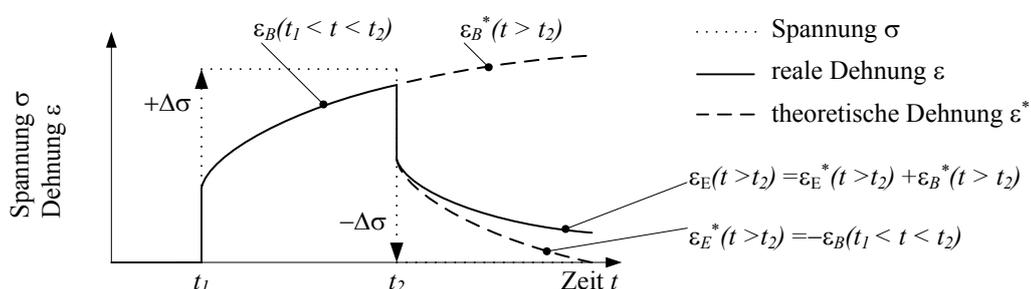


Abbildung 3-6: Boltzmann'sches Superpositionsprinzip: lineare Überlagerung der durch Spannungsänderung erzeugten theoretischen Dehnungsänderungen  $\epsilon_B^*(t > t_2)$  und  $\epsilon_E^*(t > t_2)$  zur Berechnung der sich real einstellenden Dehnung  $\epsilon_E(t > t_2)$ , nach [34]

Der tatsächliche Dehnungsverlauf nach Entlastung  $\epsilon_E(t > t_2)$  ergibt sich aus der Summe der gedanklich verlängerten theoretischen Belastungsdehnung  $\epsilon_B^*(t > t_2)$  und der Entlastungsdehnung  $\epsilon_E^*(t > t_2)$ , welche bei Vernachlässigung der Vorgeschichte auf die Spannungsänderung um  $-\Delta\sigma$  folgen würde. Die theoretische Entlastungsdehnung  $\epsilon_E^*$  ist somit gleich der zeitverschobenen und im Vorzeichen umgekehrten Belastungsdehnung  $-\epsilon_B(t_1 < t < t_2)$ . Eine beliebige Lastgeschichte kann nun als Summe unendlich vieler infinitesimaler Einzelsprünge der Spannung mittels dem Boltzmann'schen Superpositionsintegral berechnet werden [34, 36]:

$$\epsilon(t) = \int_{\tau_F = -\infty}^t \frac{\epsilon(t - \tau_F)}{\sigma_0} \frac{\partial \sigma(\tau_F)}{\partial \tau_F} d\tau_F \quad (3.14)$$

Dabei ist die Integrationsvariable  $\tau_F$  ein Zeitpunkt in der Vergangenheit. Die im Integral verwendete Dehnung  $\epsilon(t - \tau_F)$  muss auf Basis einer ideal sprungförmigen Änderung der Spannung  $\sigma_0$  ermittelt werden. Mathematisch entspricht Gleichung (3.14) einer Faltung der mit  $\sigma_0$  normierten Sprungantwort der Dehnung mit der ersten Ableitung der tatsächlich aufgebrachten Spannung. Die Gleichung gilt für uniaxiale Beanspruchungen [7]. Ist der betrachtete Federkörper bzw. das Material zu Versuchsbeginn völlig entspannt, so kann die untere Integrationsgrenze zu Null gesetzt werden [7].

Für das reale Verhalten von Federkörpern bzw. Aufnehmern können auf Basis des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips folgende Aussagen abgeleitet werden: Die Kurve der elastischen Nachwirkungen bei Belastung unterscheidet sich von der Entlastungskurve. In der Regel

ist die zeitabhängige Verformung bei Entlastung zur gleichen Zeit nach dem Lastwechsel kleiner als bei Belastung, vgl. Abbildung 3-1. Damit besitzt die Entlastungskurve eine andere Zeitkonstante. Allein aus diesem Umstand ergibt sich schon eine Umkehrspanne (Hysterese) wie sie nach Gleichung (2.6) definiert ist. Die Entlastungskurve ist gleich der Belastungskurve, wenn solange belastet wird bis keine zeitabhängige Änderung der Belastungskurve mehr vorliegt, also der Gleichgewichtszustand der Verformung erreicht ist. Damit ist gezeigt, dass die elastischen Nachwirkungen von den Vorbelastungen abhängig sind. Möchte man sie rechnerisch exakt kompensieren, so muss die Lastgeschichte bekannt sein. Das ist aber bei im Einsatz befindlichen Kraftaufnehmern bzw. Wägezellen sehr schwierig, da die Vorbelastungen auch im ausgeschalteten Zustand des Messgeräts aufgezeichnet werden müssten.

### 3.3 Hysterese

Bei der Beschreibung der elastischen Hysterese muss in dynamische und statische Hysterese unterschieden werden. Die hier diskutierte elastische Hysterese liegt auch wieder einer rein elastischen Verformung zu Grunde.

Die dynamische Hysterese kann direkt aus der Zeitabhängigkeit der Verformung anelastischer Materialien abgeleitet werden. Durch die vorhandene Dämpfung im Material kann die Dehnung eines periodisch angeregten anelastischen Probekörpers der Spannung nicht ideal folgen. Es tritt zwischen Spannung und Dehnung eine zeitliche Verzögerung um einen Phasenwinkel auf [33]. In einer Darstellung der Dehnung über der Spannung ist eine Hysterese erkennbar. Aus dem Phasenwinkel und der zugrundeliegenden Anregungsfrequenz kann das Relaxationszeitspektrum ermittelt werden, mit dem man auch wieder auf die elastischen Nachwirkungen schlussfolgern kann.

Die statische Hysterese entspricht der in der Kraftmess- und Wägetechnik ermittelten Umkehrspanne auf Basis einer statischen Belastung, vgl. Abschnitt 2.1.5. Auch bei derart quasistatisch verformten Proben ist dann häufig eine Hysterese der Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu beobachten, siehe Abbildung 3-7. Diese kann alleine schon aus der Wahl des Ablesezeitpunktes nach dem entsprechenden Lastwechsel resultieren, vgl. Abschnitt 3.2.4.

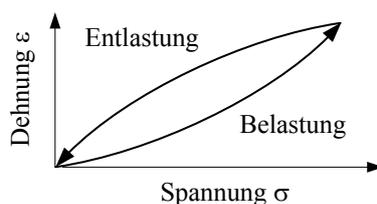


Abbildung 3-7: elastische Hysterese der Spannungs-Dehnungsbeziehung von elastisch verformten Werkstoffen

Hinzu kommt ein weiterer statischer Anteil der in der Literatur häufig als plastische Verformung von einzelnen Kristalliten bzw. innerkristalliner Materie innerhalb eines elastisch verformten Polykristalls gedeutet wird [38], vgl. Abschnitt 3.2.1. Nimmt man an, dass die plastische Verformung der einzelnen Kristallite erst wieder abgebaut wird, wenn die Spannung beim Entlasten einen gewissen Wert unterschreitet, kann der Effekt der Hysterese damit erklärt werden. Der Wert dieser Spannung liegt dann entsprechend unterhalb der verursachenden Spannung bei Belastung. Darüber hinaus wurde die elastische Hysterese aber auch bei

Einkristallen beobachtet. Die Ursache wird hier mit Auswirkungen von Gitterbaufehlern auf das Verformungsverhalten in Verbindung gebracht.

In der Regel verkleinert sich die Hysterese bei mehrmaligen aufeinanderfolgenden Be- und Entlastungszyklen und strebt einem konstanten Endwert entgegen [38, 54, 55]. Diese kann als ein Erlahmen der plastisch verformten Bereiche oder deren Kopplung zu den angrenzenden Kristalliten [55] gedeutet werden. Die elastische Hysterese ist also in gewissem Maße auch wieder von der Lastgeschichte abhängig [55]. Ähnlich der elastischen Nachwirkungen ist es damit schwierig die Hysterese bzw. die Umkehrspanne nach einer Messung rechnerisch exakt zu korrigieren.

### 3.4 Linearitätsabweichungen

Wie eingangs des Abschnittes beschrieben, geht man in der Werkstofftechnik prinzipiell von einer linearen Beziehung zwischen der Spannung und der Dehnung aus, solange das betreffende Werkstück im rein elastischen Bereich verformt wird. Trotzdem weisen Aufnehmer nach dem Federkörperprinzip relative Linearitätsabweichungen der Kennlinie bis zu einer Größenordnung von  $1 \cdot 10^{-3}$  auf. Bei den Ursachen sind die Einflüsse der Mechanik und des Werkstoffs gleichzeitig zu beachten.

Verformt sich ein Bauteil aufgrund eines Belastungsschrittes, so ändern sich häufig die Randbedingungen für den nächsten Lastschritt. Zum Beispiel verkleinert sich durch die Querkontraktion der Querschnitt eines auf Zug belasteten Zylinders, wodurch sich auch dessen Steifigkeit verringert [4]. Unabhängig von Materialeffekten erscheint die Verformung nichtlinear. Ähnliches gilt für einen einseitig eingespannten Balken. Bei Kräfteinleitung am freien Ende verkürzt sich durch die Verformung auch die wirkende Hebellänge. Mit zunehmender Verformung vergrößert sich hier die Steifigkeit. In diesem Fall ist die Nichtlinearität sogar abhängig vom Ort der Kräfteinleitung.

In der Werkstofftechnik ist bekannt, dass z.B. Metalle zur Verfestigung neigen, wenn die Verformung über der Elastizitätsgrenze liegt. In Abschnitt 3.2.1 wurde ausgeführt, dass es bei nahezu jeder Verformung auch Bereiche gibt, die plastisch verformt werden. Damit ließen sich solche Verfestigungen und damit Linearitätsabweichungen auch unter der Elastizitätsgrenze erklären.

### 3.5 Temperaturkoeffizient des Elastizitätsmoduls

Der Temperaturkoeffizient der Federkörpersteifigkeit wird durch eine Änderung des E-Moduls mit der Temperatur verursacht. In Verbindung mit dem Eigengewicht des Federkörpers entsteht dadurch auch eine Temperaturabhängigkeit der Verformung im unbelasteten Zustand, also des Nullpunktes.

Metalle weisen einen negativen Temperaturkoeffizienten des E-Moduls auf. Die Ursache dafür ist die größere Beweglichkeit der Atome und ein dadurch steigender Atomabstand bei Temperaturerhöhung [35].

Im Gegensatz dazu besitzt Quarzglas eine Anomalie, welches in der inhomogenen und amorphen Netzwerkstruktur begründet liegt [56]. Der E-Modul steigt mit höheren Temperaturen, der Temperaturkoeffizient ist somit positiv.

Der Temperaturkoeffizient des E-Moduls ist in der Literatur sehr gut dokumentiert.

### 3.6 Kapitelzusammenfassung

Die elastischen Nachwirkungen eines Federkörpers haben zwei grundlegende Ursachen. Sie können von atomaren Umordnungsvorgängen und vom thermoelastischen Effekt hervorgerufen werden. Die auf atomaren Umordnungsvorgängen basierenden elastischen Nachwirkungen besitzen eine Vielzahl von Einflussfaktoren. Sie sind abhängig vom betrachteten Werkstoff, der Art der atomaren Bindungen, der jeweiligen Struktur und von Punktdefekten oder Versetzungen. Weiterhin wird der Effekt stark von der Temperatur des Werkstoffes beeinflusst. Die vorhandenen Theorien beschränken sich dabei auf einzelne und definierte Mechanismen und einfache Stoffsysteme. Da bei realen Werkstoffen aber meist mehrere Mechanismen gleichzeitig beteiligt sind, können auch nur prinzipielle Abschätzungen über die zu erwartenden elastischen Nachwirkungen getroffen werden. Die tatsächlichen elastischen Nachwirkungen aufgrund atomarer Umordnungsvorgänge sind damit nicht ohne weiteres quantitativ voraussagbar und müssen mittels Messungen bestimmt werden. Im Gegensatz dazu sind die elastischen Nachwirkungen auf Basis des thermoelastischen Effekts sehr genau berechenbar. Der thermoelastische Effekt ist abhängig von den entsprechenden Werkstoffparametern, der Bauform, der Art der Belastung der Federkörper und der thermischen Kopplung zur Umgebung.

Die Hysterese oder auch Umkehrspanne eines Federkörpers liegt ebenfalls in der Struktur des Werkstoffs begründet und ist vor allem bei polykristallinen Materialien bekannt. Eine mögliche Erklärung hierfür sind plastische Verformungen einzelner mikroskopischer Bereiche innerhalb eines elastisch deformierten Bauteils. Auch die Hysterese kann nicht quantitativ vorhergesagt und muss daher messtechnisch bestimmt werden.

Weiterhin sind die elastischen Nachwirkungen und die Hysterese eines Federkörpers abhängig von dessen mechanischer Lastgeschichte. Aus diesem Grund ist es in der Kraftmess- und Wägetechnik sehr schwierig, diese beiden Fehlereinflüsse auf das aktuelle Messergebnis eines Aufnehmers rechnerisch exakt zu korrigieren. Dies verdeutlicht noch einmal die Bedeutung einer fundierten Auswahl des Federkörpermaterials sowie einer zielgerichteten Kompensation der elastischen Nachwirkungen und der Hysterese durch die Anpassung von DMS und Klebeschicht.

Linearitätsabweichungen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung können sowohl in den Werkstoffeigenschaften als auch in der Form des jeweiligen Federkörpers und der Art der Beanspruchung begründet liegen.

Der Temperaturkoeffizient des E-Modus ist gut in der Literatur dokumentiert und entsteht bei Metallen durch die Veränderung der Atombeweglichkeit bei Temperaturänderung.

## 4 Prüfeinrichtung zur rückführbaren Messung der Federkörperverformung

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und Entwicklungen basieren auf der Prüfeinrichtung, welche während des Verbundprojekts „Neue Sensorschichten auf Kunststoffen durch hochionisierte Plasma-Beschichtungsverfahren - Teilvorhaben: Plasma-Beschichtungsverfahren für Kraftsensoren in der Wägetechnik“ am Institut Prozessmess- und Sensortechnik (IPMS) konzipiert wurde. Ein Ziel dieses Teilprojektes war die Untersuchung der kraftmess- und wägetechnisch relevanten Eigenschaften von Kunststoff-Kraftaufnehmern.

Diese Prüfeinrichtung wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit zunächst aufgebaut sowie in Betrieb genommen und soll im Folgenden vorgestellt werden. Weiterhin befasst sich der Abschnitt mit der Darstellung und Analyse der messtechnisch relevanten Eigenschaften des verwendeten Differenzinterferometers sowie dessen Beiträgen zur Messunsicherheit. Die Unsicherheitsbeiträge werden im Folgenden stets als Standardunsicherheit angegeben [57].

### 4.1 Messprinzip

Als Messobjekte dienen Federkörper bzw. Aufnehmer nach dem Doppelbiegebalkenprinzip. Sie eignen sich besonders gut für die Bestimmung der Abweichungen von den idealelastischen Wandlungseigenschaften, da sie bei relativ kleinen Lasten vergleichsweise große Verformungen zeigen, vgl. Abschnitt 2.1.3. Ein weiterer Vorteil ergibt sich aus dem Umstand, dass deren Durchbiegung nahezu unabhängig vom Kraftangriffspunkt ist. Wie bei solchen Aufnehmern üblich, werden sie auch in der hier verwendeten Prüfeinrichtung einseitig fixiert. Dies ist mittels einer für den jeweiligen Federkörper geeigneten Einspannung realisiert. Die Federkörper werden durch das Aufbringen einer konstanten Last  $F$  an ihrer beweglichen Seite um den Betrag  $v_{FK}$  deformiert, vgl. Abbildung 4-1. Die Last  $F = m \cdot g$  wird durch Anhängen definierter Massestücke erzeugt.

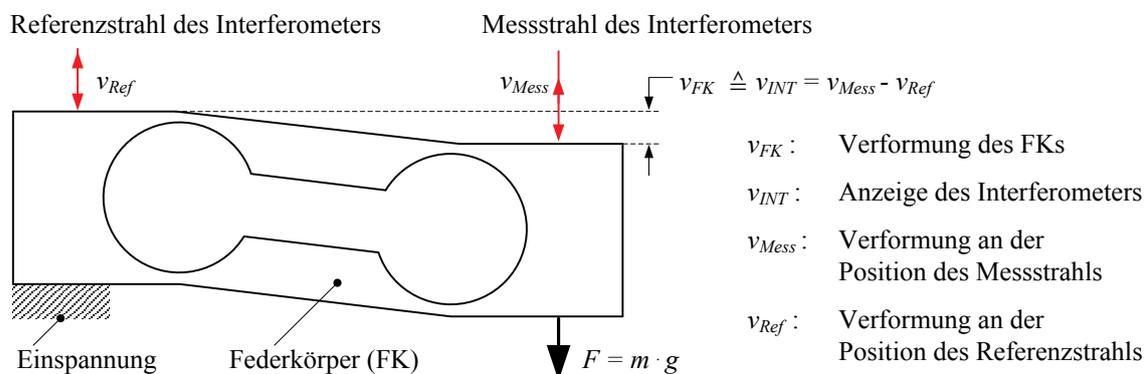


Abbildung 4-1: Messung der Federkörperverformung  $v_{FK}$  mit dem Differenzinterferometer

Die Messung der so generierten Verformung erfolgt mit einem Differenzinterferometer. Dabei ergibt sich der Anzeigewert des Interferometers  $v_{INT}$  als Differenz der Verformungen an

der Stelle des Messstrahls  $v_{Mess}$  und des Referenzstrahls  $v_{Ref}$  des Interferometers. Die Interferometerstrahlen werden von Spiegeln auf der Oberfläche des Federkörpers reflektiert. Die eingespannte und die bewegliche Seite des Federkörpers stellen somit den Referenz- bzw. den Messspiegel des Interferometers dar. Daraus ergibt sich ein wichtiger messtechnischer Vorzug: Eine Abstandsänderung zwischen Interferometer und Federkörperoberfläche, z.B. durch thermische Ausdehnung des metrologischen Rahmens oder des Federkörpers, bewirkt eine vernachlässigbare Änderung des Anzeigewerts  $v_{INT}$ . Einschränkend muss jedoch hinzugefügt werden, dass Deformationen innerhalb der Prüfeinrichtung  $v_{PE}$ , wie beispielsweise ein Verkippen des Federkörpers, einen Beitrag zum Anzeigewert des Interferometers liefern. Dies kann modellhaft über eine Addition mit der Federkörperverformung beschrieben werden:

$$v_{INT} = v_{FK} + v_{PE} \quad (4.1)$$

## 4.2 Gesamtaufbau der Prüfeinrichtung

Die Prüfeinrichtung ist konstruktiv in drei Ebenen gegliedert, siehe Abbildung 4-2.

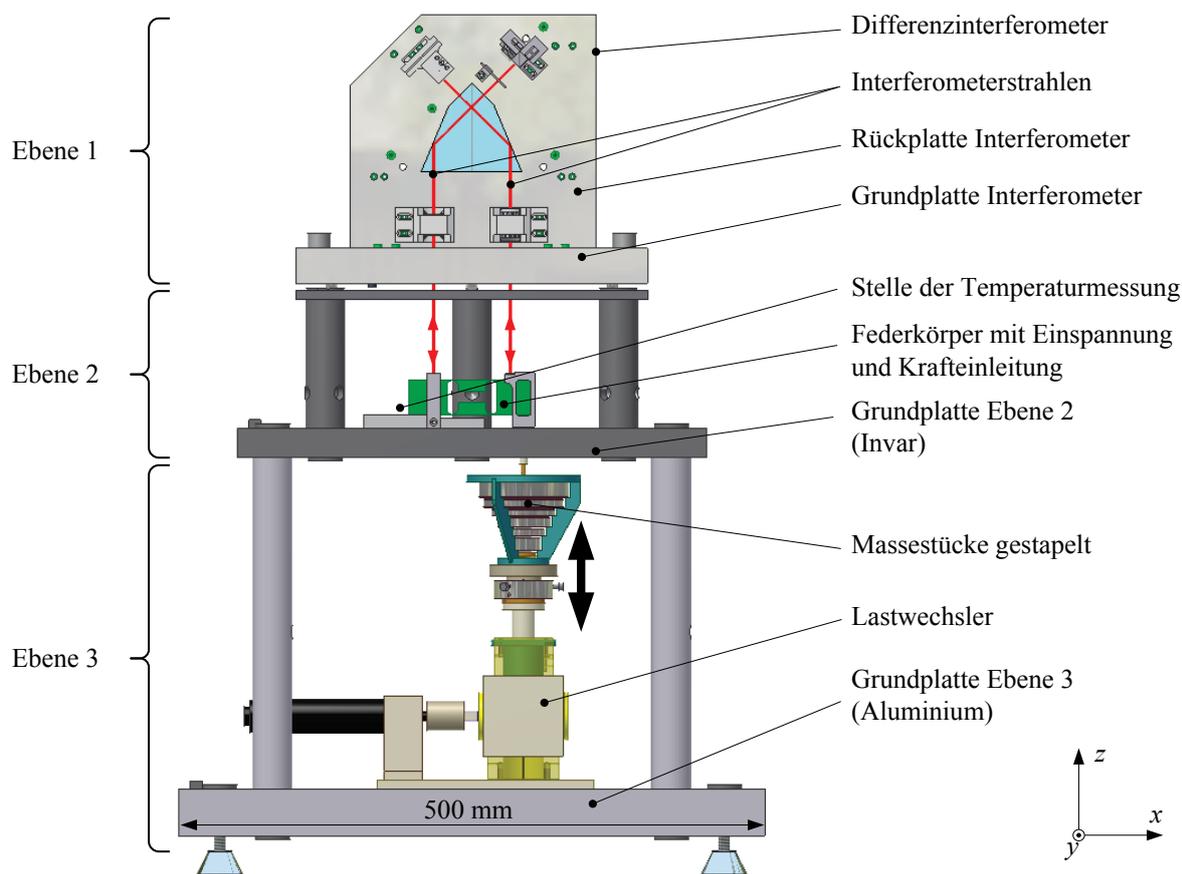


Abbildung 4-2: Konstruktiver Gesamtaufbau der Prüfeinrichtung mit Bezeichnung der wesentlichen Baugruppen

Das Differenzinterferometer befindet sich in Ebene 1, die Einspannung der Federkörper sowie die Krafteinleitung in Ebene 2 und der Lastwechsler mit den gestapelten Massestücken in Ebene 3. Die Grundplatte von Ebene 3 und die vier darauf verschraubten Säulen sind aus Aluminium gefertigt. Auf diesen vier Säulen ist die Grundplatte von Ebene 2, welche aus Invar

(Eisen-Nickel-Legierung mit einem Ausdehnungskoeffizient von ca.  $2 \cdot 10^{-6}/K$ ) besteht, fest verschraubt. Darauf stützen sich wiederum drei Säulen aus Invar ab. Eine definierte Lagerung des Differenzinterferometers auf diesen drei Säulen ist mittels einer zwangsfreien Dreipunktauflage umgesetzt. Das Interferometer ruht dabei auf drei Quarzkugeln welche auf den Invarsäulen lagern. Ein seitliches Verschieben sowie ein Verdrehen des Interferometers wird dabei durch jeweils eine Kugel-Ebene-, Kugel-Nut- und Kugel-Kegel-Paarung gehemmt.

Ein schrittweises Anhängen der Massestücke an die Krafteinleitung und damit den einseitig fixierten Federkörper erfolgt durch das Absenken dieser mit dem Lastwechsler. Die so generierte Verformung  $v_{FK}$  wird mit dem Differenzinterferometer gemessen. Im Folgenden werden die Komponenten der Prüfeinrichtung detailliert erläutert.

### 4.3 Differenzinterferometer

Das Differenzinterferometer wurde für die spezielle Anwendung in der Prüfeinrichtung am Institut Prozessmess- und Sensortechnik (IPMS) konzipiert und umgesetzt, vgl. Abbildung 4-3.

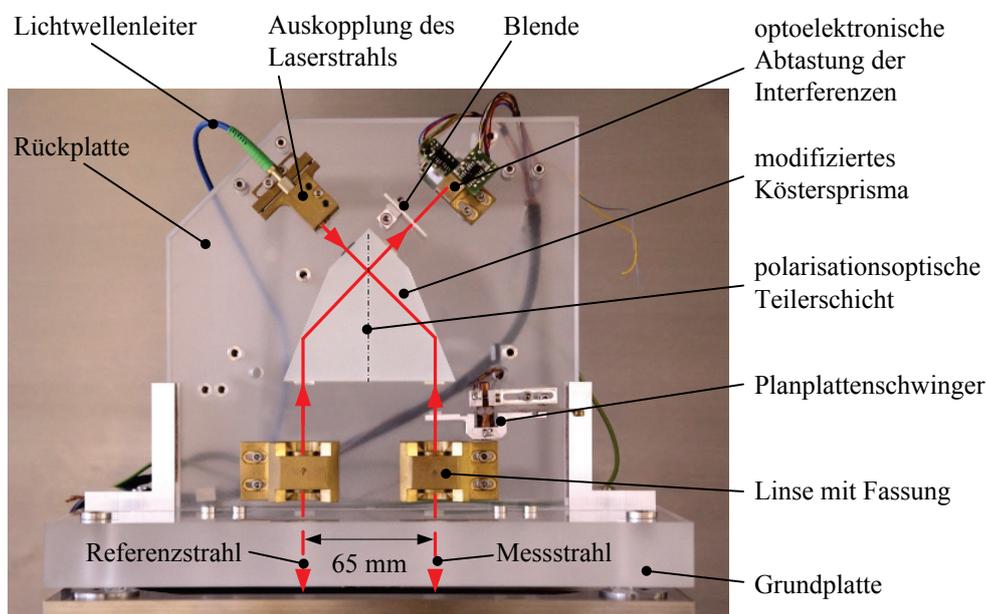


Abbildung 4-3: Differenzinterferometer mit modifiziertem Köstersprisma zur Strahlteilung; die Laserstrahlen sind rot hervorgehoben

Es basiert auf dem am IPMS entwickelten [58] und von der SIOS Meßtechnik GmbH hergestellten Planspiegelinterferometer [59]. Die verwendete Laserlichtquelle, der Lichtwellenleiter, die Auskopplung des Laserstrahls, die Blende, die optoelektronische Abtastung der Interferenzen sowie die daran angeschlossene Signalauswerteelektronik sind somit Standardteile der SIOS Meßtechnik GmbH. Um diese Technologie für eine Differenzmessung nutzen zu können, musste der Strahlengang abgeändert werden. Dazu wurde am IPMS ein modifiziertes Köstersprisma mit einer polarisationsoptischen Teilerschicht entwickelt und als Patent eingereicht [60]. Das Prisma ist an der Rückplatte des Interferometers angebracht, welche wiederum auf einer Grundplatte steht und gegen Verschieben gesichert ist. Die anderen Interferometerkomponenten sind über eingepasste Invar-Buchsen mit der Rückplatte verschraubt.

Beim Erzeugen der Verformung  $v_{FK}$  entsteht eine Relativverschiebung des Messspiegels in Bezug zum Referenzspiegel und damit ein optischer Gangunterschied zwischen Mess- und Referenzstrahl. Dies hat definierte sinusförmige Intensitätsänderungen des Interferenzbildes zur Folge, welche von der optoelektronischen Abtastung erfasst werden. Der Abstand zwischen zwei benachbarten Intensitätsmaxima stellt eine Interferenzordnung  $Z$  dar und entspricht einer Änderung der Interferometeranzeige von  $v_{INT} = \lambda/2$ . Die Wellenlänge  $\lambda$  ergibt sich aus dem Quotient der Vakuumwellenlänge des verwendeten Zweimoden-Helium-Neon-Lasers ( $\lambda_0 = 632,8 \text{ nm}$ ) und der Brechzahl  $n$  des Mediums. Der optische Gangunterschied ist die Differenz der optischen Wege, welche Mess- und Referenzstrahl zwischen der Teilerschicht und dem jeweiligen Spiegel durchlaufen. Der optische Weg ist definiert als der mit der entsprechenden Brechzahl multiplizierte geometrische Weg des Strahls. Entsprechend des gewählten Koordinatensystems (vgl. Abbildung 4-2) besitzt die Verformung  $v_{FK}$  und somit  $v_{INT}$  ein negatives Vorzeichen, wenn sich der Gangunterschied des Messstrahls durch Anhängen einer Last an den Doppelbiegebalken vergrößert. Dies muss bei den weiteren Betrachtungen beachtet werden. Unter Berücksichtigung des festen Interpolationsfaktors der Signalauswerteelektronik  $I_p$  ergibt sich die Interferometergleichung [61]:

$$v_{INT} = \frac{Z}{I_p} \cdot \frac{\lambda}{2} \quad (4.2)$$

Die Interferometeranzeige  $v_{INT}$  ist damit auf die Wellenlänge  $\lambda$  des Laserlichtes rückführbar. Mit  $I_p = 4096$  ergibt sich eine Auflösung des Signals von  $\lambda/8192$  ( $\approx 80 \text{ pm}$ ). Für eine Detektion der Verschieberichtung der Spiegel und eine weitere Erhöhung der Auflösung werden vier definiert phasenverschobene Interferenzsignale aufgezeichnet. Die Phasenverschiebung dieser Einzelsignale und deren getrennte Erfassung ist durch das polarisationsoptische Konzept des Interferometers umgesetzt [58].

Die maximale Abtastfrequenz des Signals liegt im Bereich von 16 kHz. Dieses Rohsignal kann mit den in der Signalauswerteeinheit hinterlegten Filtern geglättet werden. Das Auslesen der gefilterten Daten erfolgt dann mit einem PC. Auf Basis von Versuchen stellte sich folgende Filterkonfiguration als die für alle Messungen am besten geeignete Variante heraus: Das mit der Abtastfrequenz 8192 Hz erfasste Signal wird zunächst durch Mittelwertbildung von je 128 benachbarten Werten auf eine Frequenz von 64 Hz reduziert. Anschließend erfolgt die eigentliche Filterung des Signals durch ein FIR Filter mit der Filterlänge 81. Dessen -3 dB Grenzfrequenz liegt bei 3,2 Hz. Wegen der Grenzfrequenz wird schließlich auch nur jeder zehnte Wert ausgegeben, weshalb die Ausgabefrequenz der Messwerte bei 6,4 Hz liegt. Aus der Filterlänge und der Frequenz 64 Hz ergibt sich eine Einlaufzeit des Filters von ca. 1,3 s. Nach einem Sprung des Signals, der aus einem Lastwechsel mit der Laständerungszeit  $t_F = 0$  resultiert, wird die erzeugte Verformung somit erst nach 1,3 s vom Interferometer angezeigt. Eine Beurteilung der elastischen Nachwirkungen ist daher auch frühestens 1,3 s nach Beginn des Lastwechsels möglich.

Weiterhin können die Umweltparameter Temperatur  $\vartheta$ , relative Luftfeuchte  $\varphi$  und Luftdruck  $p_L$  von der Signalauswerteeinheit gemessen werden. Bei dem hier beschriebenen Differenzinterferometer wird aber ausschließlich die Lufttemperatur neben der Einspannung der Federkörper erfasst.

Im Folgenden werden alle technologischen Veränderungen des Differenzinterferometers im Vergleich zum Planspiegelinterferometer erläutert.

### 4.3.1 Modifiziertes Köstersprisma

Im Differenzinterferometer kommt zur Teilung und Vereinigung der Interferometerstrahlen das modifizierte Köstersprisma zu Einsatz. Abweichend zu dem bekannten gleichseitigen Köstersprisma beträgt der Winkel zwischen den beiden, zur Teilerschicht symmetrischen, Schenkeln  $45^\circ$  bzw.  $90^\circ$  im oberen Bereich, vgl. Abbildung 4-3. Dies ist für die Funktionsweise des verwendeten polarisationsoptischen Interferometerprinzips erforderlich, da hier die Laserstrahlen im  $45^\circ$ -Winkel auf die Teilerschicht treffen müssen. Das modifizierte Köstersprisma ist für einen Abstand von 65 mm zwischen Mess- und Referenzstrahl ausgelegt.

### 4.3.2 Planplattenschwinger

Im Planspiegelinterferometer der SIOS Meßtechnik GmbH ist der Spiegel, der den Referenzstrahl reflektiert, geräteintern untergebracht. Dieser wird mit Hilfe eines Piezoaktors zum Schwingen in Strahlrichtung angeregt. Auf diese Weise wird der geometrische Weg des Referenzstrahls sinusförmig geändert und dem Messsignal damit ein zusätzliches Wechselsignal aufmoduliert. Die Signalauswerteelektronik benötigt dieses Wechselsignal, um die Verstärkung und den Offset der erfassten fotoelektrischen Einzelsignale zu regeln. Außerdem werden die modulierten Einzelsignale zur Justage ihrer Phasenlage verwendet. Der Phasenhub des Wechselsignals muss dabei mindestens 1,5 Interferenzordnungen (475 nm) betragen. Durch entsprechendes Filtern wird dieses anschließend wieder vom Messsignal entfernt.

Da bei dem Differenzinterferometer kein geräteinterner Spiegel existiert, wurde eine weitere Modifikation im Vergleich zum Planspiegelinterferometer vorgenommen. Das Wechselsignal wird hier mit einem Planplattenschwinger durch die Modulation des optischen Weges des Messstrahls erreicht. Es ist dabei gleichgültig, welcher der beiden Interferometerstrahlen verwendet wird. Der am IPMS entwickelte Schwinger [62] besteht aus einer planparallelen Platte aus BK7-Glas, einem Festkörpergelenk und einem Biege-Piezoaktor, vgl. Abbildung 4-4.

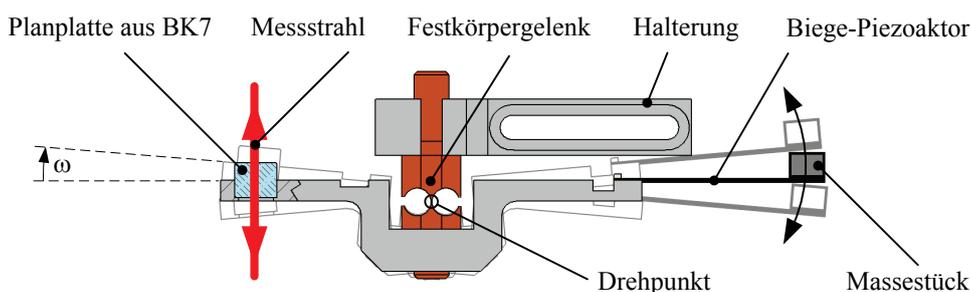


Abbildung 4-4: Planplattenschwinger zur Modulation des optischen Lichtwegs

Die gesamte Baugruppe ist im Interferometer so positioniert, dass der Messstrahl jederzeit durch die Planplatte läuft. Mit Anlegen einer Wechselspannung an den Piezoaktor wird dieser in eine harmonische Biegeschwingung versetzt. Folglich oszilliert die Planplatte um den Drehpunkt des Festkörpergelenks. Durch das Verkippen der Planplatte um den Winkel  $\pm \omega$  vergrößert sich der geometrische Weg, den der Strahl im Glas zurücklegt. Der Weg des Strahls durch die umgebende Luft verringert sich demgemäß. Aufgrund der größeren Brechzahl von Glas wird damit der optische Weg des Messstrahls vergrößert und führt zu einem Gangunterschied zwischen Mess- und Referenzstrahl. Die mathematische Beschreibung des erzeugten Gangun-

terschieds in Abhängigkeit vom Kippwinkel  $\omega$  der Planplatte wurde in [62] hergeleitet und ist exemplarisch für eine Brechzahl der Planplatte von  $n_{BK7} = 1,5$  und eine Plattendicke von 5 mm in Abbildung 4-5 graphisch dargestellt.

Da die Planplatte in ihrer Nulllage  $\omega_0 = 0^\circ$  genau senkrecht zum Strahl ausgerichtet ist, verlängert sich der optische Weg unabhängig davon, in welcher Richtung die Platte aus ihrer Nulllage herauskippt. Beim Zurücklaufen in die Nulllage verkleinert sich dieser entsprechend. Der im Vergleich zur ruhenden Planplatte erzeugte Gangunterschied ist in dieser Konstellation also immer positiv. Ändert sich die Amplitude der Schwingung, so verschiebt sich auch der Mittelwert dieses sinusförmig modulierten Gangunterschieds. Da dieser Mittelwert den gefilterten Anzeigewert des Interferometers darstellt, erzeugt eine Amplitudenänderung der Schwingung somit eine Änderung des Längenmesswerts. Dies stellt erhöhte Anforderungen an die Langzeitstabilität des Federgelenks, des Piezoaktors und der daran angelegten Wechselspannung.

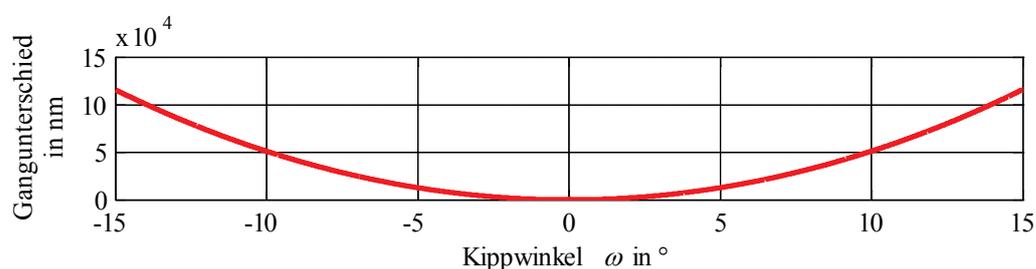


Abbildung 4-5: Mit dem Planplattenschwinger erzeugter Gangunterschied in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\omega$  der Planplatte für  $n_{BK7} = 1,5$  und einer Plattendicke von 5 mm, nach [62]

### 4.3.3 Linsen

Die Funktionsfähigkeit des Standard-Planspiegelinterferometers ist nur in dem Bereich gesichert, indem der Kippwinkel der Spiegel  $\alpha_{Kipp}$  den vom Blendendurchmesser begrenzten Winkelbereich nicht überschreitet. Außerdem würde hier durch die Verkippung der reflektierten Lichtwellenfronten  $2 \cdot \alpha_{Kipp}$  ein systematischer Cosinusfehler der Verformungsmessung entstehen [58]. Um diesen Fehlereinfluss zu minimieren und den Kippbereich der Spiegel zu erweitern, werden Mess- und Referenzstrahl mit je einer sphärischen Linse auf die beiden entsprechenden Spiegel fokussiert. Eine Neigung des Federkörpers führt somit nicht zu einer Verkippung sondern zu einem Versatz  $A_{Kipp}$  der Strahlen hinter der Linse, vgl. Abbildung 4-6. Zudem wird mit dieser Maßnahme der Justageaufwand der Interferometerstrahlen deutlich gesenkt.

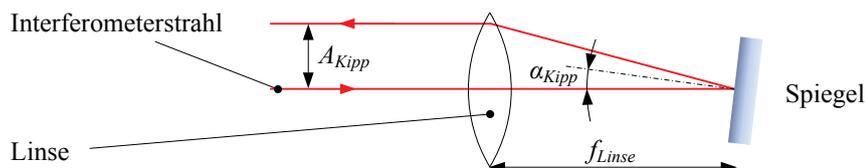


Abbildung 4-6: Fokussierung der Interferometerstrahlen auf Mess- und Referenzspiegel

Weiterhin ruft eine Verkippung des Spiegels keine Änderung des optischen Weges der Interferometerstrahlen und damit des Gangunterschieds hervor.

#### 4.3.4 Messunsicherheitsbeiträge des Differenzinterferometers

Die wesentlichen interferometerabhängigen Beiträge zur Unsicherheit der Interferometeranzeige  $v_{INT}$  werden im Folgenden erläutert und abgeschätzt. Zu ihnen zählen [61, 63]:

- Fehlereinflüsse der Wellenlänge  $\lambda$
- Nichtlinearität des Interferometersignals
- Cosinusfehler
- Wellenfrontfehler des Laserstrahls
- Temperatur- und Langzeitstabilität des Interferometers

##### **Einfluss der Wellenlänge**

Anhand der Interferometergleichung (4.2) ist zu erkennen, dass Abweichungen der Wellenlänge  $\Delta\lambda$  den Anzeigewert  $v_{INT}$  beeinflussen:

$$\Delta v_{INT} = \frac{\Delta\lambda}{\lambda} \cdot v_{INT} \quad (4.3)$$

Für eine allgemeingültige Berechnung der Messabweichungen aufgrund von Fehlereinflüssen auf die Wellenlänge muss zusätzlich zur Messgröße  $v_{INT}$  die Totstrecke berücksichtigt werden. Die Totstrecke ist als der konstruktiv bedingte absolute optische Gangunterschied von Mess- und Referenzstrahl in der Nulllage vor der Messung definiert [64]. Abgeleitet aus [64] ergibt sich die Messabweichung  $\Delta v_{INT}$  bei Berücksichtigung der Totstrecke  $l_T$  vereinfacht zu:

$$\Delta v_{INT} = \frac{\Delta\lambda}{\lambda} \cdot v_{INT} + \frac{\Delta\lambda}{\lambda} \cdot l_T \quad (4.4)$$

Die Totstrecke spielt nur bei zeitlichen Änderungen der Wellenlänge während der Messung eine Rolle. Der Einfluss kann als ein Nullpunktfehler betrachtet werden [64]. Bei allen Langzeitmessungen im Rahmen dieser Arbeit, muss die Totstrecke beachtet werden. Zur weiteren Vereinfachung sind zunächst absolute und zeitliche Abweichungen der Wellenlänge zu der Größe  $\Delta\lambda$  zusammengefasst. Damit ergibt sich die relative Messabweichung auf Basis von Wellenlängenfehlern wie folgt, wobei die Summe der Messgröße  $v_{INT}$  und der Totstrecke  $l_T$  den absoluten Gangunterschied  $l_G$  des Interferometers darstellt:

$$\frac{\Delta v_{INT}}{v_{INT} + l_T} = \frac{\Delta v_{INT}}{l_G} = \frac{\Delta\lambda}{\lambda} \quad (4.5)$$

Die Wellenlänge in einem Medium ist der Quotient aus der Vakuumwellenlänge  $\lambda_0$  und der entsprechenden Brechzahl  $n$ :

$$\lambda = \frac{\lambda_0}{n} \quad (4.6)$$

Somit wird  $\Delta\lambda$  von Abweichungen der Brechzahl und der Vakuumwellenlänge bestimmt:

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda} = -\frac{\Delta n}{n} \quad (4.7)$$

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda} = \frac{\Delta\lambda_0}{\lambda_0} \quad (4.8)$$

Die Brechzahl der Luft hängt vor allem von der Temperatur  $\vartheta$ , der relativen Luftfeuchte  $\varphi$  und dem Luftdruck  $p_L$  ab. Mit Hilfe der Edlén-Formel [65] kann die aktuelle Brechzahl der Luft berechnet und deren systematischer Einfluss auf das Messergebnis korrigiert werden. Durch Unsicherheiten in der Bestimmung dieser drei Umweltparameter ergeben sich aber Abweichungen der Brechzahl  $\Delta n_\vartheta/n$ ,  $\Delta n_\varphi/n$  und  $\Delta n_{p_L}/n$ . Diese sind unter anderem in [63] auf Basis der Edlén-Formel abgeleitet und dokumentiert. Sie stellen, wie auch die Abweichungen von  $\lambda_0$ , Beiträge zur Unsicherheit  $U_{n,\vartheta}$ ,  $U_{n,\varphi}$ ,  $U_{n,p_L}$  und  $U_{\lambda_0}$  des Anzeigewerts  $v_{INT}$  dar.

Die Signalauswerteeinheit erfasst während der Interferometermessungen die Lufttemperatur mit einem PT-100 Widerstandsthermometer, welches in Vierleiterschaltung angeschlossen ist. Für ein solches, nicht kalibriertes, Thermometer der Klasse A kann man im Bereich von  $-50\text{ °C} < \vartheta < 50\text{ °C}$  eine Grenzabweichung der angezeigten Temperatur von  $\Delta\vartheta = \pm 0,25\text{ K}$  annehmen [66]. Die Luftfeuchte und der Luftdruck werden von der Signalauswerteeinheit zurzeit nicht aufgezeichnet. Allerdings findet hier eine Korrektur der Brechzahl auf Basis der erwarteten Werte  $\varphi = 50\text{ \% r.F.}$  und  $p_L = 955\text{ hPa}$  statt. Dabei entspricht  $p_L$  dem nach der barometrischen Höhenformel errechneten Luftdruck auf Höhe des Labors von 490 m über NN. Für die Berechnung der Unsicherheitsbeiträge werden die erwarteten maximalen Schwankungen von  $\Delta p_L = \pm 15\text{ hPa}$  [61] und  $\Delta\varphi = \pm 10\text{ \% r.F.}$  verwendet.

Die maximale Abweichung der Vakuumwellenlänge ergibt sich aus der Frequenzstabilität des stabilisierten Helium-Neon-Lasers zu  $\Delta\lambda_0/\lambda_0 = 2 \cdot 10^{-8}$  [59].

Weiterhin wird eine Rechteckverteilung der Abweichungen angenommen, weshalb für die Berechnung der Standardunsicherheit der Faktor  $1/\sqrt{3}$  zum Einsatz kommt [57]. Die auf Basis der getroffenen Annahmen berechneten normierten Unsicherheitsbeiträge zur Interferometeranzeige  $v_{INT}$  sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst.

Die vergleichsweise hohen Luftdruckabweichungen  $\Delta p_L$  liefern den deutlich größten Unsicherheitsbeitrag. Ein kombinierter Unsicherheitsbeitrag der Wellenlängenabweichungen  $\Delta\lambda$  kann nun auf Basis der Wurzel der Quadratsumme der gelisteten Einzelbeiträge berechnet werden, da die einzelnen Einflussgrößen nicht korreliert sind [57]:

$$\frac{U_{v_{INT},\Delta\lambda}}{|v_{INT} + l_T|} = 23,1 \cdot 10^{-7} \quad (4.9)$$

Der gesamte Gangunterschied ( $l_G = v_{INT} + l_T$ ) hat somit einen direkten Einfluss auf die von Wellenlängenabweichungen hervorgerufene Messunsicherheit der Langzeitmessungen, bei denen sowohl die statischen als auch die zeitlich veränderlichen Abweichungen der Wellenlänge eine Rolle spielen. Bei einem symmetrischen Strahlengang, wie er durch den Einsatz des modifizierten Köstersprismas erreicht wird, ist die Totstrecke prinzipiell Null. Abgesehen von der nur einseitig im Strahl befindlichen Planparallelplatte des Schwingers ist der gewählte Strahlengang völlig symmetrisch. Diese Asymmetrie wird im Rahmen der Arbeit durch das Einbringen einer zweiten, nicht beweglichen und identischen Planplatte in den Referenzstrahl eliminiert. Die Totstrecke hängt nun nur noch von Fertigungstoleranzen der Präzisionsteile sowie von Dejustagen der optischen Bauelemente ab und wird mit  $l_T = -0,1\text{ mm}$  abgeschätzt. Generell könnten auch lokale Brechzahlunterschiede durch z.B. Temperaturgradienten zwischen Mess- und Referenzstrahl zu einem optischen Gangunterschied führen. Auch diese werden im Folgenden vernachlässigt, da im statischen Zustand der Temperatur relevante Gradienten

ten nur in der Höhenschichtung erwartet werden. Diese wirken wiederum auf Mess- und Referenzstrahl in gleichem Maße.

Wie in Abschnitt 2.1.3 erläutert, sind die Doppelbiegebalken auf Verformungen bei Maximalast in der Größenordnung von  $v_{FK} = -0,1$  mm ausgelegt. Mit  $v_{INT} = v_{FK}$  und der Totstrecke  $l_T$  ergibt sich theoretisch ein maximaler Gangunterschied von  $l_G = v_{INT} + l_T = -0,2$  mm und damit nach Gleichung (4.9) ein maximaler Unsicherheitsbeitrag der Wellenlängenabweichungen zu den Langzeitmessungen von  $U_{v_{INT}, \Delta\lambda} = 0,47$  nm.

Dabei liegen die Einzelbeiträge der Vakuumwellenlänge, der Messabweichung der Temperatur sowie der Abweichungen der Luftfeuchte unter 30 pm und sind somit vernachlässigbar. Durch eine zusätzliche Erfassung des aktuellen Luftdrucks kann auch der Beitrag  $U_{n,p}$  auf unter 0,1 nm reduziert werden. Die sehr kleine Totstrecke stellt somit einen weiteren entscheidenden messtechnischen Vorteil des Differenzinterferometers gegenüber einem Aufbau mit internem Referenzspiegel dar.

Tabelle 4-1: Beiträge zur Standardunsicherheit der Messgröße  $v_{INT}$  auf Basis von Abweichungen der Vakuumwellenlänge und der Einflüsse der Umweltparameter auf die Brechzahl

Einflussgröße	Normierter Unsicherheitsbeitrag ( $\Delta n_{\nu}/n, \Delta n_{\varphi}/n, \Delta n_{pL}/n$ aus [63])	Wert normierter Unsicherheitsbeitrag
Stabilität der Vakuumwellenlänge	$\frac{U_{\lambda_0}}{ v_{INT} + l_T } = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta\lambda_0}{\lambda_0} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot 10^{-8}$	$\frac{U_{\lambda_0}}{ v_{INT} + l_T } = 1,2 \cdot 10^{-8}$
Messabweichung Temperatur $\Delta\vartheta = 0,25$ K	$\frac{U_{n,\vartheta}}{ v_{INT} + l_T } = -\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta n_{\vartheta}}{n} = \frac{0,929 \cdot 10^{-6} \cdot K^{-1} \cdot \Delta\vartheta}{\sqrt{3}}$	$\frac{U_{n,\vartheta}}{ v_{INT} + l_T } = 1,4 \cdot 10^{-7}$
Abweichung rel. Luftfeuchte $\Delta\varphi = 10$ % r.F.	$\frac{U_{n,\varphi}}{ v_{INT} + l_T } = -\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta n_{\varphi}}{n} = \frac{1,14 \cdot 10^{-8} \cdot \Delta\varphi}{\sqrt{3}}$	$\frac{U_{n,\varphi}}{ v_{INT} + l_T } = 0,7 \cdot 10^{-7}$
Abweichung Luftdruck $\Delta p_L = 15$ hPa	$\frac{U_{n,pL}}{ v_{INT} + l_T } = -\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta n_{pL}}{n} = \frac{-2,682 \cdot 10^{-7} \cdot hPa^{-1} \cdot \Delta p_L}{\sqrt{3}}$	$\frac{U_{n,p}}{ v_{INT} + l_T } = -23 \cdot 10^{-7}$

Vernachlässigt man bei der Berechnung der Unsicherheit den Einfluss der zeitlichen Änderungen der Wellenlänge, so muss, wie oben beschrieben, auch die Totstrecke nicht berücksichtigt werden. Diese Annahme gilt beispielsweise bei Kurzzeitmessungen, wie der Bestimmung der spontanen Verformung  $v_0$  eines Federkörpers. Damit ist der absolute Unsicherheitsbeitrag nur noch von der jeweiligen Messgröße  $v_{INT}$  abhängig:

$$\frac{U_{v_{INT}, \Delta\lambda, stat}}{|v_{INT}|} = 23,1 \cdot 10^{-7} \tag{4.10}$$

### Nichtlinearität des Interferometersignals

Bei Verschiebung eines Spiegels werden mit der optoelektronischen Abtastung vier phasenverschobene sinusförmige Interferenzsignale mit der Periodenlänge von einer Interferenzordnung aufgezeichnet. Eine Phasenänderung der jeweiligen Einzelsignale von  $\Theta = 360^\circ$  entspricht somit einer Änderung der Interferometeranzeige von  $v_{INT} = \lambda/2$ . Für die Realisierung einer Richtungsunterscheidung der Spiegelverschiebung werden zunächst zwei um  $90^\circ$  phasenverschobene Signale  $S_{Int1}$  und  $S_{Int2}$  benötigt. Diese werden auch als Sinus- bzw. Cosinus-

signal bezeichnet. Die real aufgezeichneten Signale  $S_{Int1}$  und  $S_{Int2}$  besitzen diese vereinfachte mathematische Form [63]:

$$\begin{aligned} S_{Int1} &= K_{Int1} \cdot \sin(\Theta) + O_1 \\ S_{Int2} &= K_{Int2} \cdot \cos(\Theta + \delta) + O_2 \end{aligned} \quad (4.11)$$

Dabei entspricht  $K_{Int}$  der jeweiligen Signalamplitude,  $O$  dem Offset und  $\delta$  der Abweichung von der idealen  $90^\circ$  Phasenverschiebung. Die Phase  $\Theta$  des Signals wird in der Signalauswerteelektronik über folgende Beziehung der beiden Einzelsignale berechnet [67]:

$$\Theta = \arctan\left(\frac{S_{Int1}}{S_{Int2}}\right) \quad (4.12)$$

Aus dieser Information ergibt sich die Verschiebung des Spiegels bzw. die Messgröße  $v_{INT}$ . Durch Interpolation kann die Messgröße deutlich höher als eine Interferenzordnung aufgelöst werden (vgl. Abschnitt 4.3). Abweichungen der Signalamplituden  $K_1$  und  $K_2$ , der Offsets  $O_1$  und  $O_2$  sowie der Phasenfehler  $\delta$  führen zu Interpolationsabweichungen bzw. Nichtlinearitäten der Interferometeranzeige [61, 63, 67]. Durch die Regelung von Offset und Amplitude auf Basis des mit dem Schwinger erzeugten Wechselsignals (vgl. 4.3.2) sind diese beiden Einflüsse im Vergleich zum Phasenfehler  $\delta$  vernachlässigbar [63]. Außerdem werden die Fehlereinflüsse von Amplitude und Offset bei diesem Interferometerkonzept durch eine Vierfach-Abtastung der Interferenzen weiter minimiert. Hierzu erfolgt zusätzlich noch eine Erfassung und Weiterverarbeitung der  $180^\circ$ - und ein  $270^\circ$ -phasenverschobenen Signale  $S_{Int3}$  und  $S_{Int4}$ . Der Beitrag des Phasenfehlers  $\delta$  kann damit aber nicht reduziert werden. Die durch  $\delta$  hervorgerufene maximale Linearitätsabweichung der Messgröße beträgt:

$$\Delta v_{INT, Lin} = \frac{\lambda/2}{360^\circ} \cdot \delta \quad (4.13)$$

Der Phasenfehler kann geräteintern auf  $\delta < \pm 2^\circ$  justiert werden [61]. Damit ergibt sich eine maximale Linearitätsabweichung von  $\Delta v_{INT, Lin, max} < \pm 1,8$  nm. Mit der Annahme einer Rechteckverteilung folgt der maximale Unsicherheitsbeitrag  $U_{v_{INT, Lin, max}} = 1,1$  nm.

Die Linearitätsabweichung hat eine Periodizität von  $\lambda/4$  [63, 67], siehe Abbildung 4-7. Somit ist der Fehler  $\Delta v_{INT, Lin}$  bei Messstrecken von einem Vielfachen von  $v_{INT} \approx 158$  nm maximal.

Für sehr kleine Verschiebungen, wie sie zum Beispiel bei der Messung der absoluten elastischen Nachwirkungen nach dem Lastwechsel auftreten, kann man die Linearitätsabweichung über den maximalen Anstiegs dieses Fehlers abschätzen. Dieser beträgt für  $\delta < \pm 2^\circ$ :

$$\frac{\Delta v_{INT, Lin}}{v_{INT}} = \pm 0,031$$

Auf Basis einer Rechteckverteilung ergibt sich für den relativen Unsicherheitsbeitrag der Linearitätsabweichung:

$$\frac{U_{v_{INT, Lin}}}{|v_{INT}|} = 0,02 \quad (k=1) \quad (4.14)$$

Prinzipiell kann durch Anwendung einer rechnerischen Heydemann-Korrektur des Interferometersignals der Einfluss des Phasenfehlers  $\delta$  auf  $< 0,2$  nm im gesamten Messbereich redu-

ziert werden [68]. Dies ist aber nicht ohne weiteres möglich und wird von der hier verwendeten Signalauswerteeinheit nicht durchgeführt.

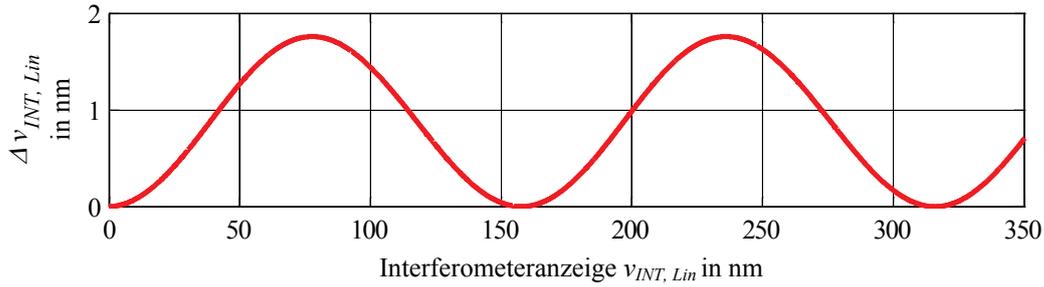


Abbildung 4-7: Linearitätsabweichung der Verformung  $\Delta v_{INT, Lin}$  für den Phasenfehler  $\delta = 2^\circ$

### Cosinusfehler

Wie in Abschnitt 4.3.3 dargestellt, ist der wellenfrontbedingte Cosinusfehler, der von Verkipptungen der Spiegel während der Messung verursacht wird, vernachlässigbar. Dies wird durch den Einsatz der Linsen erreicht.

Darüber hinaus kann ein geometrischer Cosinusfehler der Längenmessung auftreten, falls die zu messende Verformung  $v_{FK}$  einen Winkel von  $\neq 0^\circ$  mit der Maßverkörperung, also dem Laserstrahl, einschließt. Im Fall der hier beschriebenen Anwendung entsteht dies, wenn die Oberfläche des eingespannten Federkörpers und damit des Messspiegels nicht senkrecht zum Laserstrahl ausgerichtet ist, vgl. Abbildung 4-1. Die Ursache hierfür kann z.B. ein schiefer Einbau des Federkörpers in die Prüfeinrichtung sein. Auch in dieser Konstellation wird der Laserstrahl unter einem Winkel  $2 \cdot \alpha_{Kipp}$  reflektiert, vgl. Abbildung 4-6. Die maximal mögliche Verkipptung des Federkörpers  $\alpha_{Kipp}$  kann auf Basis des Strahlversatzes  $A_{Kipp}$ , der durch den Einsatz der Linsen erzeugt wird, abgeschätzt werden. Beide reflektierten Laserstrahlen laufen vor der optoelektronischen Abtastung durch eine Blende mit dem Durchmesser 0,8 mm. Ist der Strahlversatz größer als der halbe Blendendurchmesser, so nimmt die Signalqualität deutlich ab. Die Funktionsfähigkeit des Interferometers ist in diesem Fall nicht mehr gewährleistet. Der größtmögliche Strahlversatz beträgt damit  $A_{Kipp} = 0,4$  mm. Damit berechnet sich der maximale Kippwinkel auf Basis einer Sinusbeziehung und der Brennweite  $f_{Linse} = 125$  mm zu  $\alpha_{Kipp} = 5,5'$ , vgl. Abbildung 4-6. Der durch den Winkel  $\alpha_{Kipp}$  zwischen der Verformung  $v_{FK}$  und dem Laserstrahl hervorgerufene geometrische Cosinusfehler der Interferometermessung beträgt nach [69]:

$$\frac{\Delta v_{INT, cos}}{v_{INT}} = \cos(\alpha_{Kipp}) - 1 \quad (4.15)$$

Nimmt man auch hier eine Rechteckverteilung des Winkels  $\alpha_{Kipp}$  an, so ergibt sich für dessen Unsicherheitsbeitrag:

$$\frac{U_{v_{INT, cos}}}{|v_{INT}|} = 0,74 \cdot 10^{-6} \quad (4.16)$$

Bei einem Anzeigewert des Interferometers von  $v_{INT} = -0,1$  mm entspricht dies einem Unsicherheitsbeitrag von  $U_{v_{INT, cos}} = 0,074$  nm.

### **Wellenfrontfehler des Laserstrahls**

Sind die Wellenfronten am Ort der Interferenzentstehung gekrümmt, so resultieren Fehler in der Phasenlage des Interferenzbildes und somit der Längenmessung. Hier sind im wesentlichen Phasenfehler in der Ausbreitungsrichtung und in Abhängigkeit des Versatzes zur Achse des Laserstrahls zu nennen [61].

Der verwendete Strahl wird mit der Kollimationsoptik der Auskopplung so justiert, dass die Wellenfronten am Ort der Interferenzentstehung eben sind. Die Brennweite der Kollimationsoptik beträgt 20 mm. Die Überprüfung des Justagezustandes erfolgt im Rahmen dieser Arbeit mit einem Shearing-Interferometer. In Verbindung mit dem sehr kleinen Messbereich können die Wellenfronten am Ort der Interferenzentstehung stets als eben betrachtet werden. Mit diesen Randbedingungen kann der Beitrag von Wellenfrontfehlern zur Messunsicherheit vernachlässigt werden, vgl. [61]. Dies gilt auch, wenn die Verkippung der Spiegel einen Versatz  $A_{Kipp}$  der Laserstrahlen am Ort der Interferenzentstehung hervorruft. Wird der Versatz zu groß, steigt in erster Linie das Signalrauschen und damit der zufällige Fehler bei den Messungen.

### **Temperatur- und Langzeitstabilität des Interferometers**

Verformungen oder Verlagerungen der Interferometerbauteile durch Temperatureinflüsse oder Langzeitdriften liefern einen Beitrag zur Messunsicherheit. Darüber hinaus spielen Deformationen des gesamten Messkreises eine entscheidende Rolle. Der Zahlenwert dieser Beiträge ist sehr schwer theoretisch abschätzbar. Aus diesem Grund müssen diese im Rahmen der vorliegenden Arbeit durch praktische Untersuchungen festgestellt werden, vgl. Kapitel 6.1.

## **4.4 Einspannung der Federkörper und Krafteinleitung**

Kraftaufnehmer und Wägezellen besitzen in der Regel Gewindebohrungen, über welche sie im Messaufbau verschraubt werden. Die Krafteinleitung ist dabei in der gleichen Weise am Federkörper angebracht. Für diese Variante der Einspannung und Krafteinleitung lag zu Beginn der praktischen Untersuchungen eine konstruktive Lösung vor.

Bei Federkörpern aus spröden Werkstoffen besteht die Möglichkeit der Befestigung über Gewindebohrungen nicht. Für diese wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine Einspannung und Krafteinleitung mittels Klemmung ähnlich der in [25] verwendet und optimiert.

Beide Varianten der Einspannung und Krafteinleitung werden im Folgenden dargelegt.

### **Federkörper geschraubt**

Die Federkörper sind über ihre Gewindebohrungen direkt mit einer Schnellwechselplatte aus Invar verschraubt. Ein Käfig, über welchen die Krafteinleitung realisiert wird, ist gleichermaßen durch Verschrauben am Federkörper befestigt, vgl. Abbildung 4-8. Diese Einspannung und Krafteinleitung ist für die industriell gefertigten Kraftaufnehmer bzw. Wägezellen optimiert und entspricht somit dem realen Einsatzfall.

Die Schnellwechselplatte ist so ausgeführt, dass sie auf drei definierten Flächen auf der Invar-Grundplatte von Ebene 2 aufliegt und an diesen Stellen mit ihr verschraubt ist. Eine reproduzierbare Ausrichtung der Federkörper erfolgt mittels Anschlägen. Hierzu finden Passstifte Anwendung. Die Koppelstange, an welche die definierten Massestücke gehängt werden, ist über ein um die  $x$ - sowie die  $y$ -Achse (vgl. Abbildung 4-2) flexibles Festkörpergelenk mit der Krafteinleitung verbunden. Diese Verbindung ist mit einer trennbaren und definierten Kegel-Kegel-Paarung realisiert. Der Schwerpunkt der aufgebrachten Lasten richtet sich somit immer

wiederholbar unter dem Federkörper aus und ein zusätzliches Moment in Bezug auf die Krafteinleitung kann nicht entstehen. Die Spiegel liegen auf dem Federkörper und werden mittels Blattfedern gegen Verrutschen gesichert. Zur Halterung des Referenzspiegels auf der Seite der Einspannung ist eine Brücke auf der Schnellwechselplatte angebracht. Diese berührt den Federkörper nicht direkt. Ein Kraftnebenschluss entsteht über Brücke, Blattfeder, Spiegel und Federkörper.

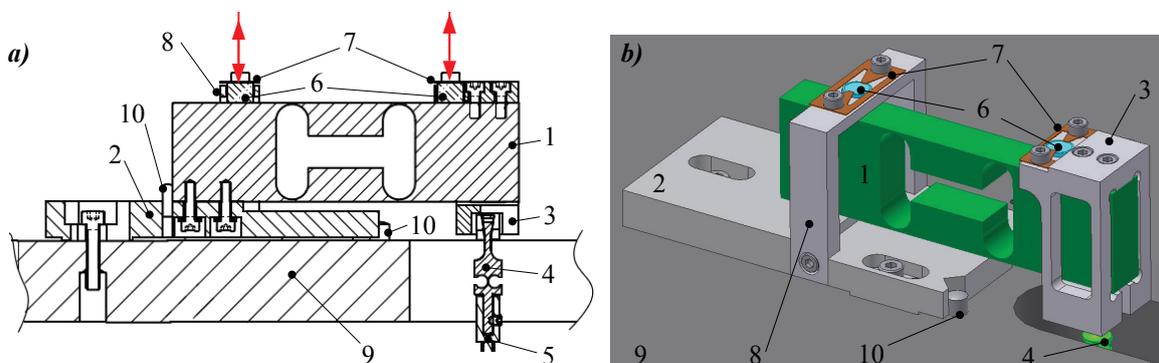


Abbildung 4-8: Einspannung der Federkörper und Krafteinleitung mittels Verschraubung in a): Schnitt- und b): 3-D-Darstellung mit: 1: Federkörper, 2: Schnellwechselplatte, 3: Käfig für Krafteinleitung, 4: Festkörpergelenk, 5: Koppelstange, 6: Spiegel, 7: Blattfeder, 8: Brücke, 9: Grundplatte von Ebene 2, 10: Passstifte als Anschlag

Zum Wechsel der Messobjekte muss man zunächst die Koppelstange samt Festkörpergelenk aus der Krafteinleitung aushängen. Anschließend wird die Schraubverbindung zwischen Schnellwechselplatte und Grundplatte von Ebene 2 gelöst und der Federkörper mit seiner Einspannung und der Krafteinleitung entnommen. Alle weiteren Montage- und Justageschritte sind nun außerhalb des Messaufbaus möglich. Alle Schrauben werden mit einem Drehmomentschlüssel definiert angezogen.

### Federkörper geklemmt

Die Einspannung von Federkörpern aus spröden Werkstoffen erfolgt mittels einer Klemmung. Hierzu ist ein Käfig aus Invar auf einer weiteren Schnellwechselplatte fest verschraubt. In diesem befindet sich eine Gewindebuchse. Zum Einspannen wird der Federkörper mit Hilfe der konstruktiv bedingten Anschläge im Käfig positioniert und die nötige Klemmkraft über das Anziehen der in der Gewindebuchse befindlichen Schraube erzeugt, siehe Abbildung 4-9.

Die Schraube drückt dabei nicht direkt auf den Federkörper, sondern auf eine Kugel, welche in der Gewindebuchse geführt ist. Zwischen dieser Kugel und dem Federkörper bzw. zwischen Käfig und Federkörper werden die Klemmstücke aus Invar gelegt. Durch das Verwenden der Klemmstücke können unterschiedlich hohe Federkörper so eingespannt werden, dass der Fokus der Interferometerstrahlen auf den entsprechenden Spiegeln liegt. Da die Klemmstücke selber nicht geführt werden, entsteht beim Einspannen kein zusätzlicher Zwang, falls die Ober- und Unterseite der Federkörper nicht exakt parallel sind. Durch eine ballige Kontaktfläche zwischen Federkörper und Klemmstück kann eine undefinierte Einspannung entstehen. Um dies zu verhindern sind die Klemmstücke mit einer Ausfräsung in Form einer Nut versehen. Die Krafteinleitung ist in der gleichen Weise am Federkörper fixiert. Auch in diesem Fall wird eine definierte Klemmkraft durch Anziehen der Schrauben mit einem Drehmomentschlüssel

gewährleistet. An der Krafteinleitung hängt die oben beschriebene Koppelstange mit dem Festkörpergelenk (in Abbildung 4-9 nicht dargestellt). Das Prinzip der Klemmung ist universeller anwendbar, als die erläuterte direkte Schraubbefestigung. Hier können sowohl metallische als auch nicht metallische Federkörper eingespannt werden. Allerdings weicht diese Form der Einspannung vom Einsatzfall ab, da die DMS-Aufnehmer in der Regel im jeweiligen Messaufbau verschraubt werden. Außerdem lassen sich in dieser Ausführung die Spiegel nicht ohne weiteres auf dem Federkörper fixieren. Entweder muss die Oberfläche der Federkörper direkt angetastet oder Spiegel auf diese geklebt werden. Für ein direktes optisches Antasten der Oberfläche ist ein hinreichend hoher Reflexionsgrad nötig. Beide Varianten kommen in dieser Arbeit zur Anwendung.

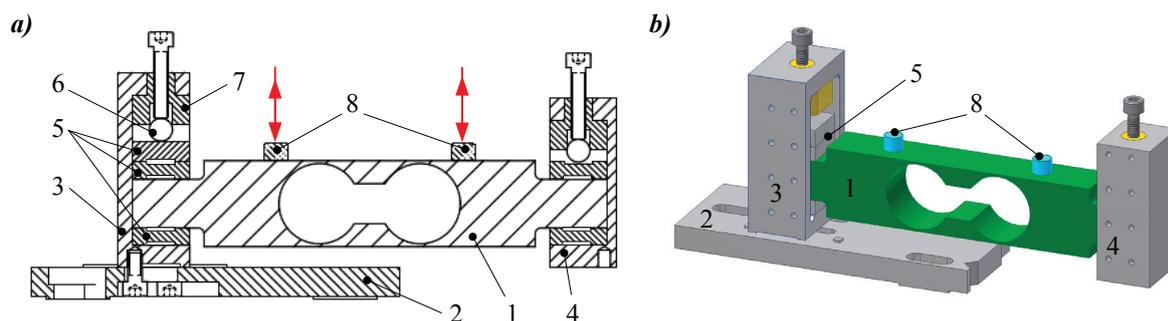


Abbildung 4-9: Einspannung der Federkörper und Krafteinleitung mittels Klemmung, angelehnt an die in [25] verwendete Einspannung: a): Schnitt- und b): 3-D-Darstellung mit: 1: Federkörper, 2: Schnellwechselplatte, 3: Käfig Einspannung, 4: Käfig Krafteinleitung, 5: Klemmstücken mit Nut, 6: Kugel, 7: Gewindebuchse, 8: Spiegel

## 4.5 Lastwechseleinrichtung

Die zur Verformung der Federkörper nötigen definierten Gewichtskräfte  $F$  werden mittels scheibenförmigen Massestücken erzeugt, vgl. Abbildung 4-10.

Ist keine Last aufgebracht, so hängen nur die Koppelstange und der daran angebrachte Teller an der Krafteinleitung. Sie stellen somit, wie auch die Krafteinleitung, einen Teil der Nulllast dar. Im diesem Fall liegen alle sechs Massestücke in einem stufenförmigen Käfig. Der Käfig befindet sich auf einer höhenverstellbaren Plattform. Durch Absenken der Plattform mittels eines Zahnstangengetriebes und eines Motors werden die Massestücke sequentiell auf dem Teller abgelegt. Mit Hilfe der kippbaren Plattform kann man die Massestücke in Bezug auf den Teller nivellieren. Außerdem ist die gesamte Lastwechseleinrichtung relativ zum Teller und der Koppelstange verschiebbar. Auf diese Weise ist es möglich, die gestapelten Massestücken in Bezug auf den Teller exakt zu positionieren. Damit können mögliche Pendelschwingungen, die durch exzentrisches Belasten hervorgerufen werden, reduziert werden.

Durch das sequentielle Anhängen der Massestücke mit den Massen  $m$  ergibt sich die kumulierte Masse  $M$ , mit welcher der Federkörper belastet wird. Da sich die Kraft über  $F = M \cdot g$  zusammensetzt, hat die Unsicherheit der kumulierten Massen  $U_M$  und der Gewichtskraft  $U_g$  einen direkten Einfluss auf die erzeugte Verformung  $v_{FK}$ .

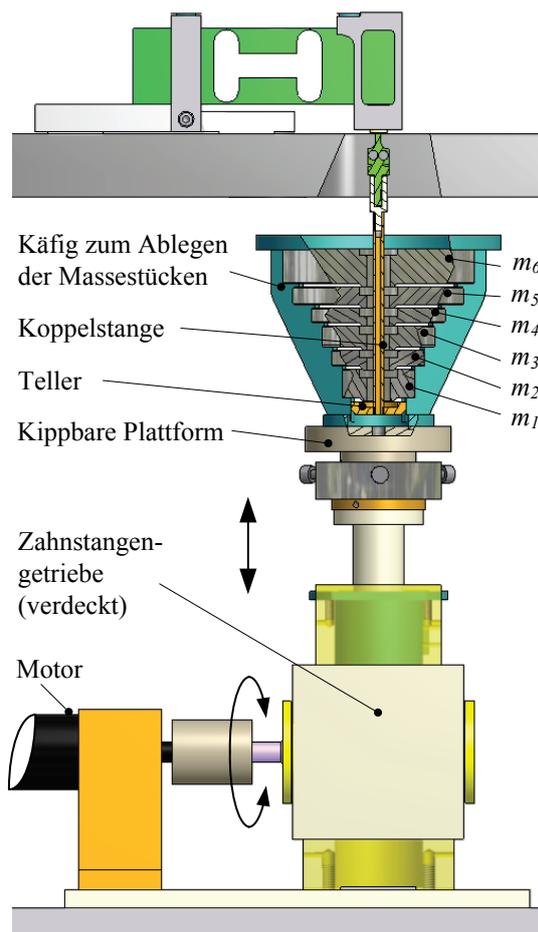


Tabelle 4-2: Masse und Standardunsicherheit der mit dem Lastwechsler anzuhängenden Massestücke der Fehlergrenzenklasse E2 nach OIML R 111 [70]

Einzelmasse $m$	kumulierte Masse $M$	rel. Unsicherheit $U_M/M$
$m_1 = 50 \text{ g}$ $\pm 0,058 \text{ mg}$	$M_1 = 50 \text{ g}$ $\pm 0,058 \text{ mg}$	$U_{M1}/M_1 =$ $1,15 \cdot 10^{-6}$
$m_2 = 50 \text{ g}$ $\pm 0,058 \text{ mg}$	$M_2 = 100 \text{ g}$ $\pm 0,082 \text{ mg}$	$U_{M2}/M_2 =$ $8,16 \cdot 10^{-7}$
$m_3 = 100 \text{ g}$ $\pm 0,093 \text{ mg}$	$M_3 = 200 \text{ g}$ $\pm 0,123 \text{ mg}$	$U_{M3}/M_3 =$ $6,16 \cdot 10^{-7}$
$m_4 = 100 \text{ g}$ $\pm 0,093 \text{ mg}$	$M_4 = 300 \text{ g}$ $\pm 0,154 \text{ mg}$	$U_{M4}/M_4 =$ $5,14 \cdot 10^{-7}$
$m_5 = 200 \text{ g}$ $\pm 0,173 \text{ mg}$	$M_5 = 500 \text{ g}$ $\pm 0,232 \text{ mg}$	$U_{M5}/M_5 =$ $4,64 \cdot 10^{-7}$
$m_6 = 500 \text{ g}$ $\pm 0,462 \text{ mg}$	$M_6 = 1000 \text{ g}$ $\pm 0,517 \text{ mg}$	$U_{M6}/M_6 =$ $5,17 \cdot 10^{-7}$

Abbildung 4-10: Lastwechsler zum Anhängen definierter Massestücke an den Federkörper

Die Massestücke sind nach der Fehlergrenzenklasse E2 der OIML R 111 [70] gefertigt. Deren Massen  $m$  und Fehlergrenzen sowie die daraus abgeleiteten relativen Standardunsicherheiten von  $M$  sind auf Basis einer Rechteckverteilung in Tabelle 4-2 aufgeführt. Für den Aufstellort des Messaufbaus beträgt  $g = 9,810131 \text{ m/s}^2 \pm 21 \cdot 10^{-6} \text{ m/s}^2$  [71]. Die dadurch hervorgerufene Unsicherheit der erzeugten Federkörperverformung ist in Anhang 9.3 hergeleitet. Diese stellt zwar keine Unsicherheit der Interferometermessung dar, bewirkt aber letztendlich eine Abweichung der gemessenen von den erwarteten Anzeigewerten  $v_{INT}$ . Damit gilt:

$$\frac{U_{v_{INT},F}}{|v_{INT}|} = \frac{U_{v_{FK},F}}{|v_{FK}|} = \sqrt{\left(\frac{U_M}{M}\right)^2 + \left(\frac{U_g}{g}\right)^2} \quad (4.17)$$

Liegt eine zeitlich konstante Abweichung der Kraft vor, so wirkt sich deren Unsicherheitsbeitrag nicht auf die ermittelten relativen Werte für die elastischen Nachwirkungen, die Umkehrspanne, die Wiederholpräzision und die Nullpunktabweichung aus, da die Messwerte mit der jeweiligen absoluten Verformung normiert werden, vgl. 2.1.5.

Dies gilt nicht für die Interpolations- bzw. Linearitätsabweichung der Federkörperverformung. Man kann nicht unterscheiden, ob die ermittelten Linearitätsabweichungen durch das Verhalten des Federkörpers oder von Abweichungen der einzelnen angenommenen Massen  $M$  verursacht werden. In diesem Fall muss der Unsicherheitsbeitrag der Masse zur erzeug-

ten Verformung, der sich aus Gleichung (4.17) und Tabelle 4-2 ergibt, beachtet werden. Die Standardunsicherheit der Masse wird also nur bei der Angabe von absoluten Verformungen und der Linearitätsabweichungen berücksichtigt, und liegt stets bei  $U_M/M < 1,15 \cdot 10^{-6}$ .

Eine zeitlich konstante Abweichung der angenommenen Fallbeschleunigung  $g$  beeinflusst weder die oben dargestellten normierten Kennwerte noch die Linearitätsabweichungen. Dagegen wirken sich Änderungen der Fallbeschleunigung  $g$  während der Messungen auf alle absoluten und normierten Verformungen aus. Da davon ausgegangen wird, dass die relativen Änderungen von  $g$  während der Messzeit deutlich kleiner sind als deren relative Standardunsicherheit  $U_g/g = 2,15 \cdot 10^{-6}$ , wird dieser Einfluss vernachlässigt. Der Einfluss der Fallbeschleunigung wird demnach nur bei der Angabe von absoluten Verformungen berücksichtigt.

## 4.6 Temperatur- und Feuchtemessung

Die Lufttemperatur wird direkt neben der Einspannung des Federkörpers mit einem PT-100 Widerstandthermometer erfasst, vgl. Abbildung 4-2. Zusätzlich dazu erfolgt an der gleichen Stelle eine Überwachung der Lufttemperatur und der relativen Luftfeuchte  $\varphi$  mit einem separaten Temperatur- und Feuchtesensor der Firma Sensirion. Im Messbereich von  $0\text{ °C} < \vartheta < 50\text{ °C}$  liegt die Standardunsicherheit der ermittelten Temperatur  $\vartheta$  bei  $U_{\vartheta,PT-100} < 0,7\text{ °C}$ . Im Feuchtebereich von  $20\% \text{ r.F.} < \varphi < 80\% \text{ r.F.}$  sowie einer Temperatur  $\vartheta = 25\text{ °C}$  beträgt die Standardunsicherheit der Feuchtemessung  $U_{\varphi,Sens} < 1,8\% \text{ r.F.}$  [72].

## 4.7 Aufstellung und Klimatisierung

Die Bestimmung der kraftmess- und wägetechnisch relevanten Kennwerte der Federkörper bzw. der Aufnehmer muss bei definierten Umweltbedingungen erfolgen. Außerdem ist zu vermuten, dass Temperaturänderungen Deformationen des Messkreises hervorrufen und damit schwer abschätzbare Unsicherheitsbeiträge zur Verformungsmessung liefern, vgl. Abschnitt 4.3.4. Definierte und konstante Umweltbedingungen kann man durch die Verwendung einer Klimatisierung erreichen. Für die ersten Untersuchungen der messtechnischen Eigenschaften der Prüfeinrichtung wurde diese somit in einer am IPMS vorhandenen begehbaren Klimazelle aufgestellt, siehe Abbildung 4-11.

Dabei stehen die vier Stellfüße der Prüfeinrichtung direkt auf einem Wägestein aus Granit, welcher wiederum auf einem Untertisch lagert. Zur Reduzierung von mechanischen Schwingungen sind zwischen dem Wägestein und dem Untertisch vier Gummidämpfer verbaut. Die Umweltparameter in der Klimazelle werden durch Einleiten von Luft mit definierter Temperatur und Feuchte erzeugt. Damit wird eine Stabilität der Lufttemperatur in der Klimazelle in der Größenordnung von  $\Delta\vartheta_{Luft} = \pm 0,1\text{ K}$  erreicht. Die an der Prüfeinrichtung vorbeiströmende Luft könnte zu lokalen Brechzahlchwankungen führen und darüber hinaus den eingebauten Federkörper zum Schwingen anregen. Um dies zu vermeiden und die Temperaturstabilität im Messvolumen weiter zu verbessern, wurde eine Abdeckung aus dem wärmeisolierenden Material Styrodur konstruiert. Außerdem wird zum Einstellen einer konstanten Luftfeuchte ein Gefäß mit vorkonditioniertem Silicagel unter dieser Abdeckung platziert [73].

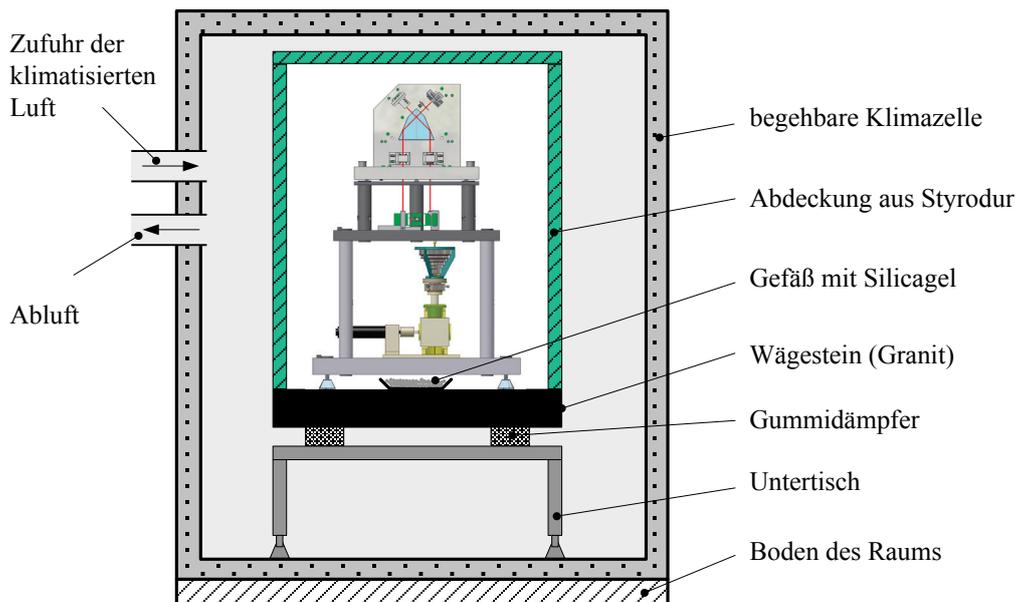


Abbildung 4-11: Aufstellung und Klimatisierung der Prüfeinrichtung in der Klimazelle

## 4.8 Kapitelzusammenfassung

Die Prüfeinrichtung ist konstruktiv in die drei Bestandteile Interferometer, Einspannung der Federkörper und Lastwechsler gegliedert.

Das verwendete Differenzinterferometer wurde speziell für die Messung der Federkörperverformung  $v_{FK}$  entwickelt. Durch den Einsatz des modifizierten Köstersprismas als Strahlteiler und dem daraus resultierendem Strahlengang ergeben sich die für diese Anwendung gewünschten optimalen messtechnischen Eigenschaften. Abstandsänderungen zwischen Messobjekt und dem Differenzinterferometer, die z.B. durch thermische Ausdehnung entstehen können, führen nicht zu einer Änderung des angezeigten Interferometerwertes  $v_{INT}$ . Da sowohl der Messbereich als auch die Totstrecke der Interferometerstrahlen in der Größenordnung von nur 0,1 mm liegen, ergeben sich minimale interferometerbedingte Messunsicherheitsbeiträge  $U$ . Für diesen Fall wurde der Beitrag von Wellenlängenabweichungen  $\Delta\lambda$  des Laserlichts mit  $U_{v_{INT}, \Delta\lambda} = 0,47$  nm berechnet. Wellenlängenabweichungen resultieren aus Schwankungen der Umweltparameter Temperatur, Luftfeuchte und Luftdruck sowie aus Instabilitäten der Laserlichtfrequenz. Der maximale Beitrag von Cosinusfehlern ergibt sich für einen Anzeigewert von  $v_{INT} = 0,1$  mm zu  $U_{v_{INT}, cos} = 0,08$  nm und liegt damit im Bereich der Auflösung des Systems. Den größten Einfluss liefern die Linearitätsabweichungen des Interferometers. Sie können für den gesamten Messbereich mit der Standardunsicherheit  $U_{v_{INT}, Lin} = 1,1$  nm abgeschätzt werden. Für die Bestimmung von kleinen Verformungen, wie z.B. die absoluten elastischen Nachwirkungen nach einem Lastwechsel, ist  $U_{v_{INT}, Lin}$  aber deutlich geringer. Die theoretischen Betrachtungen verdeutlichen die sehr gute Eignung der Prüfeinrichtung für die Ermittlung der Federkörpereigenschaften. Auf Basis der dargestellten Unsicherheitsbeiträge des Interferometers ist es grundlegend möglich, das in Kapitel 1 definierte Ziel einer Unsicherheit von deutlich unter 10 nm für die Messung der absoluten Abweichungen der Federkörper von

ihren idealen Wandlungseigenschaften zu erreichen. Einen weiteren Beitrag zur Messunsicherheit stellen Deformationen des Messkreises wie z.B. Langzeitdriften oder auch temperaturbedingte Verformungen oder Verlagerungen einzelner Bauteile des Interferometers dar. Aus diesem Grund werden die hier dargestellten theoretischen Ergebnisse im Kapitel 6 mit praktischen Untersuchungen verifiziert und erforderliche Optimierungen vorgenommen.

Für die Einspannung der Federkörper finden zwei verschiedene Prinzipien Anwendung. Metallische Messobjekte können über eigene Gewinde direkt in der Prüfeinrichtung verschraubt werden. Die Halterung von spröden Federkörpern erfolgt mittels einer darauf ausgelegten Klemmung. Den beiden Prinzipien entsprechend ist auch die Befestigung der Krafteinleitung an der beweglichen Seite der jeweiligen Federkörper realisiert.

Zum Erzeugen der Verformungen werden Massestücke der Toleranzklasse E2 mit dem Lastwechsler sequentiell an die Krafteinleitung und damit den Federkörper angehängt. Die Toleranz der angehängten Massen bewirkt eine relative Standardunsicherheit des der Gewichtskraft zugeordneten Anzeigewerts des Interferometers von  $U_{v_{INT, F}} / v_{INT} < 1,15 \cdot 10^{-6}$ . Dieser ist aber praktisch nur für die Bestimmung der Linearitäts- bzw. Interpolationsabweichung der Federkörper relevant. Für die Ermittlung der elastischen Nachwirkungen oder der Umkehrspanne spielt dieser Beitrag keine Rolle, da die Messwerte auf die jeweils von der Masse erzeugte spontane Verformung normiert werden.

## 5 Verwendete Federkörper

Federkörper von DMS-Aufnehmern bestehen in der Regel aus Aluminium oder Stahl. Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit dienen der Ermittlung der spezifischen mechanischen Kennwerte entsprechend der Norm EN ISO 376. Zusätzlich dazu sollen die gleichen Kennwerte von Federkörpern aus synthetischem sowie mineralischem Quarzglas ermittelt und mit denen der Metallischen verglichen werden.

Für diese Untersuchungen finden drei verschiedene Typen von Messobjekten Anwendung. Die metallischen Federkörper aus Aluminium und Stahl sind direkt über ihre eigenen Gewindebohrungen im Messaufbau verschraubt, vgl. Abbildung 4-8. Sie stellen den Federkörper-Typ FK-1 dar, siehe Abbildung 5-1 *a)* und *b)*. Die Einspannung der Federkörper des Typs FK-3 aus Quarzglas (vgl. Abbildung 5-1 *d)*) sowie einer weiteren Feder des Typs FK-2 aus Aluminium (vgl. Abbildung 5-1 *c)*) erfolgt mittels der in Abbildung 4-9 vorgestellten Klemmung.

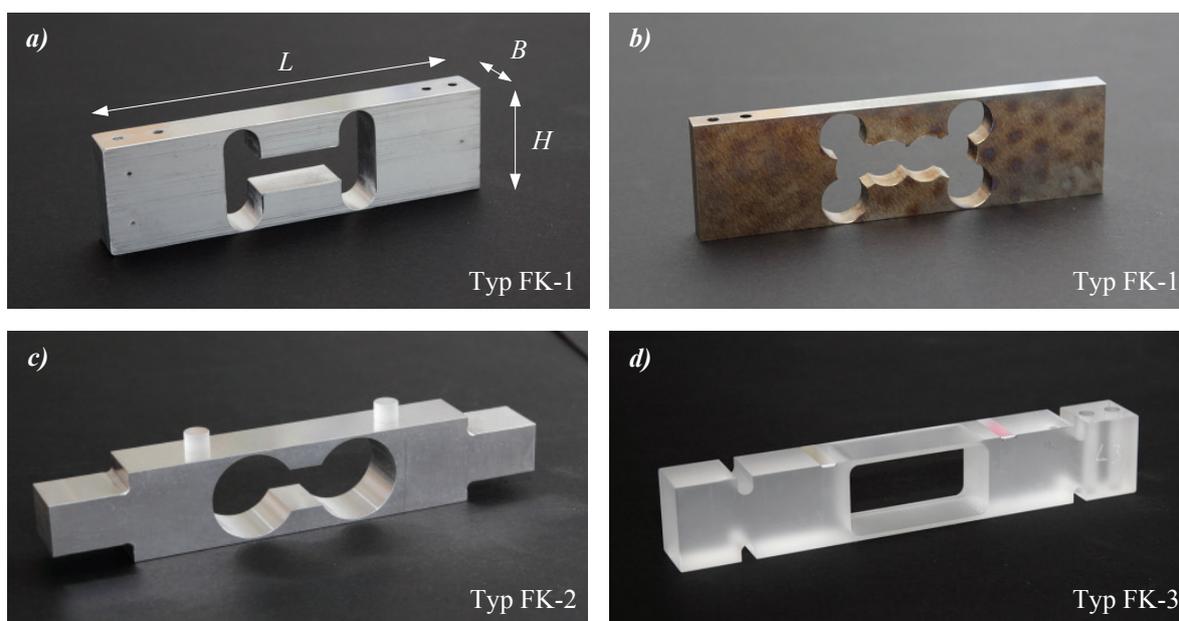


Abbildung 5-1: Verwendete Federkörper aus: *a)*: Aluminium AW 2024 mit Gewindebohrungen, *b)*: Stahl 17-4 PH mit Gewindebohrungen, *c)*: Aluminium AW 2024 ohne Gewindebohrungen, *d)*: Quarzglas ohne Gewindebohrung

### 5.1 Metallische Federkörper FK-1 mit Gewindebohrungen

Die Federkörper des Typs FK-1 aus Aluminium AW 2024 (siehe Abbildung 5-1 *a)*) bilden die Basis von speziellen, auf dem Markt erhältlichen DMS-Aufnehmern. Sie weisen eine Länge von  $L = 107$  mm, eine von Höhe  $H = 30$  mm und eine Breite von  $B = 12,7$  mm auf. Durch die knochenförmige Ausfräsung entstehen die vier definierten Biegeelenke, auf welchen die DMS aufgeklebt werden können, vgl. 2.1.1. Für Messaufgaben mit der höchsten Präzision beträgt die Maximallast dieser Federkörper  $M_{max} = 300$  g, wobei eine maximale Dehnung in den Biegeelenken von  $\varepsilon_{FK,max} < 0,53 \cdot 10^{-3}$  und eine maximale Spannung  $\sigma_{FK,max} < 39$  N/mm<sup>2</sup> entsteht.

Selbst beim Berücksichtigen der zusätzlichen Nulllast  $M_{Null} = 102$  g, die sich aus der Masse der Krafteinleitung, der Koppelstange und dem Teller zusammensetzt, wird die Dehngrenze  $\sigma_{zul} \triangleq R_{p0,2} = 300$  N/mm<sup>2</sup> [49] dieses Materials deutlich unterschritten. Die Dehngrenze  $R_{p0,2}$  ist die Spannung, die nach Entlastung zu einer bleibenden Verformung des Bauteils von 0,2 % führt. Sie wird auch als technische Elastizitätsgrenze bezeichnet. Somit ist die durch  $M_{max} = 300$  g und  $M_{Null}$  erzeugte Deformation rein elastisch. Die bei Aufbringen von  $M_{max}$  vom Interferometer entsprechend zu messende Verformung kann mit ca.  $v_{FK} \approx 144$  μm abgeschätzt werden. Den dargestellten Werten liegen numerische Berechnungen mittels Ansys Workbench zu Grunde, welche im Anhang 9.4.1 dokumentiert sind.

Die prinzipiell baugleichen Federkörper aus dem Stahl 17-4 PH (Abbildung 5-1 b)) mit einer Dehngrenze von  $R_{p0,2} > 520$  N/mm<sup>2</sup> [10] werden ebenso mit bis zu  $M_{max} = 300$  g belastet. Dabei entsteht eine rein elastische Dehnung von  $\varepsilon_{FK, max} < 0,4 \cdot 10^{-3}$  und die maximale mechanische Spannung  $\sigma_{FK, max} < 78$  N/mm<sup>2</sup>. Die erwartete Verformung bei Maximallast liegt bei 109 μm. Um eine möglichst große Deformation zu erreichen, besitzt der Stahl-Federkörper eine geringere Breite von  $B = 6,9$  mm. Damit sind Dehnung und Verformung gut mit den Werten des Aluminium-Federkörpers vergleichbar.

Aufgrund von Fertigungstoleranzen in der Höhe der Biegeelenke von 10 μm unterliegen die oben getroffenen Angaben einer Unsicherheit von ca. 8 %.

## 5.2 Metallische Federkörper FK-2 ohne Gewindebohrungen

Ein weiterer Federkörper aus Aluminium AW 2024 liegt als Typ FK-2 vor. Seine Form ist identisch mit den in [25] untersuchten Silizium-Federkörpern, wobei die Außenabmessungen  $L = 165$  mm,  $H = 30$  mm und  $B = 20$  mm betragen. Dieses Messobjekt wird durch Klemmung in der Prüfeinrichtung fixiert, vgl. Abbildung 4-9. Zur Minimierung von mechanischen Spannungen in den Biegeelenken, die durch die Klemmkraft entstehen könnten, besitzt der Federkörper an beiden Enden Einspannabsätze, siehe Abbildung 5-1 c). Die nötigen Spiegel zum Reflektieren der Interferometerstrahlen sind an den entsprechenden Stellen des Federkörpers aufgeklebt. Dieser zusätzliche Federkörper FK-2 aus Aluminium AW 2024 ist nicht zwingend notwendig, um die mit dieser Legierung erreichbaren Kennwerte zu spezifizieren. Auf Basis der damit erzielten Messergebnisse soll aber untersucht werden, in wieweit sich beide Federkörpertypen und Arten der Einspannung gleichermaßen für die geplanten Messungen eignen.

Bei der vorgesehenen Maximallast von  $M_{max} = 1000$  g ergibt sich die Dehnung in den Biegeelenken zu  $\varepsilon_{FK, max} < 0,42 \cdot 10^{-3}$  bei einer Spannung von  $\sigma_{FK, max} < 31$  N/mm<sup>2</sup>. Die Verformung beträgt dabei  $v_{FK} \approx 147$  μm, vgl. Anhang 9.4.2. Die Fertigungstoleranzen der Höhe der Biegeelenke bewirken hier eine Unsicherheit der zu erwartenden Verformung von 6 %. Auch mit der zusätzlichen Nulllast, der für diese Federkörper verwendeten Krafteinleitung (siehe Abbildung 4-9), von  $M_{Null} = 327$  g liegt die Gesamtverformung sicher im elastischen Bereich, vgl. Kapitel 5.1. Damit sind die bei FK-2 erzeugten Dehnungen und Spannungen sehr gut mit denen der Aluminium-Federkörper FK-1 vergleichbar.

## 5.3 Quarzglas-Federkörper FK-3 ohne Gewindebohrungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sollen Federkörper aus dem mineralischen Quarzglas Ilmasil PN und dem synthetischen Quarzglas Lithosil QT untersucht werden. Vor den Messungen müssen die Federkörper aus Quarzglas für diese Anwendung dimensioniert und herge-

stellt werden. Im Unterschied zu Metallen weist Glas ein sprödes Werkstoffverhalten auf. Ein kurzzeitiges Überschreiten der Elastizitätsgrenze führt dabei sofort zum Bruch [27]. Die theoretische Festigkeit von Glas liegt zwar bei einem Fünftel seines E-Moduls, allerdings ist diese aufgrund möglicher mikroskopischer Oberflächenrisse und der hohen Kerbempfindlichkeit praktisch viel niedriger [27]. Dies stellt hohe Anforderungen an die Dimensionierung und die Fertigung dieser Federkörper.

Die maximal mögliche Biegespannung ist für Ilmasil mit  $68 \text{ N/mm}^2$  und für Lithosil mit  $80 \text{ N/mm}^2$  [74] angegeben. Diese Angaben sind allerdings nur Richtwerte, da sie stark von der Bearbeitung, den geometrischen Dimensionen und den Oberflächen abhängen. Durch Abtragen der Oberflächenglasschicht mittels einer Flusssäureätzung kann man die Bruchfestigkeit auf ca.  $220 \text{ N/mm}^2$  erhöhen [50]. Dieser Bearbeitungsschritt soll zunächst nicht durchgeführt werden, da im ersten Schritt Untersuchungen von unbehandelten Federkörpern geplant sind.

### 5.3.1 Dimensionierung der Federkörper FK-3

Um die in Abbildung 4-9 dargestellte Einspannung auch für die Federkörper des Typs FK-3 verwenden zu können, müssen deren Außenabmessungen identisch mit den von FK-2 sein ( $L = 165 \text{ mm}$ ,  $H = 30 \text{ mm}$ ,  $B = 20 \text{ mm}$ ). Außerdem sollen für die Federkörper FK-3 aus beiden Quarzsorten die gleichen geometrischen Abmessungen gewählt werden.

Als zulässige mechanische Spannung  $\sigma_{zul}$  bei der Last  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  wird die Bruchspannung des Quarzglas angenommen. Um die Bruchspannung während der Messungen deutlich zu unterschreiten und ein Versagen des Bauteils auszuschließen, sollen, wie auch in [13], die Federkörper so dimensioniert werden, dass  $\sigma_{FK, max}$  höchstens ein Fünftel von  $\sigma_{zul}$  beträgt. Für Ilmasil ergibt sich somit eine maximale Spannung von  $\sigma_{FK, max} < 14 \text{ N/mm}^2$ , welche deutlich kleiner ist als bei den metallischen Federkörpern.

Um bei einer solch niedrigen Spannung die größtmögliche Verformung  $v_{FK}$  zu erreichen, sind die Messobjekte nicht als Doppelbiegebalken mit knochenförmigen Ausfräsungen, sondern als monolithische Parallelfedern ausgelegt, vgl. Abbildung 5-1 d). Auch solche Parallelfedern eignen sich für die Anwendung in der Prüfeinrichtung, da beim Anhängen einer Last eine parallele Verformung, wie in Abbildung 4-1 dargestellt, entsteht.

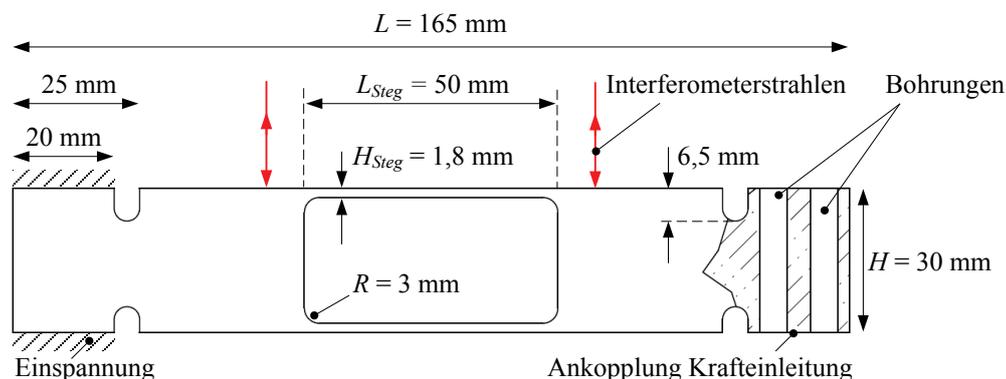


Abbildung 5-2: Dimensionierung der Quarzglas-Federkörper des Typs FK-3

Auf Basis der Randbedingung  $\sigma_{FK, max} < 14 \text{ N/mm}^2$  und der durch den Abstand der Interferometerstrahlen begrenzten Länge der parallelen Stege erfolgte die Dimensionierung der Federkörper mittels numerischen Berechnungen. Bei der schließlich gewählten Länge der Stege

$L_{Steg} = 50$  mm, deren Höhe  $H_{Steg} = 1,8$  mm und dem Radius  $R = 3$  mm am Übergang vom steifen Bereich zu der Biegezone (siehe Abbildung 5-2) ergibt sich eine maximale Biegespannung bei der Last  $M_{max} = 1$  kg von  $\sigma_{FK, max} < 14$  N/mm<sup>2</sup> für den Werkstoff Ilmasil, vgl. Anhang 9.4.3. Dabei entsteht eine Dehnung von  $\varepsilon_{FK, max} = 0,17 \cdot 10^{-3}$  und eine Verformung von ca.  $v_{FK} = 62$   $\mu$ m. Dem entsprechend beträgt  $\sigma_{FK, max} < 14$  N/mm<sup>2</sup>,  $\varepsilon_{FK, max} = 0,18 \cdot 10^{-3}$  und  $v_{FK} = 65$   $\mu$ m für das synthetische Quarzglas Lithosil.

Zum Reflektieren der Interferometerstrahlen sind an den entsprechenden Stellen der polierten Federkörperoberfläche Aluminiumspiegel aufgedampft.

Der Bereich der Einspannung bzw. der Ankopplung der Krafteinleitungen ist mit Ausfräsungen der Tiefe 6,5 mm von der Biegezone getrennt. Auf diese Weise sollen mechanische Spannungen in den parallelen Stegen, die durch die Klemmkräfte der Einspannung entstehen könnten, reduziert werden.

### 5.3.2 Alternative Krafteinleitung

Die in Abbildung 4-9 dargestellte Krafteinleitung kann prinzipiell auch bei den Federkörpern FK-3 zum Einsatz kommen, besitzt aber eine vergleichsweise hohe Nulllast von  $M_{Null} = 327$  g. Für eine alternative Ankopplung der Krafteinleitung sind zwei Durchgangsbohrungen im entsprechenden Bereich von FK-3 eingefügt. Die Krafteinleitung wird an dem Federkörper befestigt, indem zwei Schrauben durch die jeweiligen Bohrungen gesteckt und mit einem Klemmstück verschraubt werden, vgl. Abbildung 5-3. Das Klemmstück und die Krafteinleitung sind aus Aluminium gefertigt. Mit dieser Maßnahme wurde die Nulllast auf  $M_{Null} = 150$  g gesenkt. Damit liegt die maximal auftretende Spannung auch bei Berücksichtigung dieser Nulllast deutlich unter der Bruchspannung des entsprechenden Quarzglases.

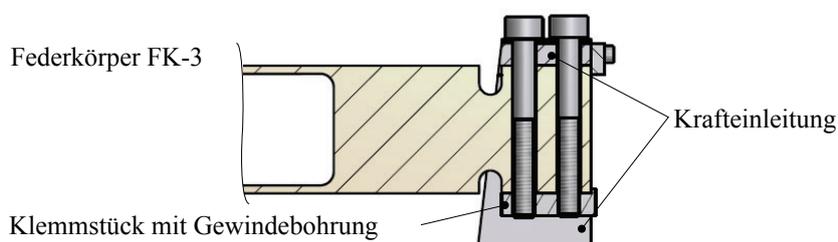


Abbildung 5-3: Alternative Ankopplung der Krafteinleitung an die Federkörper des Typs FK-3

## 5.4 Kapitelzusammenfassung

Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit liegen Federkörper verschiedener Formen und Materialien vor. Mit der Wahl der maximal anzuhängenden Last sowie der geometrischen Dimensionierung der Federkörper ergeben sich die entsprechenden maximalen Verformungen, Dehnungen und mechanischen Spannungen während der Messungen, vgl. Tabelle 5-1. Der Parameter  $M_{max}$  bzw. die geometrischen Abmaße der Federkörper FK-3 sind dabei so gewählt, dass die jeweilige Verformung sicher im elastischen Bereich liegt und damit ein Bauteilversagen oder eine Eigenschaftsänderung des Materials durch eventuelle Kaltverformung während der Untersuchungen ausgeschlossen werden kann. Somit entsprechen die erzeugten Dehnungen auch den Randbedingungen des realen Einsatzfalls von DMS-Aufnehmern. Des Weiteren werden alle Federkörper mit ca. 10-20 % ihrer zulässigen mechanischen Spannung

und somit ähnlich belastet, vgl.  $\sigma_{FK, max}/\sigma_{zul}$  in Tabelle 5-1. Daher sind die gemessenen kraftmess- und wägetechnisch relevanten Kennwerte der verschiedenen Federkörper sehr gut untereinander vergleichbar.

Tabelle 5-1: E-Modul  $E_0$  und zulässige Biegespannung  $\sigma_{zul}$ , sowie die beim Aufbringen der maximalen Last  $M_{max}$  erzeugten Biegespannungen  $\sigma_{FK, max}$ , Dehnungen  $\varepsilon_{FK, max}$  und Verformungen  $v_{FK}$  der verschiedenen Federkörpertypen FK-1, FK-2 und FK-3

Federkörpertyp und Werkstoff	$E_0$ in N/mm <sup>2</sup>	$M_{max}$ in g	$\sigma_{zul}$ in N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{FK, max}$ in N/mm <sup>2</sup>	$\frac{\sigma_{FK, max}}{\sigma_{zul}}$	$\varepsilon_{FK, max}$	$v_{FK}$ in $\mu\text{m}$
FK-1 AW 2024 [49]	73000	300	$R_{p0,2} = 300$	39	0,13	$0,53 \cdot 10^{-3}$	144
FK-1 17-4 PH [10]	200000	300	$R_{p0,2} > 520$	78	0,15	$0,4 \cdot 10^{-3}$	109
FK-2 AW 2024 [49]	73000	1000	$R_{p0,2} = 300$	31	0,1	$0,42 \cdot 10^{-3}$	147
FK-3 Ilmasil PN [75]	75000	1000	68	14	0,2	$0,18 \cdot 10^{-3}$	62
FK-3 Lithosil QT [74]	72000	1000	80	14	0,18	$0,19 \cdot 10^{-3}$	65

In Tabelle 5-2 sind alle verwendeten Federkörper aufgeführt. Deren Kurzbezeichnung setzt sich aus dem Typ, einer Abkürzung für den Werkstoff sowie der Nummerierung zusammen.

Für die Untersuchungen liegen zwei industriell gefertigte Federkörper des Typs FK-1 aus Aluminium AW 2024, einer des gleichen Typs aus dem Edelstahl 17-4 PH, sowie ein weiterer Federkörper des Typs FK-2 aus Aluminium AW 2024 vor. Dabei ist deren Werkstoffzustand nicht näher spezifiziert. Auf dem Federkörper FK-1-Alu-2 sind außerdem Dehnmessstreifen aufgeklebt und zu einer Wheatstone'schen Brücke verschaltet. Somit stellt FK-1-Alu-2 prinzipiell einen am Markt erhältlichen und vollwertigen Kraftaufnehmer nach dem Stand der Technik dar.

Weiterhin liegen sechs Federkörper des Typs FK-3 aus mineralischem Quarzglas Ilmasil PN sowie fünf aus dem synthetischen Quarzglas Lithosil QT vor. Vor den Untersuchungen erfolgte bei je drei dieser Federkörper eine Wärmebehandlung, vgl. Kapitel 3.2.1. Somit ist auf Basis der Messungen sowohl eine Beurteilung der Auswirkung der thermischen Behandlung als auch ein Vergleich mit den Eigenschaften von Aluminium und Stahl möglich.

Insgesamt sind damit 15 Federkörper für die Messungen vorhanden.

Tabelle 5-2: Kurzbezeichnung und Wärmebehandlung der verwendeten Federkörper

Federkörpertyp	Kurzbezeichnung	Werkstoff	Wärmebehandlung
FK-1	FK-1-Alu-1 .. FK-1-Alu-2	AW 2024	nicht spezifiziert
	FK-1-Stahl-1	17-4 PH	nicht spezifiziert
FK-2	FK-2-Alu-1	AW 2024	nicht spezifiziert
FK-3	FK-3-Ilm-1 .. FK-3-Ilm-3	Ilmasil PN	keine
	FK-3-Ilm-4 .. FK-3-Ilm-6	Ilmasil PN	Wärmebehandlung, vgl. Kapitel 3.2.1
	FK-3-Lith-1 .. FK-3-Lith-2	Lithosil QT	keine
	FK-3-Lith-3 .. FK-3-Lith-5	Lithosil QT	Wärmebehandlung, vgl. Kapitel 3.2.1



## 6 Untersuchung und Optimierung der Prüfeinrichtung

Die in Kapitel 4 durchgeführten theoretischen Betrachtungen zur Leistungsfähigkeit des Differenzinterferometers zeigten das Potential von Messunsicherheiten im einstelligen Nanometerbereich. Im folgenden Abschnitt sollen die nur durch praktische Untersuchungen quantifizierbaren Messunsicherheitsbeiträge ermittelt und minimiert werden. Auch hier werden die ermittelten Unsicherheitsbeiträge stets als Standardunsicherheit angegeben [57].

Die Kennwerte der Federkörper werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit analog zur Norm EN ISO 376 bestimmt. Das Ziel der in diesem zentralen Kapitel dargestellten Betrachtungen ist, die kombinierte Messunsicherheit der relativen Kennwerte soweit zu reduzieren, dass eine eindeutige Klassifizierung der Federkörper nach der strengsten Gerätesklasse (Klasse 00) dieser Norm möglich wird. Nach EN ISO 376 erfolgt eine Normierung der Kennwerte elastische Nachwirkungen, Umkehrspanne, Wiederholpräzision und Interpolationsabweichung auf die spontane Verformung  $v_0$ , welche sich stets unmittelbar nach dem Aufbringen der jeweiligen Laststufe einstellt. Da diese Verformung der Federkörper bei den kleinen Laststufen in der Größenordnung von unter 10000 nm liegen kann, resultiert aus der eingangs in Kapitel 1 definierten Messunsicherheit der relativen Kennwerte von  $< 1 \cdot 10^{-4}$  die noch strengere Forderung nach einer Messunsicherheit der absoluten Kennwerte im Bereich von nur einem Nanometer.

Der Fokus dieser Untersuchungen und Optimierungen liegt auf den Einflüssen der Umweltparameter und der während der Messungen auf die Prüfeinrichtung wirkenden Kräfte und Momente.

Um die Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung eindeutig von den Eigenschaften der Federkörper zu trennen, werden für diese Betrachtungen idealisierte Messobjekte, wie zum Beispiel ein Planspiegel oder biegesteife Balken anstelle der Federkörper montiert.

### 6.1 Untersuchung und Optimierung des Temperatur- und Feuchtekoefizienten sowie der Langzeitstabilität der Prüfeinrichtung

In Kapitel 4.3.4 wurden die theoretischen Beiträge der Temperatur  $\vartheta$  und der Luftfeuchte  $\varphi$  zur Messunsicherheit mit  $U_{n,\vartheta} = 30$  pm bzw.  $U_{n,\varphi} = 15$  pm als vernachlässigbar abgeschätzt. Diese Beiträge ergeben sich durch temperatur- ( $\Delta\vartheta = 0,25$  K) und feuchtebedingte ( $\Delta\varphi = 10$  % r.F.) Abweichungen der Brechzahl  $n$ , die wiederum die Wellenlänge  $\lambda$  des Laserlichts beeinflusst.

Nicht bekannt sind die Einflüsse der Temperatur auf das Verhalten des Planplattenschwingers sowie auf Verformungen des gesamten Messkreises. Das Gleiche gilt für mögliche Langzeitdriften, welche z.B. durch Feuchteempfindlichkeiten der Klebeschichten der Interferometerkomponenten hervorgerufen werden können.

Die Ermittlung und Reduzierung dieser Beiträge soll auf Basis von definierten Temperatur- und Feuchteänderungen des Messaufbaus sowie Langzeitmessungen bei konstanten Umweltbedingungen erfolgen. Dazu lagert ein Planspiegel anstelle des eingespannten Federkörpers

mechanisch definiert auf drei Quarzglaskugeln. Diese liegen in je einer kegelförmigen Ausfräsung der Grundplatte von Ebene 2 der Prüfeinrichtung, vgl. Abbildung 6-1.

Mess- und Referenzstrahl des Interferometers werden also von einem gemeinsamen Spiegel reflektiert. Somit sind die gewonnenen Ergebnisse unabhängig vom temperatur-, feuchte- und zeitabhängigen Verhalten der verschiedenen Federkörper sowie der Einspannung und können damit eindeutig der Prüfeinrichtung zugeordnet werden. Die hier gewonnenen Messwerte sind ebenfalls mit  $v_{INT}$  bezeichnet. Im Idealfall sollte  $v_{INT}$  unabhängig von der Temperatur, der Feuchte und der Zeit sein.

Alle dargestellten Messungen der Umweltparameter erfolgten mit dem Sensirion Temperatur- und Feuchtesensor direkt neben der vorgesehenen Federkörpereinspannung, vgl. Abbildung 4-2. Dabei waren alle Wärmequellen, wie das Interferometer oder der Motor des Lastwechslers, stets eingeschaltet.

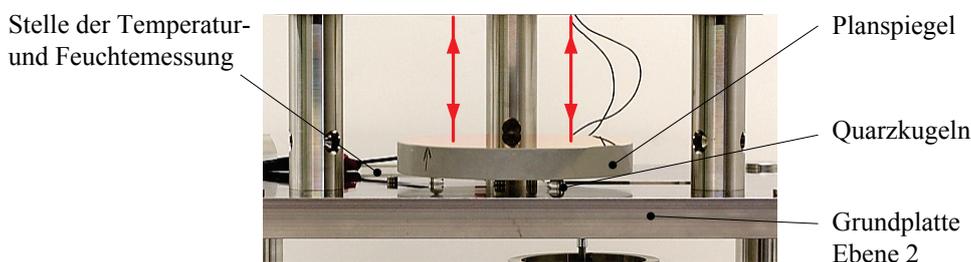


Abbildung 6-1: Reflexion der Interferometerstrahlen durch einen Planspiegel zur Untersuchung der Temperatur- und Feuchteempfindlichkeit sowie der Langzeitstabilität der Prüfeinrichtung

### 6.1.1 Temperaturkoeffizient und Einfluss des Planplattenschwingers

Der Planplattenschwinger erzeugt bei der Oszillation um die Nulllage  $\omega_0 = 0^\circ$  stets einen positiven und sinusförmigen Gangunterschied und entsprechend des definierten Koordinatensystems eine Verringerung des modulierten Interferometersignals  $v_{INT, mod}$ , vgl. Abschnitt 4.3.2. Nach Filterung dieses Signals zeigt das Interferometer dessen Mittelwert  $v_{INT}$  an. Folglich verschiebt sich  $v_{INT}$  bei Änderung der Schwingungsamplitude, siehe Abbildung 6-2 a).

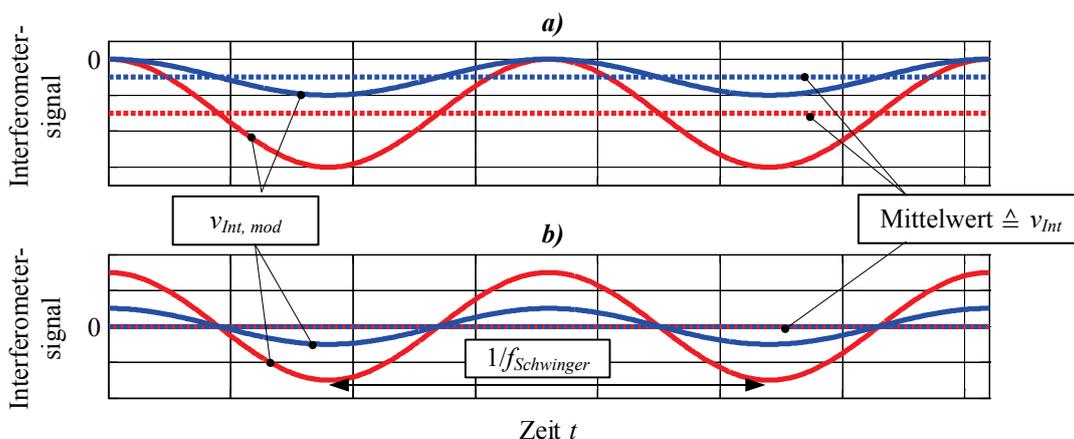


Abbildung 6-2: Mit dem Planplattenschwinger modulierte Interferometersignal  $v_{INT, mod}$  sowie der gefilterte Anzeigewert des Interferometers  $v_{INT}$  bei:  
 a): Schwingung um die Nulllage  $\omega_0 = 0^\circ$ , b): Schwingung um die Nulllage  $\omega_0 = 13^\circ$

Da die Signalmodulation den gefilterten Anzeigewert des Interferometers  $v_{INT}$  aber nicht verfälschen darf, besteht die Notwendigkeit einer absolut konstanten Schwingungsamplitude. Zur Untersuchung der Temperaturabhängigkeit der angezeigten Interferometermesswerte wurden mit der in Abschnitt 4.7 vorgestellten Klimazelle definierte Temperatursprünge realisiert. Bei Verwendung des Planplattenschwingers in der Nulllage  $\omega_0 = 0^\circ$  rief eine Temperaturerhöhung von  $\vartheta = 19,1^\circ\text{C}$  auf  $\vartheta = 22,8^\circ\text{C}$  eine Änderung des Messwerts von  $\Delta v_{INT} = -485\text{ nm}$  hervor. Beim anschließenden Absenken der Temperatur erreichte die Interferometeranzeige wieder den Ausgangszustand von  $v_{INT} = 0\text{ nm}$ , vgl. Abbildung 6-3 (magentafarbene Kurve). Den wesentlichen Beitrag zu diesem Temperaturkoeffizienten  $TK(v_{INT}) = -131,1\text{ nm/K}$  liefert die mit dem Temperatursprung einhergehende Vergrößerung der Amplitude des modulierten Gangunterschiedes von ca.  $355\text{ nm}$  auf ca.  $910\text{ nm}$ . Die Amplitude wurde auf Basis des vom Oszilloskop angezeigten Sinus- und des Cosinussignals des Interferometers abgeschätzt.

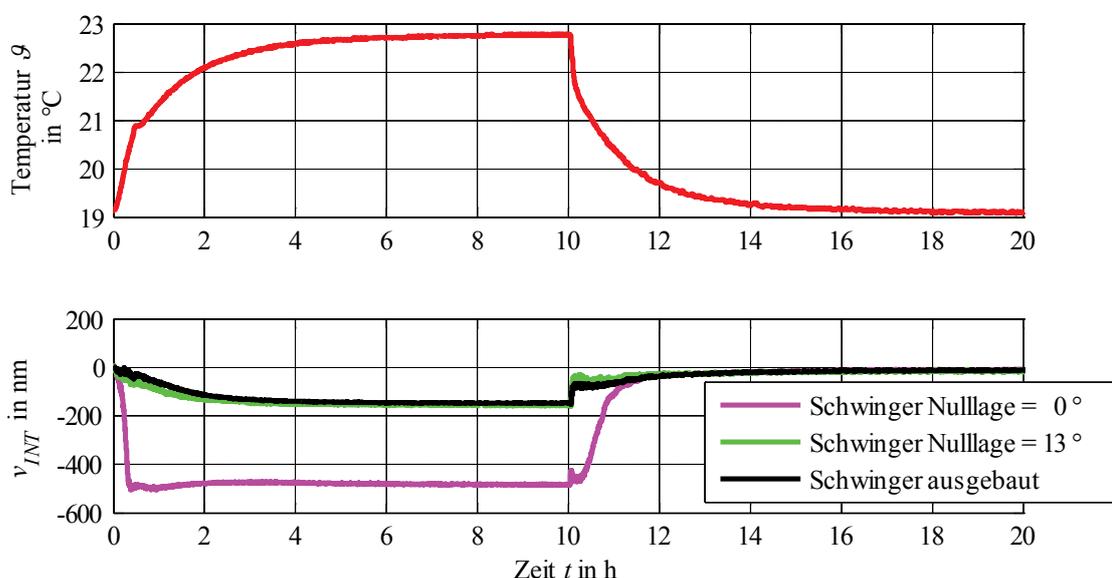


Abbildung 6-3: Messsignal  $v_{INT}$  bei Änderung der Temperatur und in Abhängigkeit der Einbaulage des Planplattenschwingers

Die Ursache für die große Amplitudenänderung ist die Verschiebung der Resonanzfrequenz des Planplattenschwingers aufgrund der Temperaturänderungen. Um die benötigte Schwingungsamplitude zu gewährleisten, darf die Ansteuerfrequenz des Piezoaktors nicht um mehr als ca.  $1/100\text{ Hz}$  von der Resonanzfrequenz des Schwingers abweichen. Da der Piezoaktor mit einer konstanten Frequenz angesteuert wird ( $f_{\text{Schwinger}} \approx 22,7\text{ Hz}$ ), verändert sich die Schwingungsamplitude bei Verschiebung der Resonanzfrequenz. Die Amplitude steigt an, wenn sich die Resonanzfrequenz in Richtung der Ansteuerfrequenz  $f_{\text{Schwinger}}$  verschiebt und verkleinert sich entsprechend, wenn die Differenz beider Frequenzen größer wird. Ein Ansatz zur Verbesserung wäre eine Nachregelung der Ansteuerfrequenz, wobei sehr hohe Anforderungen an die Stabilität und Genauigkeit des Reglers gestellt werden müssten.

Sinnvoller ist hier eine Reduzierung des Einflusses der Schwingungsamplitude auf den angezeigten Mittelwert. Dies wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit über eine verkippte Montage des Schwingers erreicht. Der konstruktiv maximal mögliche Winkel des Planplattenschwingers in der Nulllage beträgt  $\omega_0 = 13^\circ$ , vgl. Abbildung 6-4. Schwingt die Planplatte in Richtung eines Winkels größer der Nulllage  $\omega > 13^\circ$ , so erhöht sich der Gangunterschied. Beim

Kippen in Richtung kleinerer Winkel ( $\omega < 13^\circ$ ) wird in Bezug auf die Nulllage ein negativer Gangunterschied erzeugt. Nimmt man eine lineare Abhängigkeit des Gangunterschieds vom Winkel an, so ist der Mittelwert  $v_{INT}$  des modulierten Interferometersignals  $v_{INT, mod}$  bei jeder Amplitude Null, vgl. Abbildung 6-2 b). Da dieser Zusammenhang aber selbst um die Nulllage  $\omega_0 = 13^\circ$  nicht exakt linear ist (siehe Abbildung 4-5), kann durch das Schrägstellen der Beitrag der Schwingeramplitude nicht völlig eliminiert werden. Der tatsächliche Einfluss wurde mittels weiterer Temperatursprünge untersucht. Bei Verwendung des um  $\omega_0 = 13^\circ$  verkippt montierten Planplattenschwingers zeigte sich ein Temperaturkoeffizient des Messsignals von  $TK(v_{INT}) = -42,2 \text{ nm/K}$ , vgl. Abbildung 6-3 (grüne Kurve). Während dieser Messung änderte sich die Amplitude des modulierten Gangunterschieds von ca. 1550 nm bei  $19,1^\circ\text{C}$  auf ca. 475 nm bei  $22,8^\circ\text{C}$ . Die Ansteuerfrequenz betrug dabei  $f_{Schwinger} = 22,7343 \text{ Hz}$ . Nach vollständiger Demontage des Schwingers und nochmaligem Durchfahren des Temperaturzyklus ergab sich der vom Schwinger unabhängige Temperaturkoeffizient mit  $TK(v_{INT}) = -39,5 \text{ nm/K}$ , siehe Abbildung 6-3 (schwarze Kurve). Der Verlauf dieser Kurve ist sehr ähnlich dem, der mit dem schräg eingebauten Schwinger gemessen wurde. In der Differenz beider kann ein Beitrag des um  $\omega_0 = 13^\circ$  verkippt eingebauten Schwingers von  $TK(v_{INT}) = -2,7 \text{ nm/K}$  abgeleitet werden.

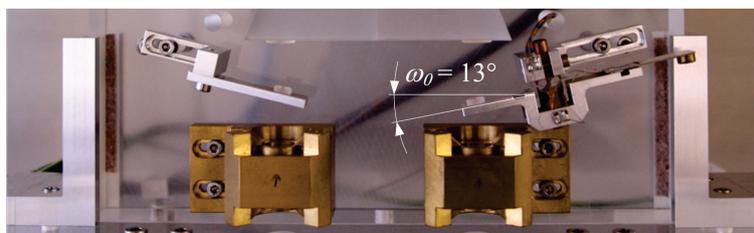


Abbildung 6-4: Planplattenschwinger um  $\omega_0 = 13^\circ$  verkippt montiert

Durch das Schrägstellen des Planplattenschwingers wird dessen Beitrag zum Temperaturkoeffizienten der Messwerte der Prüfeinrichtung nahezu eliminiert und der Gesamttemperaturkoeffizient um den Faktor drei auf  $TK(v_{INT}) = -42,2 \text{ nm/K}$  reduziert.

Das Differenzinterferometer ist durch seine Konzeption optisch und mit Ausnahme des Planplattenschwingers auch mechanisch symmetrisch aufgebaut. Asymmetrien können ein unterschiedliches mechanisches und optisches Verhalten von Mess- und Referenzarm bei Temperaturänderungen und damit einen Gangunterschied verursachen. Nachdem der Einfluss des Schwingers quantifiziert ist, sind deshalb keine weiteren Beiträge des Interferometers auf den Gesamttemperaturkoeffizienten der Prüfeinrichtung zu erwarten. Als Ursache des vom Planplattenschwinger unabhängigen Temperaturkoeffizienten  $TK(v_{INT}) = -39,5 \text{ nm/K}$  werden Verformungen der Prüfeinrichtung vermutet. Beispielsweise ist die Grundplatte von Ebene 1 aus Aluminium gefertigt und fest über vier Aluminiumsäulen mit der Invar-Grundplatte von Ebene 2 verbunden, vgl. Abbildung 4-2. Da Aluminium einen deutlich größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als Invar aufweist ( $\alpha_{\text{Aluminium}} = 23 \cdot 10^{-6}/\text{K}$ ,  $\alpha_{\text{Invar}} = 2 \cdot 10^{-6}/\text{K}$ ), entstehen bei Temperaturänderung mechanische Spannungen und damit schwer abschätzbare Verformungen des Gestells, auf welchem das Interferometer lagert. Idealerweise sollte die Grundplatte von Ebene 1 ebenfalls aus Invar gefertigt sein. Weiterhin ist es mechanisch ungünstig, dass die Aluminiumplatte über vier Säulen mit der Invarplatte verbunden ist, auf der Invarplatte aber drei Invarsäulen verschraubt sind, auf welchen das Interferometer zwangsfrei lagert. Die Verwendung von ebenso drei Säulen zwischen den Grundplatten von Ebene 1 und 2

ist mechanisch günstiger. Außerdem sollten anstelle von vier nur drei Stellfüße unter Ebene 1 verbaut werden. Aus Kostengründen wurden diese Änderungen im Rahmen der Arbeit zunächst nicht umgesetzt. Die geforderten Messunsicherheiten sollen stattdessen mittels einer sehr stabilen Temperierung der Prüfeinrichtung erreicht werden. Wegen der Temperaturkoeffizienten der E-Moduln der Federkörper ist dies für die geplanten Messungen ohnehin nötig.

### 6.1.2 Feuchtekoeffizient

Die Ermittlung des Feuchtekoeffizienten der Interferometeranzeige  $RFK(v_{INT})$  erfolgte ebenso mit Hilfe der Klimazelle. Eine definierte Feuchte kann mit dieser aber nicht eingestellt werden. Stattdessen kommt ein Zweipunktregler zur groben Stabilisierung der Luftfeuchte zwischen  $40\% < \varphi < 50\%$  zum Einsatz.

Ein  $\Delta\varphi = 5\%$  bewirkte dabei eine Veränderung des Messsignals von  $\Delta v_{INT} < 2,5\text{ nm}$ , siehe Abbildung 6-5. Somit ergibt sich der Feuchtekoeffizient zu  $RFK(v_{INT}) < 0,5\text{ nm}/\% \text{ r.F.}$ . Als Ursache kommt hier in erster Linie der Feuchteinfluss auf die Klebeschichten der optischen Bauelemente in Frage. Auch dieser Fehlereinfluss soll mit einer verbesserten Klimatisierung der Prüfeinrichtung verringert werden.

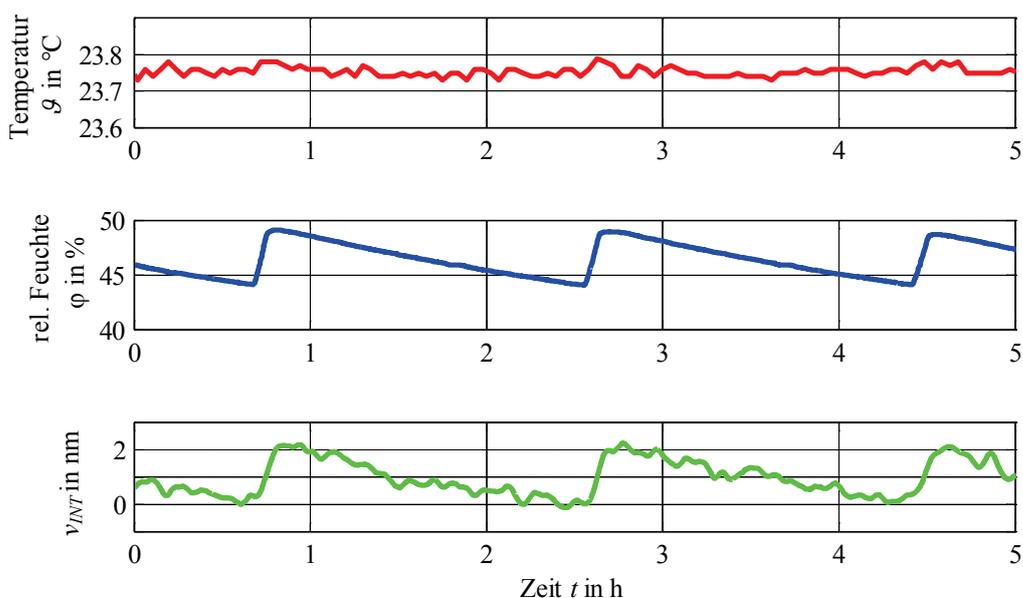


Abbildung 6-5: Messsignal  $v_{INT}$  bei Änderung der relativen Luftfeuchte  $\varphi$  mit dem Zweipunktregler der Klimazelle bei konstanter Temperatur  $\vartheta$

### 6.1.3 Leistungsfähigkeit der begehbaren Klimazelle

Alle in Kapitel 6.1.1 und 6.1.2 dargestellten Messungen wurden in der begehbaren Klimazelle unter der Abdeckung aus Styrodur durchgeführt, vgl. Abbildung 4-11. Die erzielbare Langzeitstabilität der Temperatur über den Zeitraum von einer Woche liegt für diesen Aufbau in der Größenordnung von  $\Delta\vartheta = \pm 0,1\text{ K}$ , vgl. Abbildung 6-6. Die Standardabweichung der Temperatur über diesen Zeitraum beträgt entsprechend 42 mK.

Unabhängig davon, ob die Feuchte geregelt (Abbildung 6-5) oder ungeregelt (Abbildung 6-6) ist, lässt sich mit dem Einsatz von Silicagel unter der Styrodur-Abdeckung eine Stabilität der relativen Luftfeuchte von ca.  $\Delta\varphi = \pm 3\%$  erreichen. Entsprechend des Feuchtekoeffizienten

RFK( $v_{INT}$ ) würde dies eine Änderung des Messsignals von  $\Delta v_{INT, \Delta \varphi} = \pm 1,5 \text{ nm}$  und auf Basis einer Rechteckverteilung von  $\Delta \varphi$  folgenden Unsicherheitsbeitrag erzeugen:

$$U_{v_{INT, \Delta \varphi}} = \frac{1,5 \text{ nm}}{\sqrt{3}} = 0,9 \text{ nm}$$

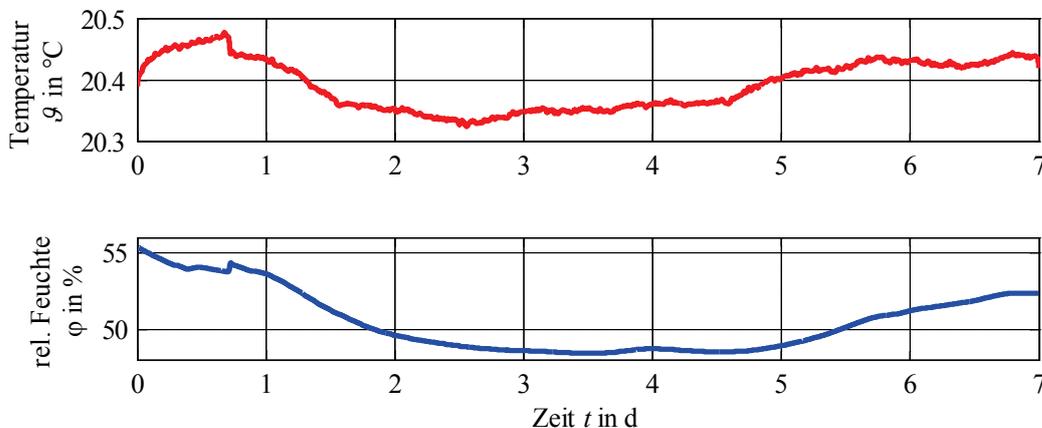


Abbildung 6-6: Erreichbare Temperatur- und Feuchtestabilität unter der Styrodur-Isolierung in der begehbaren Klimazelle (vgl. Abbildung 4-11), gemessen an der Einspannung der Federkörper

Schwankungen der Temperatur bewirken Änderungen der angezeigten Federkörperverformung basierend auf zwei wesentlichen Ursachen:

Mit dem Temperaturkoeffizienten der Prüfeinrichtung  $TK(v_{INT}) = -42,2 \text{ nm/K}$  und der  $\Delta \vartheta = \pm 0,1 \text{ K}$  ergeben sich Abweichungen in der Größenordnung von  $\Delta v_{INT, \Delta \vartheta} = \pm 4,2 \text{ nm}$ . Nimmt man eine Rechteckverteilung von  $\Delta \vartheta$  an, so folgt die Standardunsicherheit  $U_{v_{INT, \Delta \vartheta}} = 2,5 \text{ nm}$ .

Weiterhin weisen die meisten Werkstoffe eine Abhängigkeit ihres E-Moduls von der Temperatur auf, was zu einer Änderung der Federkörpersteifigkeit und damit der Verformung führt. Der Zusammenhang zwischen E-Modul und Dehnung und somit auch zwischen E-Modul und Verformung ist in guter Näherung linear (siehe Gleichung(3.1)). Daher gilt:

$$TK(E_0) = \frac{\Delta E_0}{E_0 \cdot \Delta \vartheta} = - \frac{\Delta v_{FK}}{v_{FK} \cdot \Delta \vartheta} \quad (6.1)$$

Für Aluminium-Federkörper mit einen  $TK(E_0) = -5,8 \cdot 10^{-4} / \text{K}$  (vgl. 2.2.3) ergibt sich bei einer Verformung von  $v_{FK} = -150 \mu\text{m}$  und einer Temperaturstabilität von  $\Delta \vartheta = \pm 0,1 \text{ K}$  eine Abweichung der Verformung von  $\Delta v_{FK, \Delta E_0} = \pm 8,7 \text{ nm}$ . Auf Basis einer Rechteckverteilung resultiert damit eine Standardunsicherheit der Interferometeranzeige von  $U_{v_{INT, \Delta E_0}} = 5,1 \text{ nm}$ .

Beide temperaturbedingten Beiträge sind unabhängig voneinander und besitzen bei gleicher Temperaturänderung das gleiche Vorzeichen. Bildet man die Wurzel der Quadratsumme aller drei temperatur- und feuchteabhängigen Einzelbeiträge, so ergibt sich deren kombinierter Messunsicherheitsbeitrag zu  $U_{v_{INT, Umwelt}} = 5,8 \text{ nm}$ .

Möchte man mit der Prüfeinrichtung, unter Berücksichtigung aller Einflüsse, eine kombinierte Messunsicherheit in der Größenordnung von 1 nm erreichen, so ist es sinnvoll diesen vergleichsweise großen Beitrag über eine Optimierung der Stabilität dieser Umweltparameter zu reduzieren.

Eine Korrektur der ermittelten Verformung auf Basis der Temperatur- und Feuchtemesswerte ist sehr schwierig zu realisieren, da die zu kompensierenden Schwankungen der Umweltparameter nahe an der Auflösungsgrenze der entsprechenden Sensoren liegen. Außerdem bestehen verschiedene Totzeiten zwischen den Umweltparametern und den Messwerten.

Ein zusätzlicher Nachteil der begehbaren Klimazelle ist der Umstand, dass diese im Betrieb vergleichsweise starke Vibrationen des Messaufbaus und damit der Federkörper erzeugt. Dies ist auf das gewählte konstruktive Konzept der Klimazelle zurückzuführen. Zum einen befinden sich Ventilatoren in der Deckenwand, über welche die klimatisierte Luft eingeleitet und umgewälzt wird. Diese Störungen regen die Prüfeinrichtung inklusive der Abdeckung aus Styrodur zum Schwingen an. Zum anderen ist der isolierte Boden der Klimazelle sehr anfällig gegenüber den erzeugten Vibrationen.

Die Schwingungen der Federkörper sind dem Messsignal überlagert. Da in der Regel mehrere Schwingungsmoden angeregt werden, welche teilweise sehr niedrige Frequenzen besitzen, sind diese Störungen schwer zu filtern und sollten deshalb minimiert werden.

#### 6.1.4 Verbesserung der Klimatisierung

Zur Reduzierung der Einflüsse der Umweltparameter und der Vibrationen auf das Messergebnis ist die Verwendung eines alternativen Konzepts zur Klimatisierung der Prüfeinrichtung notwendig. Um Vibrationen zu vermeiden, soll die Luft im inneren der Klimakammer ruhen. Weiterhin dürfen Motoren, Pumpen oder Ventilatoren nicht in oder an der Klimakammer verbaut sein. Dabei soll eine Langzeitstabilität der Temperatur in der Größenordnung von  $\Delta\vartheta = \pm 0,01$  K und der Feuchte von  $\Delta\varphi = \pm 1$  % r.F. gesichert sein. Um später auch die Prüfungen nach der Richtlinie OIML R 60 durchführen zu können, muss der Temperaturbereich von  $-10\text{ °C} \leq \vartheta \leq 40\text{ °C}$  zur Verfügung stehen.

Kommerziell erhältliche Klimakammern wie zum Beispiel die WK 111-600 von der Weiss Umwelttechnik GmbH [76] oder die Feutron 600 der Feutron Klimasimulation GmbH [77] arbeiten in der Regel mit in den Messraum eingeleiteter klimatisierter Luft. Die Hersteller garantieren im Besten Fall eine Langzeitstabilität der Temperatur von  $\Delta\vartheta = \pm 0,1$  K. Da somit keine Klimakammern mit den speziellen Anforderungen lieferbar sind, muss im Rahmen der Untersuchungen eine solche konstruiert und in Betrieb genommen werden.

Das gewählte Konzept ist in Abbildung 6-7 a) dargestellt. Die Kammer besteht grundlegend aus dicht verschweißten Aluminiumplatten mit formschlüssig aufgebrachten Rohren, durch welche eine temperierte Flüssigkeit strömt. Die Rohre befinden sich mit Ausnahme der Bodenplatte auf allen Wänden der Kammer. Die Temperatur der Flüssigkeit, welche aus einem Wasser-Glycerin-Gemisch besteht, wird mit dem Kryostaten FP50-HL der Firma Julabo Labor-technik GmbH geregelt. Dieser gewährleistet eine Temperaturstabilität der Flüssigkeit von  $\Delta\vartheta = \pm 10$  mK im Bereich von  $-50\text{ °C} < \vartheta < 200\text{ °C}$  [78].

Die hohe Temperstabilität im inneren der Klimakammer wird im Wesentlichen durch zwei konstruktive Maßnahmen erreicht: Zum einen ist eine Isolierung und eine Abdeckung aus Blech auf den außenliegenden Rohren verbaut. Zum anderen befindet sich mit den Aluminiumplatten und den Rohren eine große träge Masse mit hoher Wärmekapazität innerhalb der isolierenden Umhüllung. Somit werden hochfrequente Temperaturschwankungen gedämpft. Durch die stoffschlüssig verbundenen Aluminiumplatten ist außerdem eine gute Wärmeleitung und damit ein möglichst kleiner Temperaturgradient in den Kammerwänden sichergestellt. Außerdem sind alle nach außen reichenden Bauelemente, wie z.B. die Stellfüße der

Kammer, nicht direkt sondern über isolierende Zwischenstücke aus Hartplastik mit den Aluminiumplatten verschraubt

Für einen optimalen Zugang zu der Prüfeinrichtung ist die Kammer diagonal in zwei Hälften geteilt, siehe Abbildung 6-7 *b)*. Das Öffnen erfolgt mit Hilfe von Gasdruckfedern.

Mittels eines umlaufenden Gummiringes werden die beiden Hälften dicht verschlossen. Weiterhin sind fünf gedichtete Kabeldurchführungen vorgesehen. Somit ist der Luft- und Feuchtaustausch zwischen dem Kammerinnenraum und dem Labor deutlich minimiert. In Verbindung mit dem eingebrachten Silicagel soll die hohe Stabilität der Luftfeuchte erreicht werden.

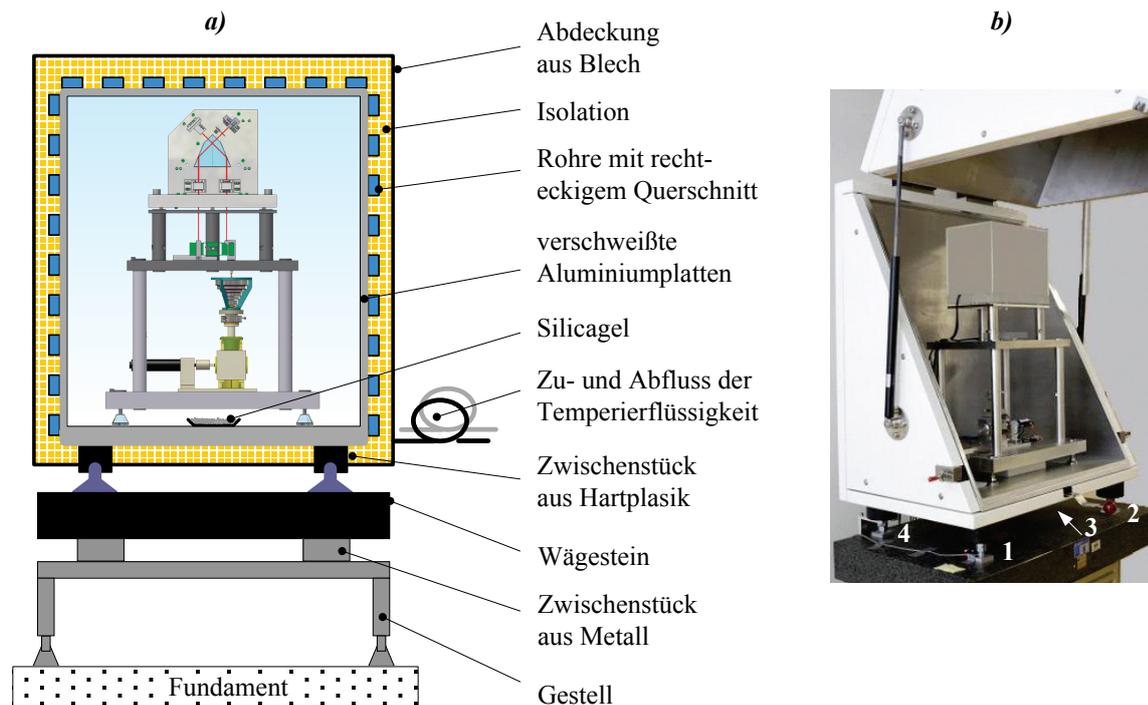


Abbildung 6-7: a): Skizze der Klimakammer mit Prüfeinrichtung, aufgestellt auf dem Wägestein  
 b): Foto der Klimakammer mit Prüfeinrichtung; mit Klimakammerstellfüßen 1-4

Da die Biegesteifigkeiten der zu untersuchenden Federkörper bzw. Aufnehmer vergleichsweise klein sind, liegen die Eigenfrequenzen ihrer relevanten Schwingungsmoden bei den entsprechend aufgebrachten Lasten in der Größenordnung von  $< 100$  Hz. Bei der Dimension der Klimakammer und deren Aufstellung muss beachtet werden, dass keine Anregung dieser Schwingungsmoden über den Aufbau erfolgt. Dies wird durch eine sehr hohe Steifigkeit der Klimakammer erreicht. Die Bodenplatte besitzt eine Dicke von 40 mm, alle anderen Kammerwände sind 15 mm dick und zusätzlich durch die aufgebrachten Rohre, welchen einen rechteckigen Querschnitt besitzen, versteift. Weiterhin wird auf den Einsatz von Dämpfern verzichtet. Der Untertisch steht direkt auf dem Fundament des Laborgebäudes. Zwischen dem Untertisch und dem darauf lagerndem Wägestein befinden sich höhenverstellbare Zwischenstücke aus Metall. Die Stellfüße der Kammer sind über Zylinder aus Hartplastik mit der Bodenplatte verbunden. Durch die große Steifigkeit der Kammer und der Aufstellung besitzt das Gesamtsystem eine hohe Eigenfrequenz. Eine Anregung der deutlich niedrigeren Eigenfrequenzen der Federkörper durch Schwingungen der Klimakammer ist damit reduziert. Weiterhin ist der Kryostat in einem Nachbarraum des Labors aufgestellt und über 4 m lange und

wärmeisolierte Schläuche mit der Kammer verbunden. Somit sind die mechanischen und thermischen Störquellen räumlich von der Prüfeinrichtung getrennt. Um einen niedrigen Strömungswiderstand für die Flüssigkeit zu gewährleisten, ist der Querschnitt der Rohre mit ca.  $6 \text{ cm}^2$  vergleichsweise groß gewählt. Dies reduziert Vibrationen, da die Strömungsverhältnisse in den Rohren weniger turbulent sind als bei kleineren Querschnitten. Außerdem ermöglicht das einen großen Flüssigkeitsdurchsatz, was zu einer hohen Heiz- bzw. Kühlleistung des Gesamtsystems führt.

### Ergebnisse

Die mit der neuen Klimakammer gemessene einwöchige Stabilität der Temperatur bei  $\vartheta \approx 20 \text{ °C}$  beträgt  $\Delta\vartheta = \pm 10 \text{ mK}$  wobei die relative Luftfeuchte in den Grenzen  $\Delta\varphi = \pm 0,2 \text{ \% r.F.}$  liegt, vgl. Abbildung 6-8. Die Standardabweichung aller abgebildeten Temperaturmesswerte über den Zeitraum einer Woche ergibt sich zu  $4,9 \text{ mK}$  und ist nahezu um den Faktor 10 kleiner als in der Klimazelle, vgl. 6.1.3. Während der Messungen betrug die Umgebungstemperatur im Labor  $\vartheta = 22 \text{ °C} \pm 1 \text{ °C}$ .

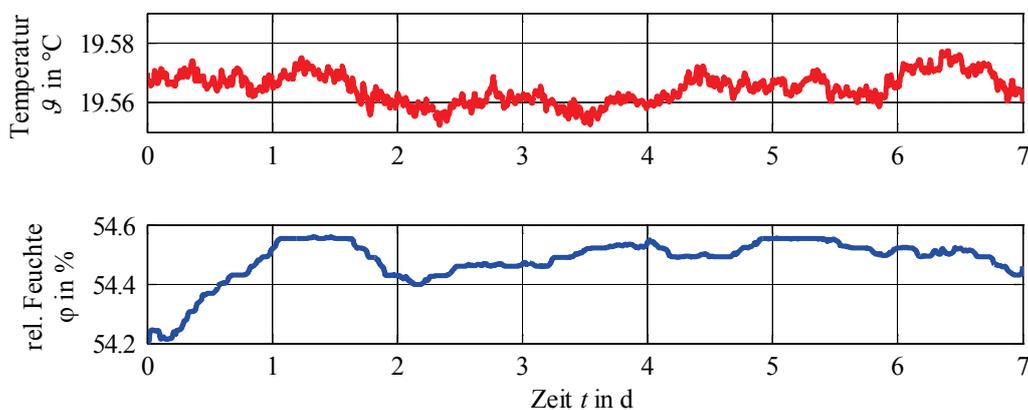


Abbildung 6-8: Erreichbare Temperatur- und Feuchtestabilität in der Klimakammer, gemessen an der Einspannung der Federkörper

Der verwendete Kryostat kann die Temperaturstabilität der Temperierflüssigkeit von  $\pm 10 \text{ mK}$  im Bereich von  $-50 \text{ °C} < \vartheta < 200 \text{ °C}$  verwirklichen. Da zu erwarten ist, dass die Temperaturstabilität in der Klimakammer am besten ist, wenn diese nahe der Raumtemperatur des Labors betrieben wird, erfolgte die Überprüfung der Stabilität der Umweltparameter zusätzlich bei  $\vartheta \approx 40 \text{ °C}$ , siehe Abbildung 6-9. Um die Untersuchungen zu beschleunigen wurde die Messung allerdings auf ca. vier Tage begrenzt. Auch hier betragen die zeitlichen Abweichungen der Temperatur  $\Delta\vartheta = \pm 10 \text{ mK}$ . Die resultierende Standardabweichung aller Messwerte ist mit  $4,7 \text{ mK}$  ebenfalls nahezu identisch mit der der Messungen bei  $\vartheta \approx 20 \text{ °C}$ .

Die Stabilität der Feuchte scheint zunächst schlechter als bei den in Abbildung 6-8 dargestellten Untersuchungen. Das erkennbare Einlaufen im Zeitraum  $0 < t < 0,5 \text{ d}$  ist allerdings darauf zurückzuführen, dass sich durch die Verwendung des trägen Silicagels noch kein stabiler Zustand der relativen Luftfeuchte eingestellt hat. Ab  $t > 0,5 \text{ d}$  beträgt die Feuchtestabilität wieder  $\Delta\varphi = \pm 0,2 \text{ \% r.F.}$ .

Auch bei einer verlängerten Messdauer ist keine Verschlechterung der Langzeitstabilität der Umweltparameter im Vergleich zu den Untersuchungen bei  $\vartheta \approx 20 \text{ °C}$  zu erwarten. Ein Offset der Luftfeuchte von ca.  $-13 \text{ \% r.F.}$  stellt für spätere Messungen kein Problem dar, da er in

der Signalauswerteelektronik vor jeder Messung gespeichert werden kann. Außerdem könnte der Absolutwert der relativen Luftfeuchte alternativ auch über eine andere Vorkonditionierung des Silicagels eingestellt werden. Dies ist für die geplanten Untersuchungen der Federkörper aber nicht zwingend nötig.

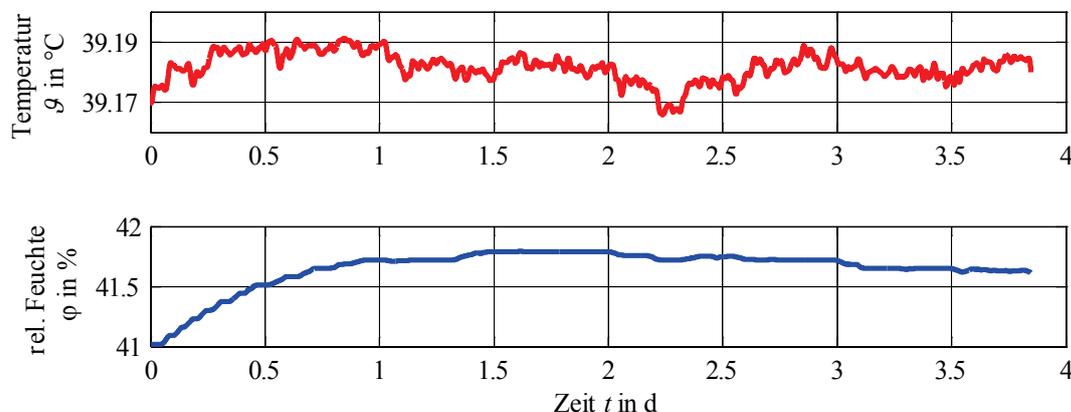


Abbildung 6-9: Temperatur- und Feuchtestabilität in der Klimakammer bei ca. 40 °C, gemessen an der Einspannung der Federkörper

Weiterhin konnte auch auf Basis von Langzeitmessungen bei  $\vartheta \approx 5$  °C die oben dargestellte Temperatur und Feuchtestabilität bestätigt werden, vgl. Abbildung 9-11 im Anhang 9.5.

Die betrachteten Zeiträume stellen Extremwerte dar, da sich die später geplanten Messungen der Federkörper zwar über mehrere Stunden aber nicht über Tage erstrecken.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die erreichbare Langzeitstabilität der Umweltparameter mit  $\Delta\vartheta = \pm 10$  mK ca. um den Faktor 10 und mit  $\Delta\varphi = \pm 1$  % um den Faktor 3 besser ist als in der begehbaren Klimazelle. Damit ist zu erwarten, dass sich der in Kapitel 6.1.3 abgeschätzte Unsicherheitsbeitrag der Umweltparameter um den gleichen Faktor verkleinert. Diese Annahmen gelten auch, wenn die Klimakammer bei Temperaturen betrieben wird, die deutlich von der des Labors abweichen.

### 6.1.5 Langzeitstabilität des Messsignals und Abhängigkeit von der Aufstellung der Prüfeinrichtung

Die Beurteilung der durch Schwankungen der Umweltparameter tatsächlich entstehenden Unsicherheitsbeiträge  $U_{v_{INT,\Delta\vartheta}}$  und  $U_{v_{INT,\Delta\varphi}}$  soll über eine Langzeitmessung des Interferometersignals  $v_{INT}$  gegen den Planspiegels erfolgen.

Zunächst wurde die Prüfeinrichtung für diese Messungen mittels ihrer vier Stellfüße und einer Kreuzlibelle in der Klimakammer aufgestellt und nivelliert. Bei den anschließenden Untersuchungen fiel eine Korrelation des Messsignals  $v_{INT}$  mit der Labortemperatur auf. Da die Temperatur in der Klimakammer allerdings währenddessen konstant war, kann der Grund hierfür keine thermische Beeinflussung der Prüfeinrichtung sein. Zur Überprüfung dieses Zusammenhangs wurden die Klimakammerfüße 1 - 4 (vgl. Abbildung 6-7 b)) nacheinander für je 20 s mit einer Heißluftpistole erhitzt und gleichzeitig das Messsignal  $v_{INT}$  aufgezeichnet, siehe Abbildung 6-10 a). Der Einfluss dieser Erwärmung auf  $v_{INT}$  ist deutlich zu erkennen, obwohl die Temperatur im Inneren der Kammer konstant bleibt. Die Ursache dafür ist die außentemperaturbedingte Verformung der Klimakammerfüße und damit der Bodenplatte der Klimakammer.

Da die Prüfeinrichtung wiederum mechanisch überbestimmt mit vier Stellfüßen auf dieser Bodenplatte steht, ändern sich dadurch deren Aufstellbedingungen undefiniert.

Daher wurde die Prüfeinrichtung im nächsten Schritt auf nur drei Füßen in der Klimakammer aufgestellt und die Untersuchungen mit der Heißluftpistole wiederholt. Dieser zusätzliche Stellfuß befindet sich exakt zwischen den Beiden auf der rechten Seite der Prüfeinrichtung, siehe Abbildung 6-11. Die jetzt übrigen Füße sind so justiert, dass sie sich nicht mehr im Eingriff befinden, aber noch einen Schutz gegen Umkippen der Prüfeinrichtung bieten. Aus Abbildung 6-10 b) ist erkennbar, dass der Einfluss der temperaturbedingten Verformung der Klimakammer-Bodenplatte mit dieser Maßnahme um nahezu den Faktor 100 reduziert ist.

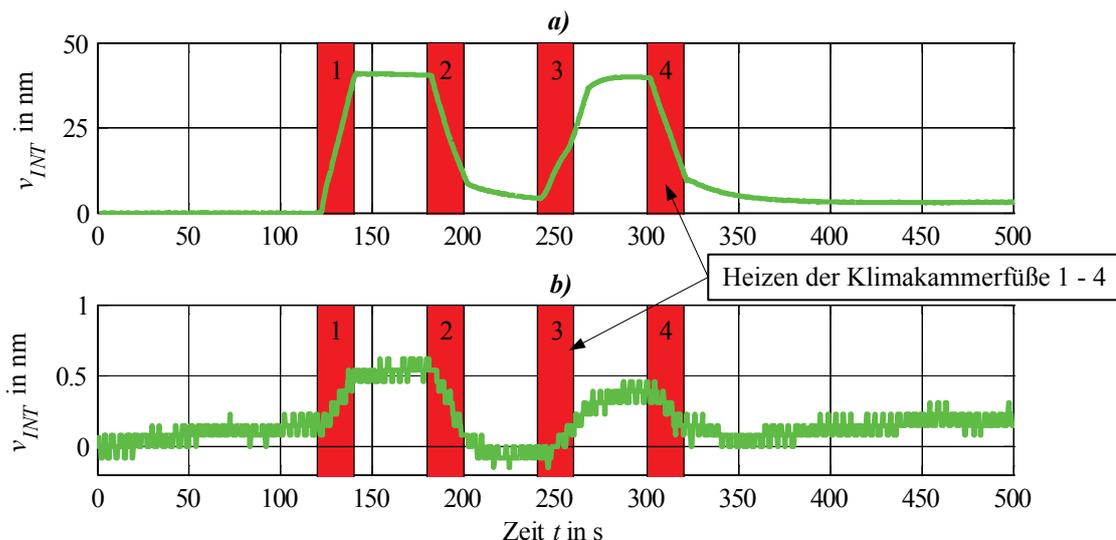


Abbildung 6-10: Änderung des Messsignals  $v_{INT}$  (grün) bei sequentiellem Heizen der Klimakammerfüße 1 - 4, die Zeitspanne der jeweiligen Erwärmung ist rot hervorgehoben  
 a): bei Aufstellung der Prüfeinrichtung auf ihren vier Stellfüßen  
 b): bei Aufstellung der Prüfeinrichtung auf drei Stellfüßen

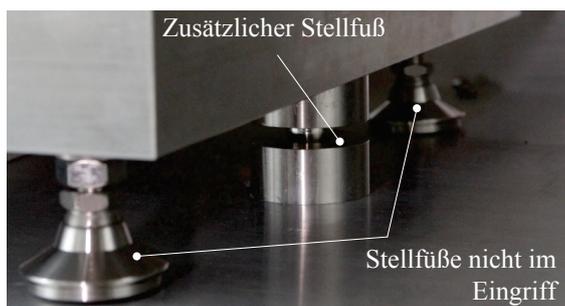


Abbildung 6-11: Zusätzlicher Stellfuß der Prüfeinrichtung

Nach dieser Änderung der Prüfeinrichtungsaufstellung erfolgte die Messung der Stabilität von  $v_{INT}$  über den Zeitraum  $t = 6,5$  d, siehe Abbildung 6-12. Die Temperatur und die Feuchte in der Klimakammer wurden vorher auf  $\vartheta = 20$  °C bzw.  $\varphi = 40$  % r.F. eingestellt. Während der gesamten Messdauer lagen deren Schwankungen mit  $\Delta\vartheta = \pm 10$  mK bzw.  $\Delta\varphi = 0,2$  % r.F. wieder in den in Abschnitt 6.1.4 festgestellten Grenzen. Bei diesen Untersuchungen betrug die Temperatur im Labor  $\vartheta = 22$  °C  $\pm 1$  °C.

Im Ergebnis ist keine Langzeitdrift zu beobachten. Die gemessenen Schwankungen des angezeigten Messwertes von maximal  $\Delta v_{INT} = \pm 0,8$  nm setzen sich aus den theoretischen Beiträgen  $U_{v_{INT}, \Delta \vartheta}$  und  $U_{v_{INT}, \Delta \varphi}$  der Umweltparameter zusammen. Nimmt man hier wieder vereinfachend eine Rechteckverteilung von  $\Delta v_{INT}$  an, so kann man bei der erreichbaren Stabilität der Umweltparameter deren kombinierten Unsicherheitsbeitrag mit 0,5 nm abschätzen. Außerdem würde sich mit der Temperaturstabilität  $\Delta \vartheta = \pm 10$  mK für die Messungen der Federkörper aus Aluminium (vgl. Abschnitt 6.1.3) ein Unsicherheitsbeitrag des  $TK(E_0)$  von  $U_{v_{INT}, \Delta E_0} = 0,6$  nm ergeben.

Bildet man die Wurzel der Quadratsumme beider Beiträge, so ergibt sich der abgeschätzte kombinierte Unsicherheitsbeitrag der Umweltparameter zu  $U_{v_{INT}, Umwelt} = 0,8$  nm.

Somit liegen die nicht korrigierbaren Einflüsse der Umweltparameterschwankungen in der Größenordnung von unter 1 nm, wenn man die Prüfeinrichtung auf drei Stellfüßen gelagert in der neuen Klimakammer betreibt. Dies stellt eine deutliche Verbesserung im Vergleich zur begeharen Klimazelle dar. Folglich kann das eingangs definierte Ziel einer Messunsicherheit der absoluten Kennwerte in der Größenordnung von 1 nm erreicht werden.

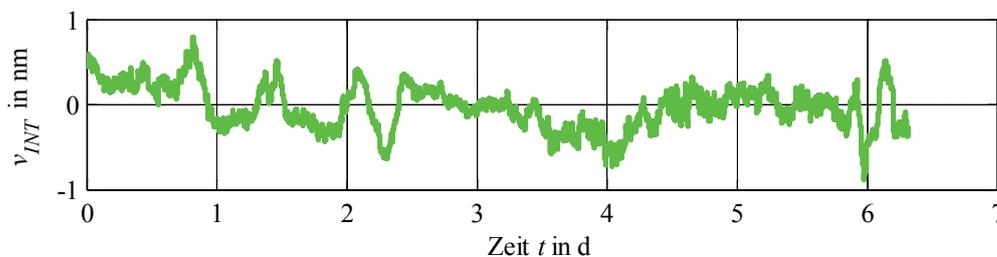


Abbildung 6-12: Langzeitstabilität des Messsignals  $v_{INT}$  bei Aufstellung der Prüfeinrichtung in der Klimakammer auf drei Stellfüßen sowie einer Temperatur  $\vartheta = 20$  °C und der Luftfeuchte  $\varphi = 40$  % r.F. in der Klimakammer, gemessen gegen den Planspiegel

Die oben gezeigten Messungen dienen der Untersuchung und Optimierung der Temperatur- und Feuchtestabilität der Prüfeinrichtung. Die tatsächlichen Beiträge der Umweltparameterschwankungen sollen bei den folgenden Untersuchungen mittels mehrfacher Messungen der jeweiligen Federkörperkennwerte und der Berechnung der Standardabweichungen den entsprechenden Messergebnissen zugeordnet werden.

Bei dieser Vorgehensweise wird aber der in Kapitel 4.3.4 betrachtete Beitrag der statischen Abweichungen der angenommenen Brechzahl  $U_{v_{INT}, \Delta \lambda, stat}$  vernachlässigt. Dieser ist im Wesentlichen von Abweichungen des angenommenen Luftdrucks dominiert und muss in einer abschließenden Berechnung der Gesamtunsicherheit berücksichtigt werden.

## 6.2 Untersuchung und Verbesserung der Einspannung und Krafteinleitung

Die Prüfeinrichtung dient der Ermittlung der relativen Kennwerte  $KW_{rel}$  von Federkörpern nach EN ISO 376 auf Basis von Verformungsmessungen bei definiert aufgebracht Lasten  $F$ . Prinzipiell stellen alle nach EN ISO 376 berechneten relativen Kennwerte  $KW_{rel}$  den Quotienten aus einem absoluten Kennwert  $KW_{abs}$  und einer spontanen Verformung  $v_0$  dar, welche sich stets unmittelbar nach dem Aufbringen der jeweiligen Laststufe einstellt (vgl. auch Formeln in Abschnitt 3.2 und Anhang 9.2.2):

$$KW_{rel} = \frac{KW_{abs}}{v_0} \quad (6.2)$$

Beispielsweise ergeben sich die relativen elastischen Nachwirkungen  $C_{FK}(t_C)$  aus dem Quotienten der absoluten ENW  $C_{abs,FK}(t_C)$  und der vorausgegangenen spontanen Verformung.

Alle bisherigen Untersuchungen der Prüfeinrichtung wurden unabhängig vom Einfluss der Kräfte, die während der Messungen auf Federkörper und Prüfeinrichtung wirken, durchgeführt. Durch solche Kräfte verursachte Deformationen der Prüfeinrichtung können das Messergebnis und die daraus abgeleiteten Kennwerte der Federkörper aber unter Umständen verfälschen. Die Ermittlung und Reduzierung dieser Beiträge erfolgt zunächst bei  $\vartheta = 20 \text{ °C}$  und schließlich, zur Abschätzung des Temperatureinflusses, bei  $\vartheta = 40 \text{ °C}$ .

Für die Untersuchungen werden Referenz-Federkörper in die Prüfeinrichtung eingespannt, um die dabei gemessenen absoluten Kennwerte  $KW_{abs,INT}$  mit den erwarteten Kennwerten  $KW_{abs,FK}$  des jeweiligen Federkörpers zu vergleichen. Die Differenz aus beiden ergibt den mechanischen (mech.) Beitrag  $KW_{abs,PE}$  der Prüfeinrichtung zu den gemessenen Kennwerten der entsprechenden Federkörper, vgl. Gleichung (4.1). Gleiches gilt auch für die spontane Verformung  $v_0$ :

$$KW_{abs,PE} = KW_{abs,INT} - KW_{abs,FK} \quad (6.3)$$

$$v_{0,PE} = v_{0,INT} - v_{0,FK} \quad (6.4)$$

Für eine sinnvolle Abschätzung der Beiträge der Prüfeinrichtung  $KW_{abs,PE}$  und  $v_{0,PE}$  müssen auch die Unsicherheiten der erwarteten Kennwerte  $KW_{abs,FK}$  und  $v_{0,FK}$  der Referenz-Federkörper entsprechend gering sein. Die absoluten Unsicherheiten sind wesentlich von der absoluten Verformung der Federkörper abhängig. Daher werden für die Untersuchungen Referenz-Federkörper ohne Ausfräsungen bzw. Biegeelenke verwendet, siehe Abbildung 6-13. Solche biegesteifen Balken besitzen bei der aufgetragenen Maximallast  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  eine vergleichsweise kleine Verformung und folglich auch eine kleine Unsicherheit dieser.

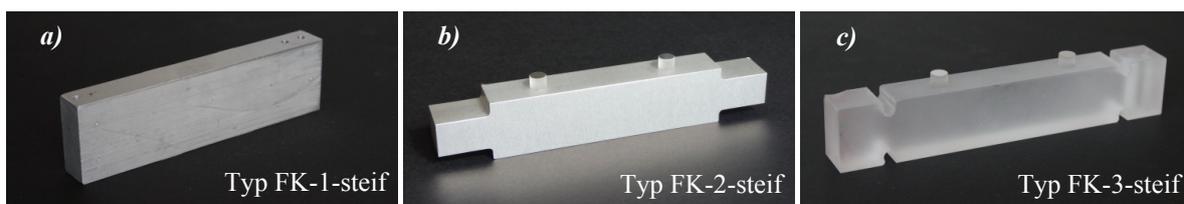


Abbildung 6-13: Verwendete Referenz-Federkörper aus: a): Aluminium AW 2024 mit Gewindebohrungen, b): Aluminium AlMg3, c): Ilmasil PN

Die Außenabmessungen der Referenz-Federkörper sind identisch mit denen der entsprechenden Federkörper, welche in Abschnitt 5 vorgestellt sind. Der Referenz-Federkörper FK-1-steif ist aus Aluminium AW 2024, FK-2-steif aus Aluminium AlMg3 und FK-3-steif aus Ilmasil PN gefertigt. Zur weiteren Minimierung der möglichen elastischen Nachwirkungen wurde der Federkörper FK-3-steif nach der mechanischen Bearbeitung einer Wärmebehandlung, wie in Abschnitt 3.2.1 erläutert, unterzogen.

Nach der Ermittlung der Beiträge der Prüfeinrichtung auf Basis der Referenz-Federkörper kann man damit später die gemessenen Verformungen korrigieren, um eindeutig auf die Verformung bzw. die Kennwerte der jeweiligen Federkörper zu schließen.

Im Unterschied zu EN ISO 376 erfolgt die Angabe aller ermittelten Messergebnisse im Weiteren auf Basis der angehängten Massen  $M$  anstatt der dadurch erzeugten Gewichtskraft  $F$ .

### 6.2.1 Einfluss des Krafteinleitungspunktes auf die gemessenen Verformungen

Im ersten Schritt der Untersuchungen wurde die erwartete Verformung  $v_{0,FK}$  des Balkens FK-2-steif aus Aluminium AlMg3 mit der Software Ansys Workbench numerisch berechnet. Die dabei verwendeten Randbedingungen sind identisch mit den in Kapitel 5 verwendeten: Die Einspannung ist mittels einer fixierten Lagerung der Ober- und Unterseite des Einspannabsatzes des Federkörpers modelliert. Entsprechend der Konstruktion erfolgt die Krafteinleitung über einen Kragarm, wodurch sich eine Hebellänge  $l_H = 126,5$  mm in Bezug auf die Einspannung ergibt, vgl. Abbildung 6-14. Dieser Kragarm ist nötig, damit bei den Messungen der kürzeren Federkörper des Typs FK-1 der Lastwechsler mit dem Gewichtsstapel nicht neu in Richtung der x-Achse einjustiert werden muss.

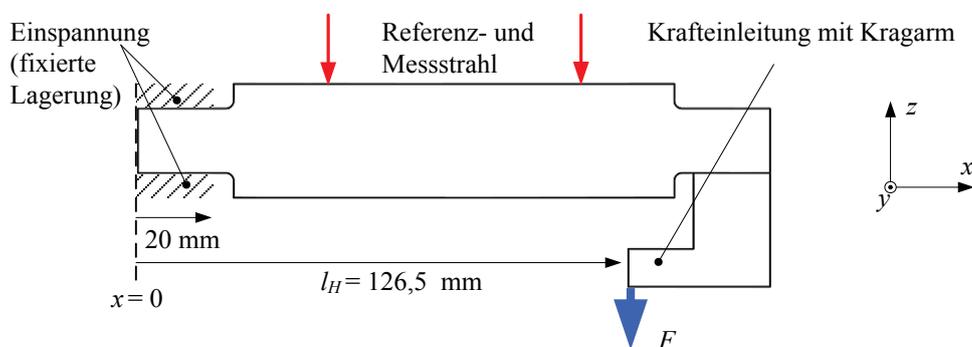


Abbildung 6-14: Modell des Federkörpers FK-2-steif zur Berechnung der erwarteten Verformung  $v_{FK}$

Für diesen Federkörper mit dem E-Modul von  $E_0 = 70000$  N/mm<sup>2</sup> liefert die Berechnung bei einer Last von  $M = 1$  kg ( $F = 9,81$  N) eine erwartete spontane Verformung von  $v_{0,FK,B} = -1934$  nm. Die zu Grunde liegende Simulation ist im Anhang 9.4.4 dokumentiert.

Mit der Annahme der relativen elastischen Nachwirkungen  $C_{FK,B}(t_C = 30 \text{ min}) < 1,1 \cdot 10^{-3}$  für die Legierung AlMg3 [14] ergeben sich die erwarteten absoluten elastischen Nachwirkungen 30 Minuten nach dem Lastwechsel zu  $C_{abs,FK,B}(t_C = 30 \text{ min}) > -2,1$  nm. Dabei stellt  $C_{abs,FK,B}$  das Produkt der relativen elastischen Nachwirkungen  $C_{FK,B}$  und der erwarteten Verformung  $v_{0,FK,B}$  dar, siehe Kapitel 3.2 sowie Gleichung (6.2). Die abs. ENW bei Entlastung sollten bei umgekehrten Vorzeichen in der gleichen Größenordnung liegen:  $C_{abs,FK,E}(t_C = 30 \text{ min}) < 2,1$  nm.

Im nächsten Schritt wurde der Federkörper FK-2-steif in die Prüfeinrichtung eingespannt und für ca. 35 Minuten mit der Last  $M = 1 \text{ kg}$  beaufschlagt. Die Klemmschrauben zum Fixieren des Federkörpers in der Einspannung und zum Befestigen der Krafteinleitung an diesem (vgl. Abbildung 4-9 und Abbildung 5-3) werden bei allen Federkörpern mit einem Moment von  $1,5 \text{ Nm}$  angezogen. Die gemessene Verformung  $v_{INT}(t)$  ist in Abbildung 6-15 a) dargestellt. Nach Gleichung (3.2) ergibt sich die gemessene spontane Verformung aus diesen Werten zu  $v_{0, INT, B} = -10010 \text{ nm}$ . Die auf Basis der Gleichungen (3.2) und (3.3) abgeleiteten absoluten elastischen Nachwirkungen, welche in Abbildung 6-15 b) aufgetragen sind, liegen bei  $C_{abs, INT, B}(t_{c, FK} = 30 \text{ min}) \approx -50 \text{ nm}$  bzw.  $C_{abs, INT, E}(t_{c, FK} = 30 \text{ min}) \approx +35 \text{ nm}$ .

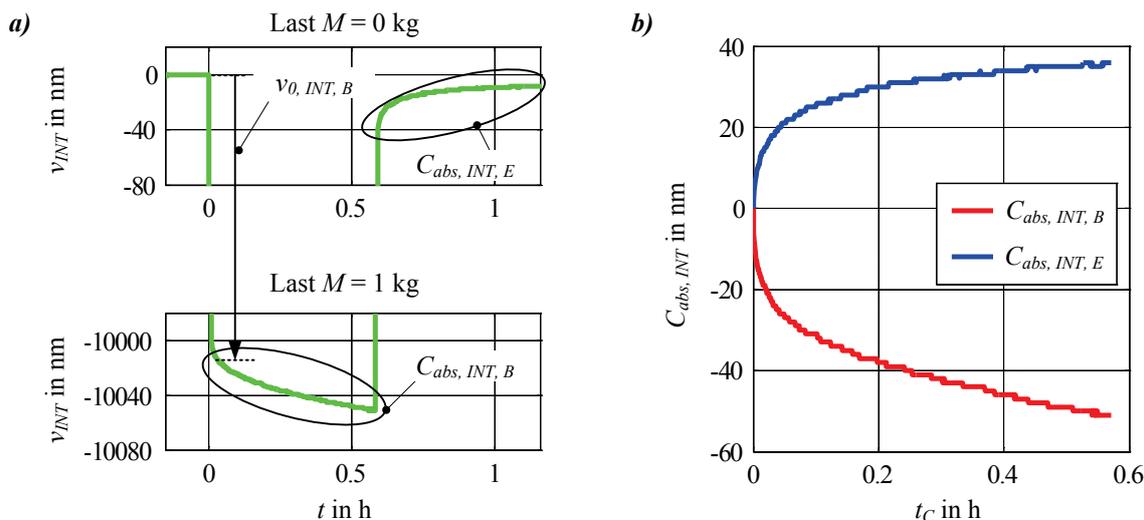


Abbildung 6-15: a): Gemessene Verformung  $v_{INT}(t)$  von FK-2-steif aus AlMg3 beim Lastwechseln  
 b): Die aus  $v_{INT}(t)$  abgeleiteten absoluten ENW  $C_{abs, INT, B}$  und  $C_{abs, INT, E}$

Die Messwerte liegen deutlich über den erwarteten Verformungen. Damit ist der Beitrag der Prüfeinrichtung zu den gemessenen Verformungen für eine sinnvolle Bestimmung der Federkörpereigenschaften viel zu groß und muss reduziert werden.

Auf Basis weiterer Versuche wurde als Ursache für die große Abweichung des Messwerts vom Erwartungswert ein Verkippen der Einspannung bzw. des Federkörpers in der Einspannung gefunden. Diese Verkipfung entsteht als Folge des auf die Einspannung wirkenden Moments von  $\approx F \cdot l_H$  bei Belastung, siehe Abbildung 6-14.

Da das Aufbringen der Kraft  $F$  für die geplanten Untersuchungen der Federkörper aber unerlässlich ist, kann eine Reduzierung dieses Moments nur über eine Verkürzung des Hebelarms  $l_H$  erfolgen, indem man den Kragarm entsprechend verlängert. Das ist für die Anwendung möglich, da die Verformung eines Doppelbiegebalkens bzw. einer Parallelfeder nur eine geringe Abhängigkeit gegenüber der Position des Kraftangriffspunkts aufweist. Für eine Minimierung des Moments sollte der Kraftangriffspunkt unter der Einspannung des Federkörpers liegen. Demnach ist die optimale Hebellänge bei  $l_H = 0 \text{ mm} \leq x \leq 20 \text{ mm}$  zu erwarten, (vgl. Abbildung 6-14). Für eine exakte Angabe sind im nächsten Schritt weitere Experimente nötig.

## 6.2.2 Optimierung des Ortes der Krafteinleitung

Bei den Untersuchungen zum idealen Ort der Krafteinleitung soll die Hebellänge  $l_H$  gefunden werden, bei der die ermittelten Verformungen des Referenz-Federkörpers mit den Erwarteten übereinstimmen. Die folgenden Messungen basieren auf dem Federkörper FK-3-steif aus Ilmasil PN, da dieses Material selber sehr geringe Abweichungen von den idealen mechanischen Wandlungseigenschaften aufweist.

### Vorbetrachtungen

Ein besonders geeignetes Kriterium für das Optimum des Kraftangriffspunktes sind die zu erwartenden elastischen Nachwirkungen des Federkörpers, welche für Quarzglas bei lediglich  $C_{FK,B}(t_C = 1\text{ h}) < 2,3 \cdot 10^{-4}$  liegen [13, 14], vgl. Kapitel 2.2.3. Bei einer Last von  $M = 1\text{ kg}$  und einer Hebellänge von  $0\text{ mm} \leq l_H \leq 20\text{ mm}$  beträgt die erwartete spontane Verformung des Federkörpers FK-3-steif  $v_{0,FK,B} < 850\text{ nm}$ . Wegen der Lage des Kraftangriffspunktes besitzt die spontane Verformung des balkenförmigen Federkörpers hier ein positives Vorzeichen. Eine exakte Berechnung der spontanen Verformung bei der entsprechenden Hebellänge ist dem Anhang 9.4.5 beigefügt. Damit ergeben sich die erwarteten absoluten ENW zu  $C_{abs,FK,B}(t_C < 1\text{ h}) < 0,2\text{ nm}$  bzw.  $C_{abs,FK,E}(t_C < 1\text{ h}) > -0,2\text{ nm}$ . Aus dieser a priori Information geht aber nur hervor, dass der Betrag der absoluten ENW kleiner als  $0,2\text{ nm}$  sein sollte. Da der exakte Wert nicht bekannt ist, wird im Folgenden eine Rechteckverteilung der Nachwirkungen mit der Fehlergrenze von  $\pm 0,2\text{ nm}$  angenommen und die Standardunsicherheit von  $0,12\text{ nm}$  berechnet. Somit gilt für die erwarteten absoluten Nachwirkungen von FK-3-steif bei den genannten Randbedingungen:

$$C_{abs,FK,B}(t_C < 1\text{ h}) = C_{abs,FK,E}(t_C < 1\text{ h}) = 0\text{ nm} \pm 0,12\text{ nm}$$

Der Kraftangriffspunkt muss also so gewählt werden, dass innerhalb einer Stunde nach einem Lastwechsel mit  $M = 1\text{ kg}$  die gemessenen absoluten elastischen Nachwirkungen im Bereich von  $0\text{ nm} \pm 0,12\text{ nm}$  liegen. In diesem Fall wäre der Beitrag der Prüfeinrichtung zu den gemessenen Nachwirkungen abgesehen von den Unsicherheiten vollständig beseitigt.

### Ermittlung des idealen Kraftangriffspunkts

Nach dem Einspannen von FK-3-steif wurden sukzessive definierte Hebellängen  $l_H$  eingestellt und die jeweiligen Nachwirkungen bei Lastwechseln mit  $M = 1\text{ kg}$  gemessen. Zur Verringerung der Messzeit erfolgte eine Verkürzung der Lastzyklen auf  $0,1\text{ Stunden}$ . Die nach dieser Zeit ermittelten absoluten ENW  $C_{abs,INT,B}(t_C = 0,1\text{ h})$  sind in Abbildung 6-16 aufgetragen.

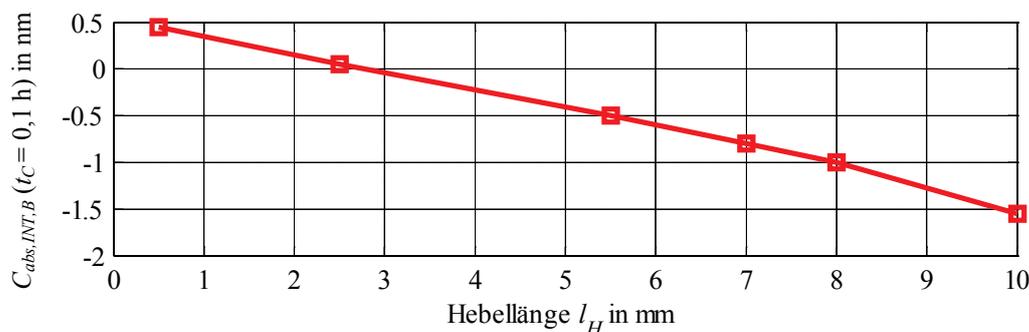


Abbildung 6-16: Abhängigkeit der gemessenen absoluten ENW  $C_{abs,INT,B}(t_C = 0,1\text{ h})$  von der Hebellänge  $l_H$ ; gemessen auf Basis von FK-3-steif bei der Last  $M = 1\text{ kg}$

Anhand dieser Untersuchungen ergibt sich der ideale Kraftangriffspunkt für die Messungen der Federkörper FK-3 bei einer Hebellänge von  $l_H \approx 2,5$  mm, da sich hier die erwarteten Nachwirkungen von  $C_{abs, FK, B}(t_C = 0,1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,12 \text{ nm}$  einstellen.

### 6.2.3 Beitrag der Prüfeinrichtung zu den elastischen Nachwirkungen von FK-3

Zur exakten Abschätzung des Beitrages der Prüfeinrichtung zu den gemessenen ENW wurden nun auf Basis des optimalen Kraffteinleitungspunktes bei  $l_H = 2,5$  mm und der Last  $M = 1$  kg jeweils fünf Lastzyklen mit je einer einstündigen Be- und Entlastung gefahren. Die Pause zwischen jedem Lastzyklus betrug drei Stunden. Die aus diesen Verformungsmessungen abgeleiteten Kurven der absoluten elastischen Nachwirkungen sind in Abbildung 6-17 a) für die Belastung und b) für die Entlastung dargestellt. Der Mittelwert der je fünf Einzelmessungen ist dabei grün hervorgehoben. Zudem sind die Einzelkurven mit einem gleitenden Mittelwertfilter der Filterlänge acht (1,3 s) geglättet. Abweichend von der Norm EN ISO 376 ist der Startpunkt der gezeigten Nachwirkungen nicht 30 s sondern unmittelbar nach dem Lastwechsel gewählt ( $t_2 - t_1 = t_5 - t_4 \approx 1$  s). Auf diese Weise ist der Einfluss des Startpunktes besser erkennbar.

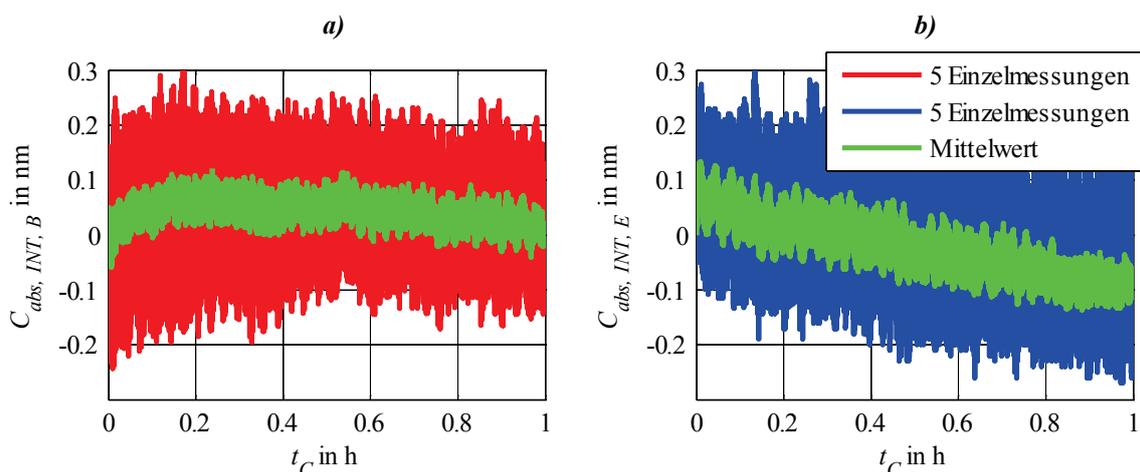


Abbildung 6-17: a): Gemessene absolute ENW  $C_{abs, INT, B}$  bei Belastung; b): Gemessene absolute ENW  $C_{abs, INT, E}$  bei Entlastung; ermittelt auf Basis von FK-3-steif bei Lastwechseln mit  $M = 1$  kg und einer Hebellänge von  $l_H = 2,5$  mm

Anschließend wurde der Referenz-Federkörper FK-3-steif zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse jeweils dreimal demontiert, wieder montiert, die Hebellänge von  $l_H = 2,5$  mm einjustiert und die oben beschriebenen Messungen wiederholt. Die so ermittelten Kurven und deren Standardabweichung sind in Abbildung 6-18 dokumentiert, wobei die grünen Messwerte den Mittelwerten aus Abbildung 6-17 entsprechen. Die gezeigten Kurven sind zur besseren Unterscheidung zusätzlich mit einem gleitenden Mittelwertfilter der Filterlänge 16 geglättet. Während aller vier Montagezustände liegen die gemessenen absoluten ENW  $C_{abs, INT}$  stets im Bereich von  $\pm 0,4$  nm. Bei einer Wahl des Startpunktes zu einem späteren Zeitpunkt würden sich noch kleinere Werte ergeben. Im Vergleich zu der in Abbildung 6-15 dargestellten Messung auf Basis von  $l_H = 126,5$  mm stellt dies eine Verringerung des Beitrages der Prüfeinrichtung um mehr als den Faktor 100 dar. Der vorhandene Trend der Kurven könnte durch einen nicht abgeschlossenen thermischen Ausgleich nach der Montage von Federkörper

FK-3-steif verursacht sein. Da aber nur die Lufttemperatur neben der Einspannung gemessen wird, ist ein eindeutiger Nachweis dafür nicht möglich. Bei längerer Wartezeit nach dem Einbau wird dieser Trend allerdings kleiner.

Zur Vereinfachung einer Unsicherheitsbetrachtung wird angenommen, dass die gemessenen Nachwirkungen bei den erläuterten Randbedingungen und unabhängig von der Startpunktwahl rechteckverteilt sind und sich stets zwischen den Grenzen  $\pm 0,4$  nm befinden. Mit Hilfe dieser Annahme kann man die auf Basis des Referenz-Federkörpers und der Hebellänge von  $l_H = 2,5$  mm gemessenen absoluten ENW bei Be- und Entlastung zusammenfassen:

$$C_{abs,INT,B}(t_C < 1 \text{ h}) = C_{abs,INT,E}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,24 \text{ nm}$$

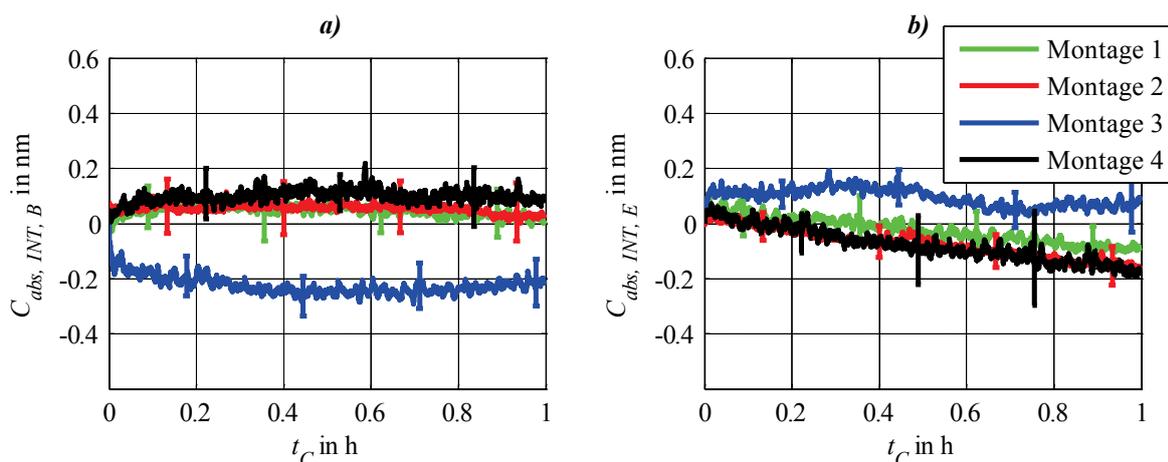


Abbildung 6-18: Auf Basis von FK-3-steif, Lastwechseln mit  $M = 1$  kg und  $l_H = 2,5$  mm gemessene abs. ENW mit Standardabweichung a):  $C_{abs,INT,B}$  bei Belastung; b):  $C_{abs,INT,E}$  bei Entlastung; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

Entsprechend Gleichung (6.3) ergibt sich der Beitrag der Prüfeinrichtung zu den abs. ENW nun als Differenz der gemessenen ( $C_{abs,INT,B}$ ) und der erwarteten Werte  $C_{abs,FK,B}$  zu:

$$C_{abs,PE,B}(t_C < 1 \text{ h}) = C_{abs,PE,E}(t_C < 1 \text{ h}) = C_{abs,PE}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,3 \text{ nm}$$

Die Standardunsicherheit von 0,3 nm ist dabei über die Wurzel der Quadratsumme der beiden Einzelbeiträge 0,12 nm (vgl. Abschnitt 6.2.3) sowie 0,24 nm gebildet.

Nach allen zukünftigen Messungen der Federkörper FK-3 erfolgt dann eine Korrektur der gemessenen Nachwirkungen  $C_{abs,INT}$  mit dem Beitrag  $C_{abs,PE}$ . Damit kann man auf die Nachwirkungen des dann jeweils verwendeten Federkörpers  $C_{abs,FK}$  schließen vgl. Gleichung (6.3):

$$C_{abs,FK}(t_C) = C_{abs,INT}(t_C) - C_{abs,PE}(t_C) \quad (6.5)$$

Da der Mittelwert von  $C_{abs,PE}$  Null ist, muss nur dessen Unsicherheitsbeitrag zur Angabe der Nachwirkungen von  $C_{abs,FK}$  berücksichtigt werden:

$$U_{C_{abs,PE}}(t_C < 1 \text{ h}) = 0,3 \text{ nm}$$

Diese Unsicherheit gilt für die Federkörper FK-3, den Kraftangriffspunkt bei  $l_H = 2,5$  mm und bei einer Last von maximal  $M_{max} = 1$  kg. Bei  $M < 1$  kg ist zwar ein geringerer Wert zu erwarten, zur Vereinfachung wird dieser aber für den ganzen Lastbereich bis 1 kg angenommen.

### 6.2.4 Beitrag der Prüfeinrichtung zur spontanen Verformung von FK-3

Grundlegend werden alle zu ermittelnden Kennwerte der Federkörper auf die jeweils vorausgehende spontane Verformung normiert, vgl. (6.2). Die Ermittlung des Beitrages der Prüfeinrichtung zu diesen spontanen Verformungen ist Gegenstand der folgenden Betrachtungen und entspricht der oben erläuterten Vorgehensweise.

Die während der oben dargestellten Messungen der elastischen Nachwirkungen erfassten spontanen Verformungen  $v_{0,INT,B}$  und  $v_{0,INT,E}$  sind in Tabelle 6-1 aufgelistet. Entsprechend der Gleichungen (3.2) und (3.3) sowie der Richtung der Verformung beim Be- und Entlasten weisen diese ein entgegengesetztes Vorzeichen auf.

Der Mittelwert der Verformungen bei den vier Montagen beträgt  $v_{0,INT,B} = 896,8$  nm bzw.  $v_{0,INT,E} = -896,9$  nm mit jeweils einer Standardunsicherheit von 2,5 nm. Eine signifikante Differenz zwischen dem Betrag bei Be- und Entlastung ist nicht nachweisbar.

Tabelle 6-1: Auf Basis von FK-3-steif, Lastwechseln mit  $M = 1$  kg und  $l_H = 2,5$  mm gemessene spontane Verformung  $v_{0,INT,B}$  und  $v_{0,INT,E}$  bei Be- bzw. Entlastung

	Montage 1	Montage 2	Montage 3	Montage 4	Mittelwert
$v_{0,INT,B}$ in nm	894,9	898,5	902,7	891,1	$896,8 \pm 2,5$
$v_{0,INT,E}$ in nm	-895,0	-898,6	-902,6	-891,2	$-896,9 \pm 2,5$

Die numerische Berechnung der spontanen Verformung ist in Anhang 9.4.5 dokumentiert und liefert die zu erwartenden Werte von  $v_{0,FK,B} = 790,3$  nm  $\pm$  19 nm für die Belastung und daher  $v_{0,FK,E} = -790,3$  nm  $\pm$  19 nm für die Entlastung. Die Angabe der Unsicherheit basiert auf einer angenommenen Abweichung des E-Moduls von FK-3-steif von  $\pm 3000$  N/mm<sup>2</sup>.

Mit den gemessenen und den erwarteten Werten ergibt sich analog Gleichung (6.4) der Beitrag der Prüfeinrichtung zur spontanen Verformung bei Lastwechseln mit  $M = 1$  kg und einer Hebellänge  $l_H = 2,5$  mm zu  $v_{0,PE,B} = 106,5$  nm  $\pm$  20 nm sowie  $v_{0,PE,E} = -106,6$  nm  $\pm$  20 nm. Auch hier ist der Beitrag der Prüfeinrichtung nahezu um den Faktor 100 geringer, als bei dem ursprünglich definierten Kraftangriffspunkt mit  $l_H = 126,5$  mm, vgl. Abbildung 6-14.

Da auch kleinere Lasten angehängt werden können, empfiehlt sich hier eine Normierung dieser Werte auf die jeweilige Masse:

$$\frac{v_{0,PE,B}}{M} = \frac{106,5 \text{ nm} \pm 20 \text{ nm}}{\text{kg}} ; \frac{v_{0,PE,E}}{M} = \frac{-106,6 \text{ nm} \pm 20 \text{ nm}}{\text{kg}} \quad (6.6)$$

Auf Basis der Gleichung (6.4) erfolgt mit diesem Beitrag bei allen zukünftigen Messungen der Federkörper FK-3 eine Korrektur der ermittelten spontanen Verformung. Damit ergibt sich für die Angabe der spontanen Verformung des Federkörpers  $v_{FK}$  der Unsicherheitsbeitrag:

$$\frac{U_{v_{0,PE}}}{M} = \frac{20 \text{ nm}}{\text{kg}} \quad (6.7)$$

### 6.2.5 Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 nach EN ISO 376

Die Bestimmung der Umkehrspanne  $U_s$ , der Nullpunktabweichung  $f_0$ , der Wiederholpräzision  $b'$  und der Interpolationsabweichung  $f_c$  erfolgt im Rahmen dieser Arbeit auf Basis der gemessenen Verformungen der Federkörper  $v_{INT}(t)$  bei stufenförmigen Lastzyklen, siehe Abbil-

dung 6-19 a). Jede Laststufe wird dabei stets 60 s gehalten. Die gewählte Pause zwischen den Lastzyklen beträgt jeweils 300 s. Für eine Berechnung des Mittelwerts und der Standardabweichung des jeweiligen Kennwerts wird der in Abbildung 6-19 a) dargestellte Lastzyklus stets sechsmal wiederholt.

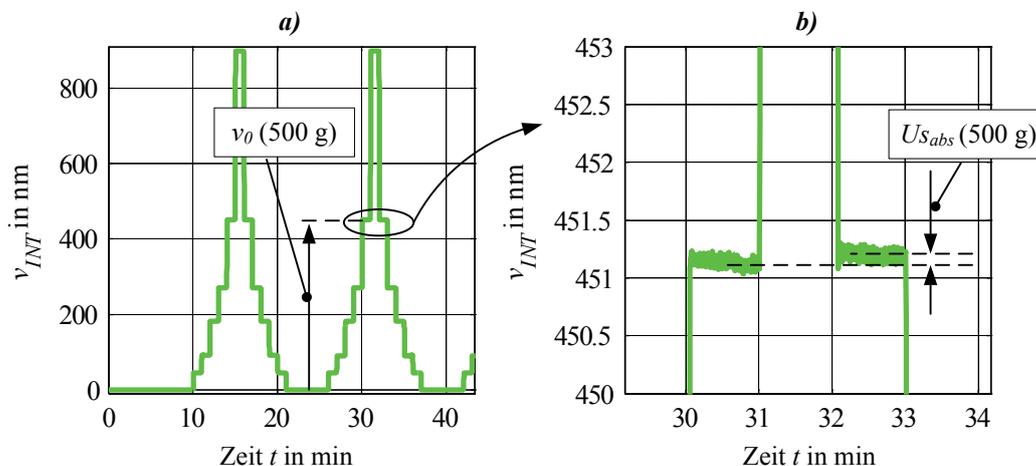


Abbildung 6-19: a): Gemessene Verformung  $v_{INT}(t)$  von FK-3-steif bei stufenförmiger Belastung bis zur Maximallast  $M_{max} = 1000\text{ g}$ ; b): Verformung von FK-3-steif bei der Laststufe  $M_5 = 500\text{ g}$  zur Ermittlung der Umkehrspanne  $U_{Sabs}(500\text{ g})$

Die Berechnung der genannten Kennwerte basiert auf den in Abschnitt 2.1.5 dargestellten Gleichungen (2.6) bis (2.9) nach EN ISO 376, wobei das Aufnehmersignal  $S$  durch die ermittelte Verformung  $v_{FK}$  der Federkörper ersetzt werden muss, siehe Gleichung (9.2) bis (9.5) im Anhang 9.2.2. Dabei stellen alle Kennwerte relative Größen dar, da die entsprechenden absoluten Kennwerte mit der spontanen Verformung  $v_0$  der jeweiligen Laststufe normiert werden, vgl. Formel (6.2). Der Beitrag der Prüfeinrichtung zu der spontanen Verformung ist in Kapitel 6.2.4 bereits dokumentiert. Analog zu den ENW müssen nun die Beiträge der Prüfeinrichtung zu den entsprechenden absoluten Kennwerten untersucht werden.

Zur Abschätzung der zu erwartenden Kennwerte liegen keine Literaturangaben vor. Daher wird, basierend auf Erfahrungswerten aus früheren Untersuchungen, ein auf die Verformung bei Maximallast bezogener Relativwert von  $< 1 \cdot 10^{-4}$  für die erwarteten Kennwerte  $U_{S_{FK}}$ ,  $f_{0,FK}$  und  $b'_{FK}$  angenommen. Eine Verifizierung dieser Annahmen erfolgt in Kapitel 7 auf Basis von Messungen der Parallelfedern aus Ilmasil PN.

### Umkehrspanne

Die abs. Umkehrspanne  $U_{Sabs}$  ist, nach Gleichung (9.2), die Differenz der Verformungen einer Laststufe nach und vor dem Aufbringen der nächstgrößeren Lasten, vgl. Abbildung 6-19 b). Die Verformung bei der Laststufe ist jeweils als der Mittelwert aller Messwerte zwischen den Zeitpunkten 30 s und 40 s nach dem vorausgehenden Lastwechsel definiert. Dies gilt ebenfalls für die Verformungen zur Berechnung der Kennwerte  $f_0$ ,  $b'$  und  $f_c$ .

Die Bestimmung der vom Interferometer angezeigten Umkehrspanne  $U_{Sabs,INT}$  erfolgte wieder bei allen vier Montagezuständen, siehe Abbildung 6-20. Bei der jeweiligen Maximallast des Lastzyklus  $M_{max}$  existiert prinzipiell keine Umkehrspanne. Der Wert bei der Last  $M = 0\text{ g}$  stellt definitionsgemäß die Nullpunktabweichung dar. Bei allen Messreihen liegt die Umkehrspanne

$U_{S_{abs,INT}}$  stets in den Grenzen von  $\pm 0,3$  nm. Auf Basis einer Rechteckverteilung kann man diese wieder zu  $U_{S_{abs,INT}} = 0 \text{ nm} \pm 0,18 \text{ nm}$  ( $k = 1$ ) zusammenfassen.

Mit der erwarteten spontanen Verformung von  $v_{0,FK,B} = 790,3$  nm und der angenommenen rel. Umkehrspanne  $U_{S_{FK}} < 1 \cdot 10^{-4}$  ergibt sich  $U_{S_{abs,FK}} < 0,1$  nm. Nach der oben beschriebenen Vorgehensweise resultiert die erwartete Umkehrspanne von FK-3-steif zu  $U_{S_{abs,FK}} = 0 \text{ nm} \pm 0,06 \text{ nm}$  ( $k = 1$ ). Analog zu Formel (6.3) ist der Beitrag der Prüfeinrichtung wieder die Differenz aus gemessenem und erwartetem Kennwert:

$$U_{S_{abs,PE}} = U_{S_{abs,INT}} - U_{S_{abs,FK}} = 0 \text{ nm} \pm 0,2 \text{ nm}$$

Verwendet man zukünftig diesen Wert zur Berechnung von  $U_{S_{abs,FK}}$  des jeweils zu untersuchenden Federkörpers FK-3, muss diese Unsicherheit berücksichtigt werden:

$$U_{U_{S_{abs,PE}}} = 0,2 \text{ nm}$$

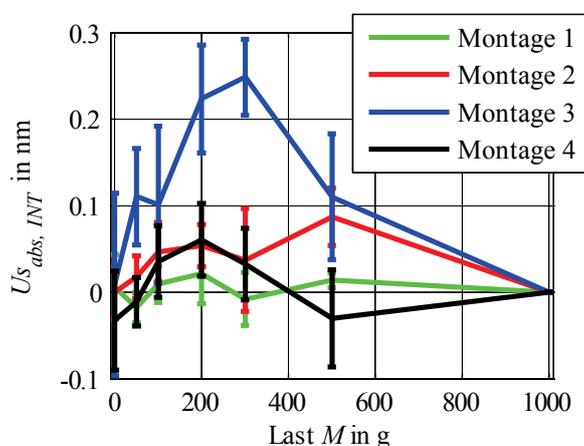


Abbildung 6-20: Auf Basis von FK-3-steif gemessene abs. Umkehrspanne  $U_{S_{abs,INT}}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  bei einer Maximallast  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  mit Angabe der Standardabweichung; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

### Nullpunktabweichung

Die gemessene absolute Nullpunktabweichung  $f_{0,abs,INT}$  ist in jedem Montagezustand kleiner als  $\pm 0,13$  nm, vgl. Abbildung 6-20 bei  $M = 0$  g. Mit Annahme einer Rechteckverteilung gilt hier  $f_{0,abs,INT} = 0 \text{ nm} \pm 0,08 \text{ nm}$ .

Mit der spontanen Verformung und  $f_{0,FK} < 1 \cdot 10^{-4}$  ergibt sich ein Wert von  $< 0,1$  nm für die erwartete absolute Nullpunktabweichung und damit  $f_{0,abs,FK} = 0 \text{ nm} \pm 0,06 \text{ nm}$ .

Demzufolge resultiert der Beitrag der Prüfeinrichtung zu:

$$f_{0,abs,PE} = f_{0,abs,INT} - f_{0,abs,FK} = 0 \text{ nm} \pm 0,1 \text{ nm}$$

Der Unsicherheitsbeitrag nach der Korrektur der zukünftigen Messwerte beträgt somit:

$$U_{f_{0,abs,PE}} = 0,1 \text{ nm}$$

### Wiederholpräzision

Die gemessene absolute Wiederholpräzision  $b'_{abs,INT}$  ist in Abbildung 6-21 dargestellt. Sie liegt stets im Bereich  $< \pm 0,4$  nm. Damit ergibt sich  $b'_{abs,INT} = 0 \text{ nm} \pm 0,25 \text{ nm}$ .

Für die erwartete Wiederholpräzision gilt ebenfalls wieder  $b'_{FK} < \pm 1 \cdot 10^{-4}$  und folglich  $b'_{abs,FK} < \pm 0,1$  nm bzw.  $b'_{abs,FK} = 0$  nm  $\pm$  0,06 nm.

Der Beitrag der Prüfeinrichtung zur absoluten Wiederholpräzision beträgt demnach:

$$b'_{abs,PE} = b'_{abs,INT} - b'_{abs,FK} = 0 \text{ nm} \pm 0,3 \text{ nm}$$

Damit ergibt sich der Unsicherheitsbeitrag nach der Korrektur der zukünftigen Messwerte:

$$U_{b'_{abs,PE}} = 0,3 \text{ nm}$$

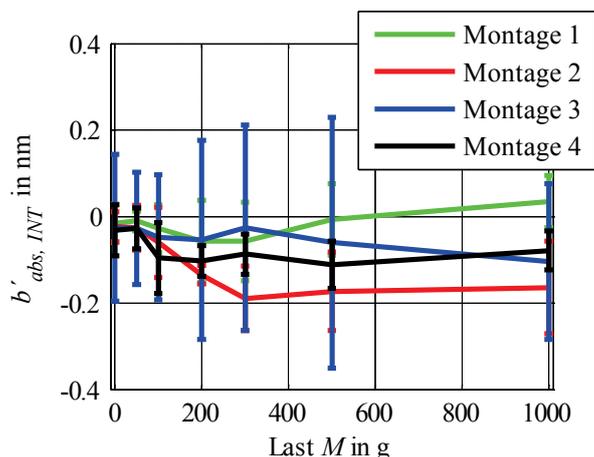


Abbildung 6-21: Auf Basis von FK-3-steif gemessene abs. Wiederholpräzision  $b'_{abs,INT}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  bei einer Maximallast  $M_{max} = 1$  kg mit Angabe der Standardabweichung; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

### Interpolationsabweichung

Abbildung 6-22 zeigt die gemessene absolute lineare (lin.) Interpolationsabweichung mit  $f_{c,abs,INT} < \pm 1,3$  nm und dementsprechend  $f_{c,abs,INT} = 0$  nm  $\pm$  0,76 nm.

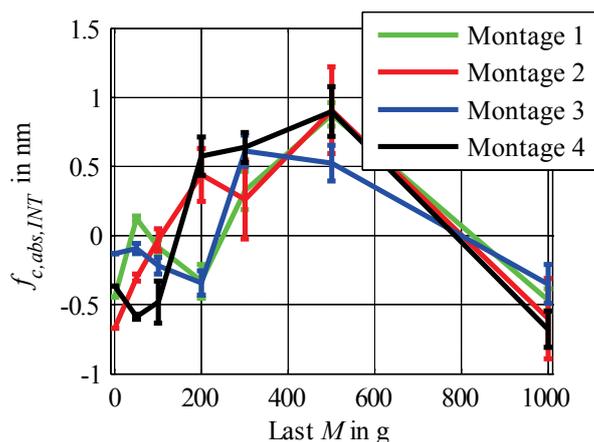


Abbildung 6-22: Auf Basis von FK-3-steif gemessene abs. lin. Interpolationsabweichung  $f_{c,abs,INT}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  bei  $M_{max} = 1$  kg mit Angabe der Standardabweichung; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

Die erwartete lin. Interpolationsabweichung von FK-3-steif beträgt  $f_{c,FK} < 2 \cdot 10^{-5}$ , vgl. Abschnitt 2.2.3 (Quarzglas). Damit kann man den Absolutwert mit  $f_{c,abs,FK} = 0$  nm  $\pm$  0,01 nm abschätzen. Der Einfluss einer veränderten Hebellänge infolge der Deformation des Federkör-

pers ist wegen der sehr kleinen Verformung noch eine Größenordnung geringer und damit zu vernachlässigen, vgl. Anhang 9.4.5.

Zusammenfassend ergibt sich für den Beitrag der Prüfeinrichtung:

$$f_{c, abs, PE} = f_{c, abs, INT} - f_{c, abs, FK} = 0 \text{ nm} \pm 0,8 \text{ nm}$$

Daraus resultiert der Unsicherheitsbeitrag zur Bestimmung der Interpolationsabweichung der Federkörper FK-3:

$$U_{f_{c, abs, PE}} = 0,8 \text{ nm}$$

Dabei kann man nicht unterscheiden, ob dieser Beitrag durch mechanische Nichtlinearitäten des Aufbaus oder durch die Linearitätsabweichung des Interferometers verursacht wird. Eine Möglichkeit dies zu ermitteln wäre, den Nullpunkt der Verformung des Federkörpers definiert, zum Beispiel durch eine Zusatzmasse, um  $\lambda/8$  zu verschieben und die Messung zu wiederholen. Durch diese Zusatzdeformation sollte die Phase der Linearitätsabweichung um  $180^\circ$  verschoben sein, vgl. Abbildung 4-7. In der Summe der Messwerte mit und ohne Zusatzdeformation sollte dann der Phasenfehler des Interferometers entfernt sein. Dies gilt allerdings nur, wenn der Phasenfehler des Interferometers bei beiden Messungen gleich ist. Auf diese Untersuchungen wird aber an dieser Stelle verzichtet.

## 6.2.6 Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 bei erhöhter Temperatur

Die bei  $20^\circ\text{C}$  bestimmten Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung liegen im Subnanometerbereich. Damit sind die Messungen der Federkörperkennwerte entsprechend der für Kraftaufnehmer geltenden Norm EN ISO 376 mit höchster Präzision möglich. Eine Klassifizierung der Federkörper auf Basis der Richtlinie OIML R 60 für Wägezellen erfordert zusätzliche Messungen der Kennwerte bei den Temperaturen  $\vartheta = -10^\circ\text{C}$  und  $\vartheta = 40^\circ\text{C}$ .

Allerdings kann nicht ohne Weiteres angenommen werden, dass die ermittelten Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung auch für Temperaturen von  $\neq 20^\circ\text{C}$  und insbesondere für höhere Temperaturen gelten. Wie in 3.2.1 dargelegt, sind beispielsweise die elastischen Nachwirkungen temperaturabhängig. Es ist also zu vermuten, dass bei Erhöhung der Temperatur der entsprechende Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung steigen könnte.

Zur Überprüfung der maximalen Beiträge wurde der Federkörper FK-3-steif erneut in der Prüfeinrichtung montiert, die Temperatur in der Klimakammer auf  $\vartheta = 40^\circ\text{C}$  angehoben und die in 6.2.3 bis 6.2.5 beschriebenen Untersuchungen wiederholt. Auf eine Prüfung bei  $\vartheta = -10^\circ\text{C}$  wird jedoch verzichtet, da basierend auf den theoretischen Betrachtungen hier keine erhöhten mechanischen Beiträge der Prüfeinrichtung zu erwarten sind. Wegen der sehr guten Materialeigenschaften von Quarzglas sind trotz der Temperaturerhöhung, mit Ausnahme der spontanen Verformung, unveränderte absolute Kennwerte für den Federkörper FK-3-steif zu erwarten. Die Verifizierung dieser Annahme erfolgt in Kapitel 7 durch Messungen des wärmebehandelten Federkörpers FK-3 aus dem Quarzglas Lithosil QT bei  $\vartheta = 5^\circ\text{C}$  und  $\vartheta = 40^\circ\text{C}$ .

Die hier ermittelten Messwerte sind in Anhang 9.6 dokumentiert und diskutiert. Die Unsicherheitsbeiträge zu allen Kennwerten liegen sicher im Bereich derer bei  $20^\circ\text{C}$ .

Dem gegenüber ergaben die Untersuchungen eine Verkleinerung der gemessenen spontanen Verformung. Hier wären Wiederholmessungen nach erneutem Einbau des Federkörpers

nötig um diese mögliche Abweichung genauer zu untersuchen. Da die Abweichung aber im Bereich der in 6.2.4 berechneten Standardunsicherheit von  $U_{v_{0,PE}} = 20 \text{ nm}$  liegt, wird auch bei  $\vartheta \neq 20 \text{ °C}$  von einem Beitrag der Prüfeinrichtung zur gemessenen spontanen Verformung von  $v_{0,PE,B} = 106,5 \text{ nm} \pm 20 \text{ nm}$  ausgegangen.

Somit werden im gesamten Temperaturbereich  $-10 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 40 \text{ °C}$  die gleichen Unsicherheitsbeiträge angenommen. Diese sind in Tabelle 6-3 in Abschnitt 6.2.9 aufgetragen.

### 6.2.7 Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen von FK-2

Die Außenabmessungen von FK-3 und FK-2 sind identisch (vgl. Kapitel 5) und die Halterung beider Federkörpertypen erfolgt mit derselben Einspannung. Damit liegen beim Einleiten der Kraft  $F = M \cdot g$  die gleichen Hebelverhältnisse vor, wodurch auch die auf die Einspannung wirkenden Kräfte und Momente identisch sind. Wie in Abschnitt 6.2.1 erläutert, ist die Hebellänge der entscheidende Einflussfaktor auf die Beiträge der Prüfeinrichtung. Somit werden für die Messungen der Federkörper FK-2 die gleichen Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung angenommen, wie sie sich auf Basis von FK-3-steif ergaben, vgl. Abschnitt 6.2.3 bis 6.2.6.

#### Spontane Verformung

Weil sich der Einspannabsatz des Federkörpers FK-2 von dem des Federkörpers FK-3 unterscheidet, sind zur Fixierung von FK-2 zwei zusätzliche Klemmstücke zum Höhenausgleich nötig, siehe Abbildung 4-9. Daraus resultiert eine im Vergleich zu FK-3 veränderte Steifigkeit der Einspannung und des Federkörpers im Bereich der Klemmzone, weshalb auch ein anderer systematischer Beitrag der Prüfeinrichtung zur spontanen Verformung zu erwarten ist. Die Ermittlung des Beitrags erfolgt durch Messungen des eingespannten Referenz-Federkörpers FK-2-steif aus Aluminium bei der Hebellänge  $l_H = 2,5 \text{ mm}$ .

Auf Basis von numerischen Berechnungen resultiert die erwartete spontane Verformung von FK-2-steif ( $E_0 = 70000 \text{ N/mm}^2 \pm 3000 \text{ N/mm}^2$ ) bei Be- und Entlastung mit  $M = 1 \text{ kg}$  zu  $v_{0,FK,B} = 799,3 \text{ nm} \pm 19 \text{ nm}$  bzw.  $v_{0,FK,E} = -799,3 \text{ nm} \pm 19 \text{ nm}$ , vgl. Anhang 9.4.6.

Im Mittel der je fünf Lastzyklen mit  $M = 1 \text{ kg}$  ergab sich für FK-2-steif eine Verformung von  $v_{0,INT,B} = 1030,6 \text{ nm} \pm 0,6 \text{ nm}$  bzw.  $v_{0,INT,E} = -1030,6 \text{ nm} \pm 0,6 \text{ nm}$ .

Folglich kann man den auf die Last normierten systematischen Beitrag der Prüfeinrichtung mit  $v_{0,PE,B}/M = 231,3 \text{ nm/kg}$  bzw.  $v_{0,PE,E}/M = -231,3 \text{ nm/kg}$  und einer Standardunsicherheit von  $U_{v_{0,PE}}/M = 20 \text{ nm/kg}$  angeben.

#### Beitrag zu den elastischen Nachwirkungen

Da die erwarteten elastischen Nachwirkungen mit  $C_{FK}(t_C = 0,5 \text{ h}) < 1,1 \cdot 10^{-3}$  [14] vergleichsweise groß sind, eignet sich diese Referenzfeder nicht für eine exakte Qualifizierung des entsprechenden Unsicherheitsbeitrags. Wie oben beschrieben, werden für die Federkörper FK-2 die Beiträge angenommen, die auf Basis von FK-3-steif ermittelt wurden. Mit der Kenntnis von  $C_{FK}$  kann man allerdings den in Abschnitt 6.2.3 ermittelten Beitrag der Prüfeinrichtung auch für diesen Federkörpertypen bestätigen. Auf Basis von  $v_{0,FK,B}$  und  $C_{FK}$  ergeben sich die erwarteten abs. elastischen Nachwirkungen von FK-2-steif zu  $C_{abs,FK,B}(t_C = 0,5 \text{ h}) < 0,9 \text{ nm}$  bzw.  $C_{abs,FK,E}(t_C = 0,5 \text{ h}) > -0,9 \text{ nm}$ .

Im Vergleich betragen die gemessenen abs. ENW  $C_{abs,INT,B}(t_C = 0,5 \text{ h}) = 1,04 \text{ nm} \pm 0,61 \text{ nm}$  bzw.  $C_{abs,INT,E}(t_C = 0,5 \text{ h}) = -1,06 \text{ nm} \pm 0,62 \text{ nm}$  ( $k = 2$ ), siehe Abbildung 6-23. Die eingezeichnete Unsicherheit mit dem Erweiterungsfaktor  $k = 2$  ist dabei die Kombination aus der Standardun-

sicherheit der je fünf Einzelmessungen und dem mittels FK-3-steif bestimmten Beitrag der Prüfeinrichtung  $U_{C_{PE}}(t_C < 1 \text{ h}) = 0,3 \text{ nm}$ . Da die gemessenen Nachwirkungen somit im Rahmen des Erwarteten liegen, bestätigt dies die Annahme gleicher Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen der Federkörper FK-2 und FK-3. Wegen der Vergleichbarkeit der erwarteten und der gemessenen ENW ist der Startpunkt der Nachwirkungen in dieser Darstellung, wie in [14], 15 s nach dem Lastwechsel gewählt.

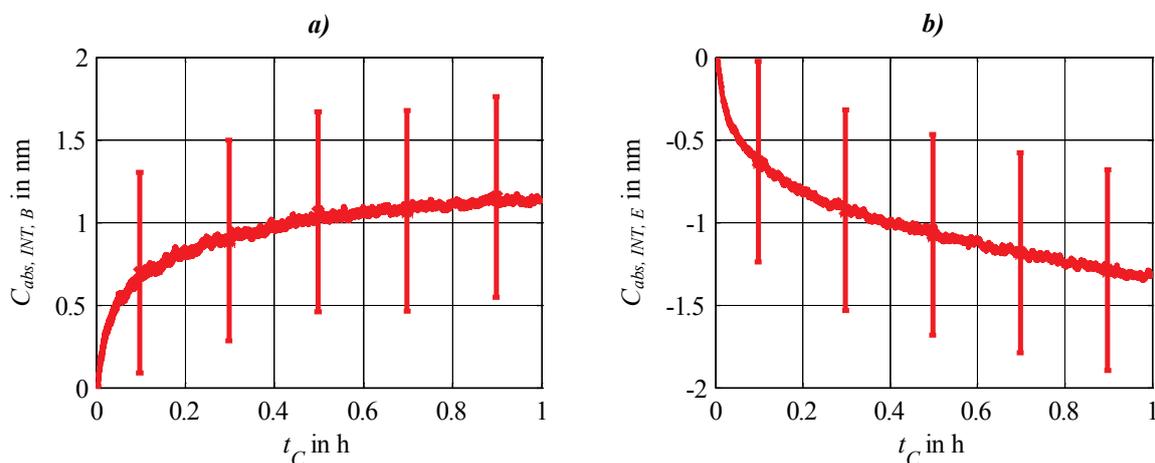


Abbildung 6-23: Auf Basis von FK-2-steif,  $M = 1 \text{ kg}$  und  $l_H = 2,5 \text{ mm}$  gemessene abs. ENW ( $k = 2$ ):  
 a):  $C_{abs, INT, B}$  bei Belastung; b):  $C_{abs, INT, E}$  bei Entlastung

### Weitere Kennwerte nach EN ISO 376

Die Kennwerte Umkehrspanne, Nullpunktabweichung, Wiederholpräzision und Linearitätsabweichung von FK-2 steif sind nicht bekannt und können somit nicht zur Qualifizierung der entsprechenden Unsicherheitsbeiträge verwendet werden. Den Ausführungen oben folgend werden daher die mit FK-3-steif ermittelten Beiträge auch für FK-2 angenommen.

Die Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung zu den gemessenen Kennwerten der Federkörper FK-2 sind in Tabelle 6-3 in Abschnitt 6.2.9 aufgelistet.

## 6.2.8 Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen der Federkörper FK-1

Die Art der Einspannung der Federkörpertypen FK-1 unterscheidet sich grundlegend von der der Typen FK-2 und FK-3. Die Halterung dieser Messobjekte erfolgt durch deren direkte Verschraubung auf der Schnellwechselplatte der Prüfeinrichtung, vgl. Abbildung 6-24. Wie in Kapitel 5 erläutert, liegt die Maximallast der verwendeten Federkörper FK-1 bei unter 0,5 kg. Für mögliche Prüfungen der Federkörper bei Überlast erfolgt aber zusätzlich eine Spezifizierungen der Beiträge der Prüfeinrichtung bei der Last  $M = 1 \text{ kg}$ .

### Optimierte Krafteinleitung für die Federkörpertypen FK-1

Entsprechend der Erkenntnisse über den idealen Punkt der Krafteinleitung (vgl. 6.2.1) wird die Kraft  $F$  über einen Kragarm direkt unter den beiden Schrauben, welche den Federkörper auf der Schnellwechselplatte fixieren, eingeleitet, siehe Abbildung 6-24. Somit sind die durch ein Moment um die Einspannung entstehenden, zusätzlichen Zug- und Druckkräfte auf diese beiden Schrauben minimiert.

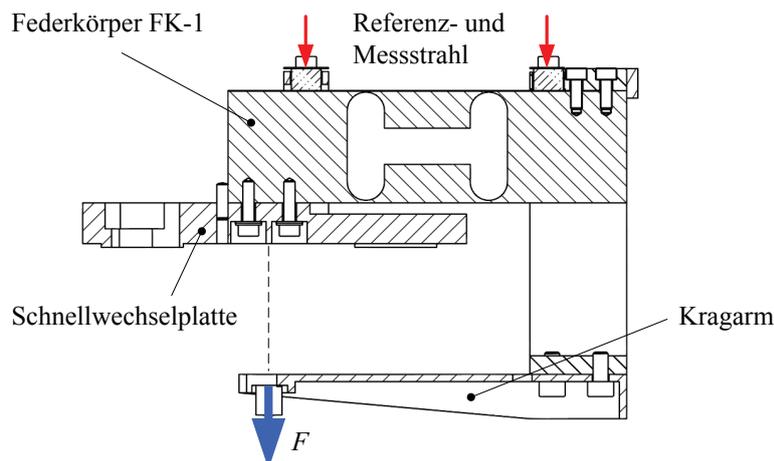


Abbildung 6-24: Optimierte Krafteinleitung für die Federkörpertypen FK-1

Alle im Anschluss dargestellten Messungen und Betrachtungen erfolgen auf Basis dieser Krafteinleitung und dem Referenz-Federkörper FK-1-steif aus Aluminium AW 2024.

Zur Berechnung der erwarteten Kennwerte der Referenzfeder FK-1-steif sind bis auf den E-Modul ( $E_0 = 73000 \text{ N/mm}^2 \pm 3000 \text{ N/mm}^2$ ) keine Daten aus der Literatur verfügbar. Auf Basis von Erfahrungswerten aus früheren Untersuchungen ist aber bekannt, dass die auf die maximale Verformung bezogenen rel. Kennwerte der Umkehrspanne, der Nullpunktabweichung, der Wiederholpräzision sowie der lin. Interpolationsabweichung dieses Werkstoffs bei  $< 1 \cdot 10^{-4}$  liegen. Weiterhin wird für die rel. ENW ein Wert von  $C_{FK}(t_C < 1 \text{ h}) < 1 \cdot 10^{-3}$  erwartet. Diese Annahmen gelten im Bereich von  $-10 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 40 \text{ °C}$  und werden in Kapitel 7 mit Hilfe der Messungen der Doppelbiegebalken aus Aluminium AW 2024 bestätigt.

### Spontane Verformung

Die erwartete spontane Verformung bei der Last  $M = 1 \text{ kg}$  beträgt  $v_{0,FK,B} = 272 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$  bzw.  $v_{0,FK,E} = -272 \text{ nm} \pm 7 \text{ nm}$ . Die entsprechenden numerischen Berechnungen sind im Anhang 9.4.7 dokumentiert.

Die gemessene spontane Verformung resultiert aus dem Mittelwert der Messungen auf Basis von vier Montagen des Referenz-Federkörpers FK-1-steif bei der Temperatur  $\vartheta = 20 \text{ °C}$ , vgl. Tabelle 6-2. Dabei ist eine systematische Abweichung von 2,1 nm zwischen den Beträgen der Verformung bei Be- und Entlastung zu erkennen. Die Ursache hierfür könnten Anteile von plastischen Verformungen sein. Mit der erwarteten und der gemessenen Deformation ergibt sich der systematische Beitrag der Prüfeinrichtung zu  $v_{0,PE,B}/M = -17,4 \text{ nm/kg}$  bzw.  $v_{0,PE,E}/M = +19,5 \text{ nm/kg}$ , wobei die Standardunsicherheit  $U_{v_{0,PE}}/M = 8 \text{ nm/kg}$  beträgt. Zur Untersuchung des Temperatureinflusses erfolgten die Messungen im Montagezustand 4 zusätzlich bei  $\vartheta = 40 \text{ °C}$ . Mit dem Temperaturkoeffizienten des E-Moduls  $TK(E_0) = -5,8 \cdot 10^{-4} / \text{K}$  ist eine betragsmäßig um 3,2 nm größere Verformung als bei  $\vartheta = 20 \text{ °C}$  zu erwarten. Tatsächlich wurde aber eine um ca. 3 nm kleinere Deformation gemessen. Für eine exakte Bestimmung dieses Verhaltens müssten Messungen in mehreren Montagezuständen durchgeführt werden. Da die Verformung bei  $\vartheta = 40 \text{ °C}$  aber innerhalb der ermittelten Unsicherheit von 8 nm und auch in den Grenzen der gemessenen Verformungen bei den Montagezuständen 1-4 liegt, wird darauf verzichtet. Auch für Temperaturen von  $\vartheta \neq 20 \text{ °C}$  ist somit der Beitrag der Prüfeinrichtung mit  $v_{0,PE,B}/M = -17,4 \text{ nm/kg} \pm 8 \text{ nm/kg}$  bzw.  $v_{0,PE,E}/M = +19,5 \text{ nm/kg} \pm 8 \text{ nm/kg}$  anzunehmen.

Tabelle 6-2: Gemessene spontane Verformung  $v_{0,INT,B}$  und  $v_{0,INT,E}$  bei Be- bzw. Entlastung; gemessen auf Basis von FK-1-steif bei Lastwechseln mit  $M = 1$  kg

	Montage 1 20°C	Montage 2 20°C	Montage 3 20°C	Montage 4 20°C	Mittelwert 20°C	Montage 4 40°C
$v_{0,INT,B}$ in nm	261,7	254,2	249,3	253,3	$254,6 \pm 2,6$	250,6
$v_{0,INT,E}$ in nm	-258,1	-252,5	-247,3	-252,1	$-252,5 \pm 2,2$	-249,1

### Elastische Nachwirkungen

Die bei  $\vartheta = 20$  °C und  $\vartheta = 40$  °C gemessenen ENW in Folge von Lastwechseln mit der Last  $M = 0,5$  kg sind in Abbildung 6-25 a) und b) inklusive der berechneten Standardabweichung dargestellt. Jede gezeigte Kurve stellt dabei den Mittelwert aus fünf aufeinanderfolgenden Messungen dar. Der Startpunkt der Nachwirkungen ist, der Norm EN ISO 376 entsprechend, 30 s nach dem jeweiligen Lastwechsel gewählt. Unter Berücksichtigung der Standardabweichung liegen die Nachwirkungen stets in den Grenzen  $\pm 0,6$  nm und mit Annahme einer Rechteckverteilung somit bei  $C_{abs,INT}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,35 \text{ nm}$ .

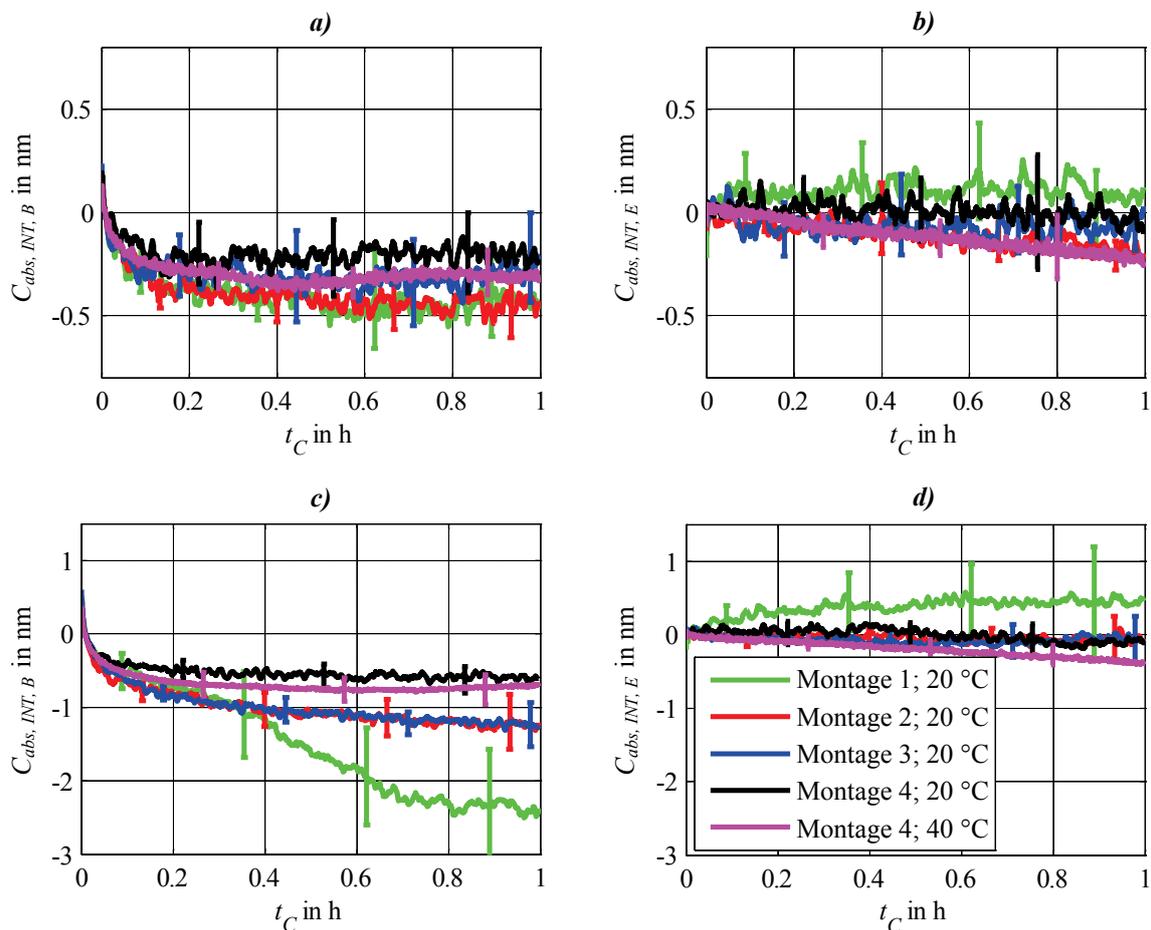


Abbildung 6-25: Auf Basis von FK-1-steif gemessene absolute ENW mit Standardabweichung:  
 a):  $C_{abs,INT,B}$  bei Belastung ( $M_{max} = 0,5$  kg); b):  $C_{abs,INT,E}$  bei Entlastung ( $M_{max} = 0,5$  kg);  
 c):  $C_{abs,INT,B}$  bei Belastung ( $M_{max} = 1$  kg); d):  $C_{abs,INT,E}$  bei Entlastung ( $M_{max} = 1$  kg);  
 zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

Mit  $v_{0,FK,B}(M = 0,5 \text{ kg}) = 136 \text{ nm}$  und  $C_{FK}(t_C < 1 \text{ h}) < 1 \cdot 10^{-3}$  ergeben sich die erwarteten abs. ENW entsprechend zu  $C_{abs,FK}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,08 \text{ nm}$ . Damit resultiert der Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung zu  $U_{C_{abs,PE}}(M_{max} \leq 0,5 \text{ kg}) = 0,4 \text{ nm}$ . Tatsächlich sind die Nachwirkungen allerdings nur bei Belastung eindeutig zu erkennen. Zur Vereinfachung gilt der angenommene Unsicherheitsbeitrag auch bei Entlastung. Als Ursache für diese Asymmetrie kommen wieder plastische Verformungen in Frage. Mit dem Unterschied der beiden Kurven kann auch die oben festgestellte systematische Abweichung zwischen der spontanen Verformung bei Be- und Entlastung erklärt werden. Ein Teil der ursprünglichen spontanen Verformung  $v_{0,INT,B}$  baut sich schon während der Belastungsdauer wieder ab. Die darauf folgende Verformung  $v_{0,INT,E}$  ist dann in etwa um diesen Betrag kleiner. Die Ursache dafür könnte ein plastisches Kriechen in den Gewinden des Federkörpers sein.

Bei Lastwechseln mit der Last  $M = 1 \text{ kg}$  wurden überproportional größere Nachwirkungen gemessen (vgl. Abbildung 6-25 c) und d)). Auch dies lässt wieder einen Beitrag plastischer Verformungen in den Gewindebohrungen vermuten. Selbst bei Vernachlässigung der Messreihe nach Montage 1, welche offensichtlich einen Ausreißer darstellt, liegen die Nachwirkungen in den Grenzen  $\pm 1,6 \text{ nm}$  und somit bei  $C_{abs,INT}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,93 \text{ nm}$ . Mit den erwarteten abs. ENW  $C_{abs,FK}(t_C < 1 \text{ h}) = 0 \text{ nm} \pm 0,16 \text{ nm}$  folgt ein Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung bei der Maximallast  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  von  $U_{C_{PE}}(M_{max} \leq 1 \text{ kg}) = \pm 1 \text{ nm}$ . Da die ENW bei  $\vartheta = 40 \text{ }^\circ\text{C}$  im Bereich derer bei  $\vartheta = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  liegen, werden die Unsicherheitsbeiträge zur Vereinfachung im gesamten Temperaturbereich von  $-10 \text{ }^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 40 \text{ }^\circ\text{C}$  angenommen.

### Umkehrspanne

Bis auf die elastischen Nachwirkungen liegen die erwarteten relativen Kennwerte bei  $< 1 \cdot 10^{-4}$ . Mit der spontanen Verformung  $v_{0,FK,B} = 272 \text{ nm}$  ergeben sich die entsprechend erwarteten abs. Kennwerte mit  $< 0,03 \text{ nm}$ . Zur Vereinfachung der Berechnungen werden die erwarteten Kennwerte  $U_{s_{abs,FK}}$ ,  $f_{0,abs,FK}$ ,  $b'_{abs,FK}$  und  $f_{c,abs,Int}$  im Folgenden mit  $0 \text{ nm}$  angenommen. Damit sind die Beiträge der Prüfeinrichtung hier gleich den gemessenen Kennwerten ( $KW_{abs,PE} = KW_{abs,INT}$ ), vgl. Gleichung (6.3).

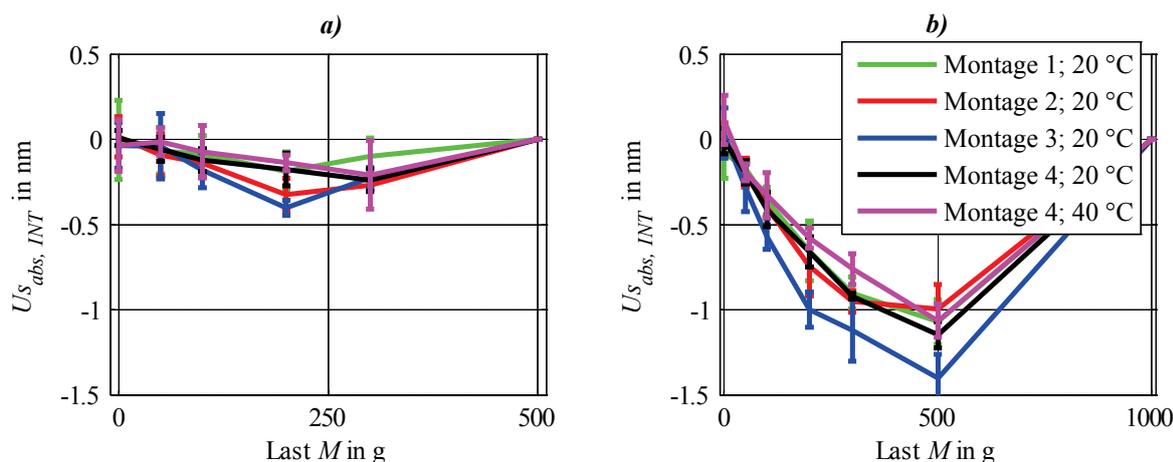


Abbildung 6-26: Auf Basis von FK-1-steif gemessene absolute Umkehrspanne  $U_{s_{abs,INT}}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  mit Standardabweichung: a): bei  $M_{max} = 0,5 \text{ kg}$ ; b): bei  $M_{max} = 1 \text{ kg}$ ; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

Bei der gemessenen abs. Umkehrspanne zeigt sich, ähnlich den ENW, eine deutliche Vergrößerung der Messwerte bei Verdopplung der Maximallast von 0,5 kg auf 1 kg. Wird nur eine Last von maximal 0,5 kg aufgebracht, liegt die gemessene Umkehrspanne in den Grenzen von  $\pm 0,5$  nm (vgl. Abbildung 6-26 a)), wodurch schließlich ein Unsicherheitsbeitrag von  $U_{S_{abs, PE}}(M_{max} \leq 0,5 \text{ kg}) = 0,3$  nm resultiert. Bei einer Maximallast von  $M_{max} = 1$  kg muss man hingegen einen dreifach höheren Unsicherheitsbeitrag von  $U_{S_{abs, PE}}(M_{max} \leq 1 \text{ kg}) = 0,9$  nm annehmen, siehe Abbildung 6-26 b). Auch hier ist kein systematischer Unterschied zwischen den Messungen bei  $\vartheta = 20$  °C und der bei  $\vartheta = 40$  °C zu erkennen, weshalb die berechnete Unsicherheit im gesamten Bereich  $-10$  °C  $\leq \vartheta \leq 40$  °C angenommen wird.

### Nullpunktabweichung

Die gemessene abs. Nullpunktabweichung liegt sowohl bei beiden Temperaturen  $\vartheta = 20$  °C und  $\vartheta = 40$  °C als auch bei beiden Lasten  $M_{max} = 0,5$  kg sowie  $M_{max} = 1$  kg in den Grenzen  $\pm 0,25$  nm, vgl. Abbildung 6-26 a) und b) bei  $M = 0$  g. Somit resultieren die Unsicherheitsbeiträge im Bereich  $-10$  °C  $\leq \vartheta \leq 40$  °C zu  $U_{f_{0, abs, PE}}(M_{max} = 0,5 \text{ kg}) = U_{f_{0, abs, PE}}(M_{max} = 1 \text{ kg}) = 0,2$  nm.

### Wiederholpräzision

Die gemessene abs. Wiederholpräzision liegt, unabhängig von der Maximallast, sowohl bei  $\vartheta = 20$  °C als auch bei  $\vartheta = 40$  °C in den Grenzen  $\pm 0,4$  nm (siehe Abbildung 6-27 a) und b)). Somit werden die Unsicherheitsbeiträge im Temperaturbereich  $-10$  °C  $\leq \vartheta \leq 40$  °C mit  $U_{b'_{abs, PE}}(M_{max} = 0,5 \text{ kg}) = U_{b'_{abs, PE}}(M_{max} = 1 \text{ kg}) = 0,3$  nm abgeschätzt.

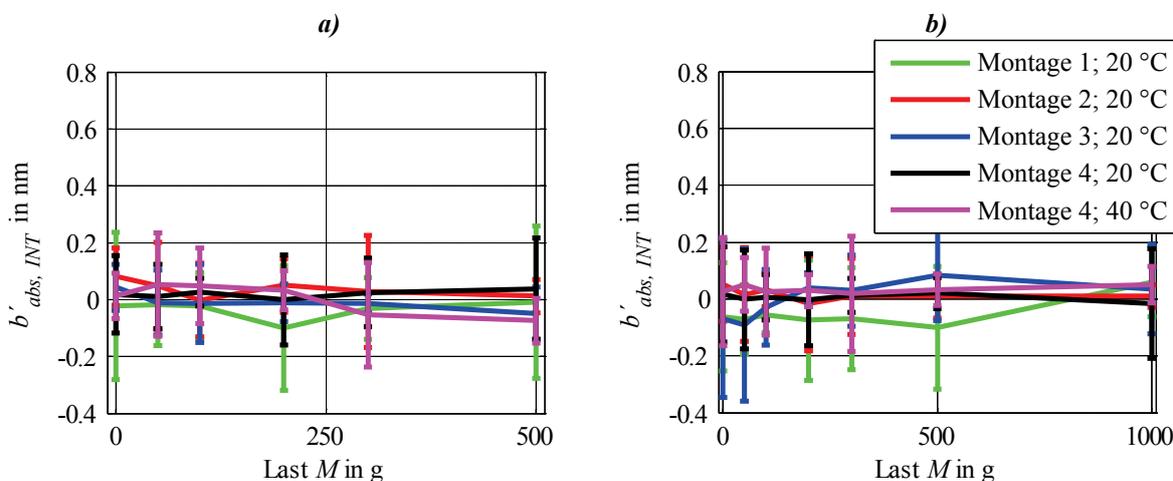


Abbildung 6-27: Auf Basis von FK-1-steif gemessene absolute Wiederholpräzision  $b'_{abs, INT}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  mit Standardabweichung: a):  $M_{max} = 0,5$  kg; b):  $M_{max} = 1$  kg; zwischen jeder Messreihe erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

### Interpolationsabweichung

Für sowohl  $M_{max} = 0,5$  kg als auch  $M_{max} = 1$  kg ergeben sich die gemessenen abs. Interpolationsabweichungen in den Grenzen von  $\pm 1$  nm (vgl. Abbildung 6-28 a) und b)) und damit die Unsicherheitsbeiträge zu  $U_{f_{c, abs, PE}}(M_{max} = 0,5 \text{ kg}) = U_{f_{c, abs, PE}}(M_{max} = 1 \text{ kg}) = 0,6$  nm. Auch hier ist keine temperaturbedingte systematische Abweichung der Messwerte zu erkennen, weshalb die Unsicherheitsbeiträge im gesamten Temperaturbereich  $-10$  °C  $\leq \vartheta \leq 40$  °C angenommen werden.

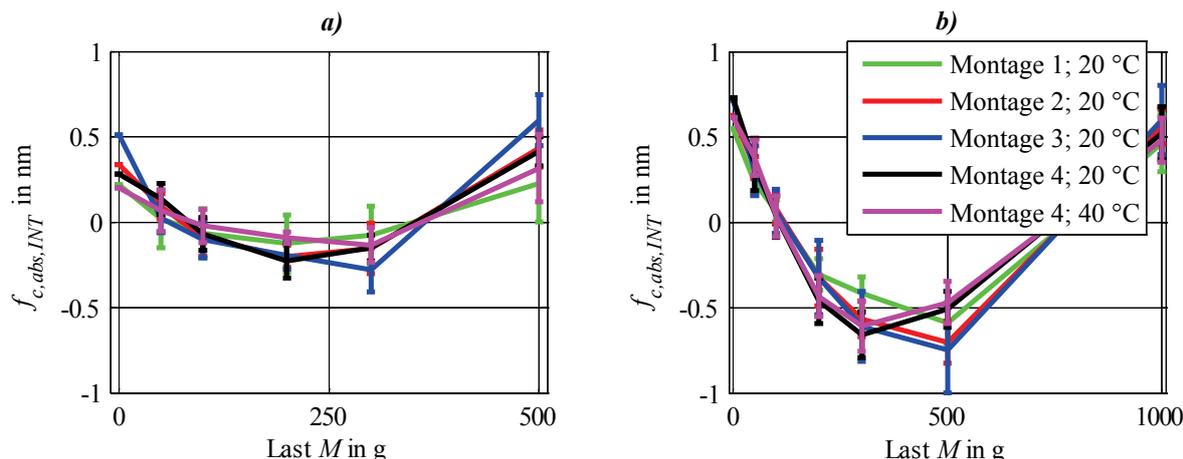


Abbildung 6-28: Auf Basis von FK-1-steif gemessene absolute lin. Interpolationsabweichung  $f_{c, abs, INT}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  mit Standardabweichung: a): bei  $M_{max} = 0,5$  kg; b): bei  $M_{max} = 1$  kg; neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messreihe

### 6.2.9 Zusammenfassung der Unsicherheitsbeiträge

Die auf Basis der Referenz-Federkörper ermittelten Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung zu den Messungen der Kennwerte nach EN ISO 376 sind in Tabelle 6-3 zusammengefasst, wobei diese als Standardunsicherheiten angegeben sind. Diese Beiträge entstehen beim Anhängen der entsprechenden Lasten an die jeweiligen Federkörper FK-1, FK-2 und FK-3 und müssen bei der Berechnung einer kombinierten Messunsicherheit der Kennwerte berücksichtigt werden.

Tabelle 6-3: Beiträge  $v_{0, PE}$  der Prüfeinrichtung zur Messung der spontanen Verformung sowie absolute Unsicherheitsbeiträge  $U_{KW, PE}$  zur Messung der Kennwerte der Federkörper nach EN ISO 376 im Temperaturbereich  $-10\text{ °C} \leq \vartheta \leq 40\text{ °C}$

Randbedingung	FK-1	FK-1	FK-2	FK-3
$M_{max}$ in kg	500	1000	1000	
<b>Beitrag der Prüfeinrichtung</b>				
$v_{0, PE, B} / M$ in nm/kg	-17,4	-17,4	231,3	106,5
$v_{0, PE, E} / M$ in nm/kg	+19,5	+19,5	-231,3	-106,6
$U_{v_{0, PE}} / M$ in nm/kg	8	8		20
$U_{C_{abs, PE}}$ in nm	0,4	1		0,3
$U_{U_{s_{abs, PE}}}$ in nm	0,3	0,9		0,2
$U_{f_{0, abs, PE}}$ in nm	0,2	0,2		0,1
$U_{b'_{abs, PE}}$ in nm	0,3	0,3		0,3
$U_{f_{c, abs, PE}}$ in nm	0,6	0,6		0,8

Bis auf die Beiträge zur Verformung  $U_{v_{0, PE}}$  liegen alle Unsicherheiten im Subnanometerbereich. Die durchweg größten Unsicherheitsbeiträge entstehen bei der Messung der Interpolationsabweichung. Bei den geschraubten Federkörpern FK-1 ergibt sich bei Verdopplung der Last eine deutliche Vergrößerung der Unsicherheitsbeiträge zu den elastischen Nachwirkun-

gen sowie zur Umkehrspanne, was auf plastische Verformungen im Bereich der Gewinde schließen lässt.

Dagegen sind die gemessenen Beiträge der Prüfeinrichtung bei den Temperaturen  $\vartheta = 20\text{ °C}$  und  $\vartheta = 40\text{ °C}$  gleich, weshalb im gesamten für die Messungen mit der Prüfeinrichtung relevanten Temperaturbereich  $-10\text{ °C} \leq \vartheta \leq 40\text{ °C}$  von identischen Unsicherheitsbeiträgen ausgegangen wird.

Den Messungen der Federkörper FK-2 und FK-3 liegen im Prinzip die gleiche Einspannung sowie identische Hebelverhältnisse zu Grunde. Daher wird, mit Ausnahme der spontanen Verformung auch von gleichen Beiträgen der Prüfeinrichtung ausgegangen.

Die Beiträge  $U_{C_{abs, PE}}$  gelten für einen Startpunkt der elastischen Nachwirkungen von frühestens 30 s nach dem jeweiligen Lastwechsel.

Da bei den Prüfungen nach OIML R 60 im Prinzip die gleichen Kennwerte nach dem gleichen Lastregime ermittelt werden, kann man die Beiträge auch hier anwenden.

### 6.3 Abschätzung der kombinierten Messunsicherheit anhand eines Beispiels

Dieser Abschnitt befasst sich mit der Berechnung der kombinierten Messunsicherheit der Federkörperkennwerte nach EN ISO 376. Die ausführlich durchgeführte Messunsicherheitsbetrachtung erfolgt exemplarisch auf Basis der Messungen der Kennwerte von Federkörper FK-2-Alu-1. Die Vorgehensweise für andere Federkörper ist dann identisch.

#### 6.3.1 Modellgleichung zur Berechnung der Unsicherheit der relativen Kennwerte und deren Einflussgrößen

Legt man Gleichung (6.2) zu Grunde, so ergibt sich die Unsicherheit jedes relativen Kennwertes  $U_{KW_{rel}}$  zu:

$$U_{KW_{rel}} = \sqrt{\left(\frac{1}{v_0} U_{KW_{abs}}\right)^2 + \left(\frac{KW_{abs}}{v_0^2} U_{v_0}\right)^2} \quad (6.8)$$

Für die Berechnung von  $U_{KW_{rel}}$  werden nun die Unsicherheiten des jeweiligen absoluten Kennwertes  $U_{KW_{abs}}$  und der entsprechenden spontanen Verformung  $U_{v_0}$  benötigt.

Ausgehend von den dargelegten Betrachtungen ergeben sich nach Gleichung (6.3) und (6.4) sowohl die absoluten Kennwerte  $KW_{abs}$  als auch die spontanen Verformungen  $v_0$  des Federkörpers als Differenz der vom Interferometer gemessenen Verformungen und den entsprechenden Beiträgen der Prüfeinrichtung:

$$KW_{abs, FK} = KW_{abs, INT} - KW_{abs, PE} \quad (6.9)$$

$$v_{0, FK} = v_{0, INT} - v_{0, PE} \quad (6.10)$$

Folglich gehen sowohl in  $U_{KW_{abs}}$  als auch in  $U_{v_0}$  die Beiträge der Interferometermessungen und die mechanischen Beiträge der Prüfeinrichtung ein.

Die Beiträge zur Unsicherheit der angezeigten Interferometerwerte  $v_{INT}$  sind in Abschnitt 4.3.4 ausführlich erklärt. Dazu gehören unter anderem die wellenlängenbedingten Unsicherheiten  $U_{v_{INT, \Delta\lambda}}$ , die sowohl auf statischen Abweichungen der Umweltparameter und der Vaku-

umwellenlänge als auch auf deren Schwankungen beruhen. Zusätzlich beeinflussen temperatur- und feuchtebedingte Deformationen bzw. Verlagerungen des Messkreises die erfassten Werte, vgl. Abschnitt 6.1. Alle Einflüsse der Umweltparameter- sowie der Wellenlängenschwankungen werden im Folgenden durch Wiederholmessungen der Verformungen bzw. Kennwerte auf Basis der sich ergebenden Standardunsicherheit berücksichtigt und jeweils mit  $U_\sigma$  bezeichnet. Zusätzlich müssen noch die Beiträge der statischen Wellenlängenabweichungen  $U_{v_{INT, \Delta\lambda, stat}}$  (siehe Gleichung (4.10)), des Kosinusfehler  $U_{v_{INT, cos}}$  (siehe Gleichung (4.16)), sowie der Linearitätsabweichung des Interferometers  $U_{v_{INT, Lin}}$  (siehe Gleichung (4.14)) berücksichtigt werden. Da die relativen Beiträge des Kosinusfehlers und der statischen Wellenlängenabweichungen jeweils bei deutlich unter  $1 \cdot 10^{-5}$  liegen, spielen diese praktisch nur bei der spontanen Verformung eine Rolle. Der durch die Standardunsicherheit der angehängten Last hervorgerufene Beitrag  $U_M/M < 1,15 \cdot 10^{-6}$  (vgl. Abschnitt 4.5) ist nur für den Kennwert Interpolationsabweichung relevant.

Die beim Anhängen der Lasten entstehenden Beiträge der Prüfeinrichtung sind in Abschnitt 6.2 dargestellt. Nur bei der spontanen Verformung  $v_0$  ist hier ein systematischer Beitrag vorhanden, der schließlich auf Basis von Gleichung (6.10) von den Messwerten entfernt wird. Die systematischen Beiträge der Prüfeinrichtung zu den absoluten Kennwerten wurden zu Null definiert, besitzen aber entsprechende Unsicherheiten, welche in Tabelle 6-3 aufgelistet sind und berücksichtigt werden müssen.

### 6.3.2 Berechnung der Unsicherheiten der Kennwerte nach EN ISO 376 am Beispiel des Federkörpers FK-2-Alu-1

#### Elastische Nachwirkungen

Der verwendete Messzyklus zur Erfassung der elastischen Nachwirkung ist in Abbildung 6-15 a) dargestellt. Die Messung der Verformung wird 0,5 h vor dem Aufbringen der Last gestartet, um zu prüfen, ob die Verformung des Federkörpers einen statischen Zustand aufweist. Die Verformung ist statisch, wenn alle vorherigen Nachwirkungen abgeklungen sind. Anschließend erfolgt eine jeweils einstündige Be- und Entlastungsphase, wobei hier die Last  $M = 1$  kg zum Einsatz kommt. Zur Berechnung eines Mittelwertes und der Standardunsicherheit der elastischen Nachwirkungen wird dieser Messzyklus fünfmal wiederholt. In Abschnitt 3.2.4 ist erläutert, dass die aktuellen elastischen Nachwirkungen auch von der Lastgeschichte abhängen. Um diesen Einfluss zu minimieren, ist zwischen jedem Messzyklus eine Pause von 3 h vorgesehen. Liegt dann bei Beginn der nächsten Messung wieder ein statischer Zustand der Verformung vor, so kann die Lastgeschichte prinzipiell vernachlässigt werden.

Die gemessene spontane Verformung bei Be- und Entlastung ergibt sich mit  $v_{0, INT, B} = -131401,1$  nm sowie  $v_{0, INT, E} = 131401,9$  nm mit jeweils einer Standardunsicherheit von  $U_\sigma = 0,4$  nm. Weiterhin liefern der Kosinusfehler, die statischen Wellenlängenabweichungen sowie die Linearitätsabweichung des Interferometers (vgl. Kapitel 4.3.4) die Beiträge  $U_{INT, cos} = 0,74 \cdot 10^{-6} \cdot |v_{0, INT}| = 0,1$  nm und  $U_{v_{INT, \Delta\lambda, stat}} = 2,3 \cdot 10^{-6} \cdot |v_{0, INT}| = 0,3$  nm sowie  $U_{INT, Lin, max} = 1,1$  nm. Wegen der Korrektur der spontanen Verformung mit dem Beitrag der Prüfeinrichtung nach Gleichung (6.10) muss auch dessen Unsicherheit  $U_{v_0, PE} = 20$  nm bei der Berechnung der spontanen Verformung des Federkörpers  $v_{0, FK}$  berücksichtigt werden. Da die genannten Beiträge nicht korreliert sind, kann man die Standardunsicherheit der spontanen Verformung des Federkörpers über die Wurzel der Quadratsumme der Einzelbeiträge zu  $U_{v_0, FK, B} = 20,1$  nm berechnen. Die Unsicherheit der Verformung bei Entlastung ergibt sich ent-

sprechend. Damit resultiert die korrigierte spontane Verformung des Federkörpers bei Belastung mit  $M = 1$  kg zu  $v_{0, FK, B} = -131632,4 \text{ nm} \pm 20,1 \text{ nm}$  bzw. zu  $v_{0, FK, E} = 131633,2 \text{ nm} \pm 20,1 \text{ nm}$  bei Entlastung.

Die Berechnung der Unsicherheit der absoluten ENW  $C_{abs, FK}$  erfolgt für jeden Zeitpunkt  $t_c$  nach dem jeweiligen Lastwechsel. Der Beitrag der Linearitätsabweichung ist dabei abhängig vom Wert der gemessenen Nachwirkungen:  $U_{INT, Lin}(t_c) = 0,02 \cdot |C_{abs, INT}(t_c)|$ , siehe Kapitel 4.3.4. Dies gilt im Prinzip auch für den Kosinusfehler und die statischen Wellenlängenabweichungen. Da die Nachwirkungen aber im zweistelligen Nanometerbereich liegen, können diese Beiträge vernachlässigt werden. Mit dem maximalen Wert der gemessenen absoluten Nachwirkungen bei Belastung von  $C_{abs, INT, B}(t_c = 1 \text{ h}) = 16,6 \text{ nm}$  ergibt sich der Einfluss der Linearitätsabweichung zu  $U_{INT, Lin} = 0,34 \text{ nm}$ . Weiterhin muss der Beitrag der Prüfeinrichtung  $U_{C_{PE}} = 0,3 \text{ nm}$  berücksichtigt werden. Mit der errechneten Standardunsicherheit  $U_\sigma = 0,25 \text{ nm}$  ergibt sich die kombinierte Standardunsicherheit der absoluten elastischen Nachwirkungen bei Belastung und der Zeit  $t_c = 1 \text{ h}$  zu  $U_{C_{FK, B}}(t_c = 1 \text{ h}) = 0,52 \text{ nm}$ . Die Unsicherheiten der Nachwirkungen zu den früheren Zeitpunkten berechnen sich entsprechend und sind damit kleiner. Alle relevanten Einzelbeiträge sowie die daraus berechnete kombinierte Unsicherheit der absoluten elastischen Nachwirkungen und auch der übrigen Kennwerte nach EN ISO 376 sind am Ende dieses Abschnitts exemplarisch für den diskutierten Federkörper FK-2-Alu-1 in Tabelle 6-5 zusammengefasst.

Mit  $U_{KW_{abs}} \triangleq U_{C_{FK, B}}(t_c = 1 \text{ h}) = 0,52 \text{ nm}$  und  $U_{v_0} \triangleq U_{v_{0, FK, B}} = 20,1 \text{ nm}$ , sowie  $v_{0, INT, B} = -131401,1 \text{ nm}$  und  $C_{abs, INT, B}(t_c = 1 \text{ h}) = 16,6 \text{ nm}$  kann man nun die kombinierte und erweiterte Unsicherheit der relativen elastischen Nachwirkungen zum Zeitpunkt  $t_c = 1 \text{ h}$  nach Gleichung (6.8) zu  $U_{C_{FK, B}} = 8 \cdot 10^{-6}$  ( $k = 2$ ) berechnen. Der Beitrag der spontanen Verformung entspricht dem zweiten Summanden unter der Wurzel in Gleichung (6.8) und ist mit  $4,2 \cdot 10^{-8}$  ( $k = 2$ ) zwei Größenordnungen kleiner als die kombinierte Unsicherheit  $U_{C_{FK, B}}$ . Somit wird dieser Beitrag im Weiteren vernachlässigt.

Um die Reproduzierbarkeit der ermittelten elastischen Nachwirkungen von FK-2-Alu-1 zu zeigen, wurde der Federkörper entsprechend der Vorgehensweise in Abschnitt 6.2 dreimal in die Prüfeinrichtung eingebaut, die oben beschriebenen Messungen wiederholt und jeweils die kombinierte Unsicherheit berechnet. Die so ermittelten Nachwirkungen  $C_{FK}$  sind in Abbildung 6-29 dargestellt. Deren Startpunkt ist wieder bei 30 s nach dem Lastwechsel definiert. Die gezeigten Messungen wurden in einem Zeitraum von fünf Wochen durchgeführt.

Die ermittelten Kurven der elastischen Nachwirkungen sind in allen drei Montagezuständen nahezu identisch. Die Abweichungen untereinander sind sicher im Bereich der kombinierten Unsicherheit ( $k = 2$ ). Zudem liegen die gemessenen spontanen Verformungen bei der Last  $M = 1$  kg während der drei Montagen in den Grenzen von  $\pm 25 \text{ nm}$ , was die sehr gute Reproduzierbarkeit der Messungen unterstreicht. Die systematische Abweichung der Kurven bei Belastung  $C_{FK, B}$  und bei Entlastung  $C_{FK, E}$  ist auf den Einfluss der Lastgeschichte zurückzuführen, vgl. Kapitel 3.2.4.

In der Klasse 00 nach EN ISO 376, welche die höchsten messtechnischen Anforderungen an die Kraftaufnehmer stellt, darf das Kriechen  $C$  zum Zeitpunkt  $t_c = 3 \text{ min}$  maximal  $25 \cdot 10^{-5}$  betragen. Die hier ermittelten elastischen Nachwirkungen  $C_{FK}$  des Federkörpers FK-2-Alu-1 liegen selbst zum Zeitpunkt  $t_c = 1 \text{ h}$  sicher unter  $15 \cdot 10^{-5}$ . Daraus lassen sich zwei zentrale Aussagen ableiten:

Der Federkörper FK-2-Alu-1 aus Aluminium AW 2024 ist hinsichtlich des erreichbaren Kriechens sehr gut für die Verwendung als Kraftaufnehmer geeignet. Dies war zu erwarten, da der Werkstoff AW 2024 ein Standardmaterial in der Kraftmess- und Wägetechnik ist [3, 5].

Die Prüfeinrichtung eignet sich sehr gut für die Ermittlung der elastischen Nachwirkungen der Federkörper FK-2 sowie zur Klassifizierung dieser in alle Klassen nach EN ISO 367. Die erreichte maximale Messunsicherheit ist in diesem Beispiel mit  $U_{C_{FK,B}} = 8 \cdot 10^{-6}$  ( $k = 2$ ) um mehr als Faktor 30 geringer, als das höchstens zulässige Kriechen eines Kraftaufnehmers in der Klasse 00 nach EN ISO 376.

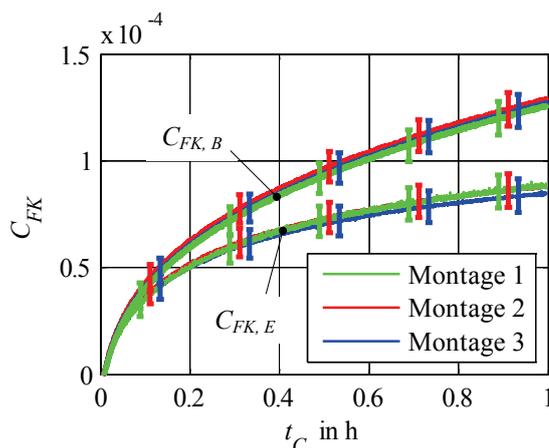


Abbildung 6-29: Elastische Nachwirkungen von FK-2-Alu-1 bei Belastung  $C_{FK,B}$  und bei Entlastung  $C_{FK,E}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messreihe

### Umkehrspanne

Die Mittelwerte und die Standardunsicherheit aller übrigen Kennwerte werden, wie in 6.2.5 erläutert, auf Basis von sechs aufeinanderfolgenden Lastzyklen bestimmt.

Bei der Berechnung der kombinierten Unsicherheit der absoluten Umkehrspanne  $U_{Us_{abs,FK}}$  sind die Beiträge der Standardunsicherheit, der Linearitätsabweichung und der Prüfeinrichtung  $U_{Us_{abs,PE}}$  zu berücksichtigen, welche exemplarisch für die Laststufe  $M = 50$  g in Tabelle 6-5 aufgeführt sind. Bei dieser Last ergab sich bei Montage 1 eine abs. Umkehrspanne von  $Us_{abs,INT} = -1,6$  nm mit einer Standardunsicherheit von  $U_{\sigma} = 0,05$  nm. Damit resultiert der Beitrag der Linearitätsabweichung zu  $U_{INT, Lin} = 0,02 \cdot Us_{abs,INT, B}(M = 50 \text{ g}) = 0,04$  nm. Mit  $U_{Us_{abs,PE}} = 0,2$  nm ergibt sich die kombinierte Standardunsicherheit zu  $U_{Us_{abs,FK}}(M = 50 \text{ g}) = 0,21$  nm. Die Einflüsse des Kosinusfehlers und der statischen Wellenlängenabweichungen spielen auch bei diesem Kennwert keine Rolle.

Die um den Beitrag der Prüfeinrichtung korrigierte spontane Verformung beträgt entsprechend  $v_{0,FK,B}(M = 50 \text{ g}) = -6582$  nm mit einer Unsicherheit von  $U_{v_{0,FK,B}} = 1,6$  nm.

Damit errechnet sich die erweiterte kombinierte Unsicherheit der relativen Umkehrspanne bei der Last  $M = 50$  g zu  $U_{Us_{FK}}(M = 50 \text{ g}) = 6,4 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Der Unsicherheitsbeitrag der spontanen Verformung (zweiter Summand in Gleichung (6.8)) liegt bei  $6 \cdot 10^{-8}$  und ist somit auch bei diesen kleinen Lasten bei allen weiteren Betrachtungen vernachlässigbar.

Die nach EN ISO 376 berechnete Umkehrspanne  $Us_{FK}$  sowie die kombinierte Unsicherheit sind für alle drei Montagen von FK-2-Alu-1 in Abbildung 6-30 dargestellt.

Auch hier zeigt sich eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Messungen. Die Umkehrspanne liegt sicher im Bereich  $|U_{sFK} < 3,2 \cdot 10^{-4}|$  und ist damit kleiner als die maximal zulässige Umkehrspanne in Klasse 00 nach EN ISO 376 ( $|U_s| < 7 \cdot 10^{-4}$ , vgl. Tabelle 9-1). Durch die Normierung mit der jeweils aufgebrachtten Last sind die Umkehrspanne sowie die Unsicherheit bei der kleinsten Last  $M = 50$  g maximal.

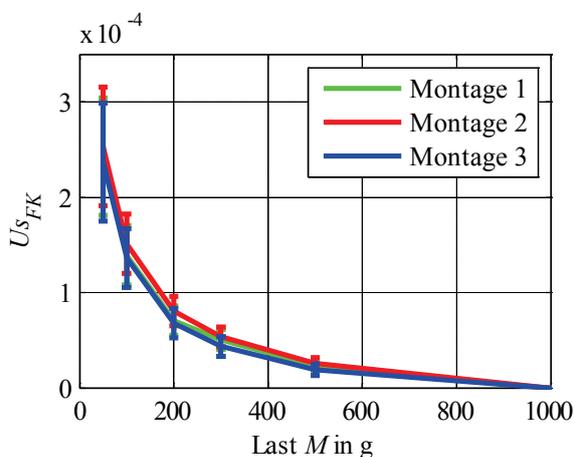


Tabelle 6-4: Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  entsprechend EN ISO 376 von FK-2-Alu-1 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); zwischen jeder Messung erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
Montage 1	9,6 ± 2,3
Montage 2	8,9 ± 1,8
Montage 3	9,4 ± 1,8

Abbildung 6-30: Umkehrspanne  $U_{sFK}$  von FK-2-Alu-1 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

### Nullpunktabweichung

Die gemessene absolute Nullpunktabweichung in Montage 1 beträgt  $f_{0,abs,INT} = -1,26$  nm mit einer Standardunsicherheit von  $U_\sigma = 0,1$  nm. Mit dem Beitrag der Linearitätsabweichung  $U_{INT,Lin} = 0,02 \cdot f_{0,abs,INT} = 0,03$  nm und der Prüfeinrichtung  $U_{f_{0,abs,PE}} = 0,1$  nm ergibt sich die kombinierte Standardunsicherheit der absoluten Nullpunktabweichung zu  $U_{f_{0,abs,FK}} = 0,15$  nm. Die Beiträge des Kosinusfehlers und der statischen Wellenlängenabweichungen sind auch hier vernachlässigbar.

Zur Berechnung der Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  wird der absolute Kennwert mit der spontanen Verformung bei der während des Lastzyklus aufgebrachtten maximalen Last  $M_{max} = 1$  kg normiert. Somit ergibt sich für die Nullpunktabweichung von FK-2-Alu-1 in Montage 1  $f_{0,FK} = 9,6 \cdot 10^{-6}$  mit einer erweiterten kombinierten Messunsicherheit von  $U_{f_{0,abs,FK}} = 2,3 \cdot 10^{-6}$  ( $k = 2$ ). Die Ergebnisse aller drei Montagen zeigen eine sehr gute Reproduzierbarkeit und sind in Tabelle 6-4 aufgelistet. Auch bei Berücksichtigung der Unsicherheit liegt die Nullpunktabweichung stets bei  $|f_{0,FK}| < 11,9 \cdot 10^{-6}$  ( $k = 2$ ) und damit sicher im von Klasse 00 geforderten Bereich ( $|f_0| < 12 \cdot 10^{-5}$ , vgl. Tabelle 9-1).

### Wiederholpräzision

Die in Montage 1 bei der Laststufe  $M = 50$  g gemessene absolute Wiederholpräzision beträgt  $b'_{abs,INT} = 0,49$  nm mit einer Standardunsicherheit von  $U_\sigma = 0,07$  nm. Die entsprechende spontane Verformung ergibt sich zu  $v_{0,INT,B}(M = 50 \text{ g}) = -6582 \text{ nm} \pm 1,6 \text{ nm}$ . Mit den Beiträgen  $U_{INT,Lin} = 0,02 \cdot b'_{abs,INT}(M = 50 \text{ g}) = 0,01$  nm und  $U_{b'_{abs,PE}} = 0,3$  nm zum absoluten Kennwert errechnet sich die kombinierte Standardunsicherheit zu  $U_{b'_{abs,FK}}(M = 50 \text{ g}) = 0,31$  nm.

Damit resultiert die Unsicherheit der rel. Wiederholpräzision zu  $U_{b',FK}(M = 50 \text{ g}) = 9,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Die auf Basis der Maximallast  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  ermittelte Wiederholpräzision des Federkörpers FK-2-Alu-1 ist in Abhängigkeit von der Last in Abbildung 6-31 a) dargestellt. Die Wiederholpräzision liegt bei allen drei Montagen sicher im Bereich von  $|b'_{FK}| < 20 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) und erfüllt damit die Anforderungen der Klasse 00 ( $|b'| < 25 \cdot 10^{-5}$ , vgl. Tabelle 9-1). Die Reproduzierbarkeit der Messungen ist auch hier sehr gut.

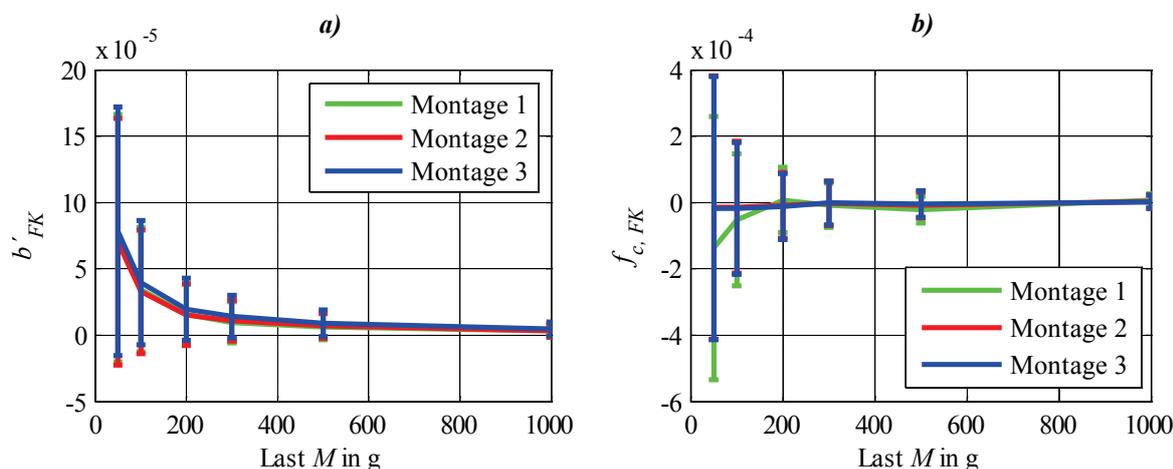


Abbildung 6-31: a): Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  und b): lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  von FK-2-Alu-1 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

### Interpolationsabweichung

Die absolute lin. Interpolationsabweichung von FK-2-Alu-1 im Montagezustand 1 und der Last  $M = 50 \text{ g}$  beträgt  $f_{c,abs,INT} = 0,9 \text{ nm}$  bei einer Standardunsicherheit von  $U_{\sigma} = 0,03 \text{ nm}$ .

Zur Berechnung der kombinierten Unsicherheit des absoluten Kennwertes kommen zusätzlich die Beiträge  $U_{INT,Lin} = U_{INT,Lin,max} = 1,1 \text{ nm}$  sowie  $U_{f_{c,abs,PE}} = 0,8 \text{ nm}$  zum Tragen. Die Beiträge des Kosinusfehlers sowie der statischen Wellenlängenabweichungen sind zwar bei der Messung der Interpolationsabweichung vorhanden. Da deren Einfluss aber proportional zu den Verformungen bei den entsprechenden Laststufen ist, erzeugen sie keine weiteren Nichtlinearitäten und damit auch keine Beiträge zur Messunsicherheit der Interpolationsabweichung.

Damit ergibt sich eine kombinierte Standardunsicherheit des abs. Kennwerts zu  $U_{f_{c,abs,FK}}(M = 50 \text{ g}) = 1,37 \text{ nm}$ . Mit der spontanen Verformung  $v_{0,INT,B}(M = 50 \text{ g}) = -6582 \text{ nm} \pm 1,6 \text{ nm}$  resultiert eine kombinierte Unsicherheit der Interpolationsabweichung von  $U_{f_{c,FK}}(M = 50 \text{ g}) = 4,2 \cdot 10^{-4}$  ( $k = 2$ ). Der Unsicherheitsbeitrag der aufgebrachten Last beträgt  $U_M/M < 1,15 \cdot 10^{-6}$  (vgl. Abschnitt 4.5). Da dieser zwei Größenordnungen kleiner als  $U_{f_{c,FK}}$  ist, kann man diesen Beitrag vernachlässigen. Die auf Basis aller drei Montagen bestimmte lin. Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  von FK-2-Alu-1 ist in Abbildung 6-31 b) gezeigt. Trotz der offensichtlich besseren Leistungsfähigkeit des Federkörpers müsste sie unter Berücksichtigung der Unsicherheit mit  $|f_{c,FK}(M = 50 \text{ g})| < 5,5 \cdot 10^{-4}$  angegeben werden. Damit scheint die lin. Interpolationsabweichung der einzige Kennwert, der hier die Anforderungen der Klasse 00 mit  $|f_c| < 2,5 \cdot 10^{-4}$  erst ab der Last  $M \geq 100 \text{ g}$  sicher erreicht. Auch die Reproduzierbarkeit, insbesondere bei der Last  $M = 50 \text{ g}$ , ist deutlich schlechter als bei den anderen Kennwerten.

Die Beurteilung des Federkörpers ab der Last  $M = 100 \text{ g}$  ist allerdings völlig ausreichend, da laut Norm nur mindestens der Bereich von 50 % bis 100 % der Maximallast  $M_{max} = 1 \text{ kg}$  einbezogen werden müsste.

Die Ermittlung und Darstellung der relativen Kennwerte sowie die Berechnung der Messunsicherheiten erfolgt für alle Federkörper im Weiteren entsprechend dem oben erläuterten Beispiel.

Tabelle 6-5: Berechnung der kombinierten Standardunsicherheiten  $U_{KW_{abs}}$  der absoluten Kennwerte von Federkörper FK-2-Alu-1 auf Basis der relevanten Unsicherheitsbeiträge

	Standardunsicherheit des Mittelwerts $U_{\sigma}$	Linearitätsabweichung $U_{INT, Lin}$	Prüfeinrichtung $U_{KW, PE}$	$U_{KW_{abs}} = \sqrt{\sum U^2}$
<b>Quelle</b>	Messung	Kapitel 4.3.4	Tabelle 6-3	-
<b>Unsicherheitsbeiträge zu den abs. ENW <math>C_{abs, INT, B}(t_C) = -16,6 \text{ nm}</math></b>				
<b>Berechnung</b>	-	$0,02 \cdot  C_{abs, INT}(t_C) $	-	-
<b>Wert in nm</b>	0,25	0,34	0,3	<b>0,52</b>
<b>Unsicherheitsbeiträge zur abs. Umkehrspanne <math>U_{S_{abs, INT, B}}(M = 50 \text{ g}) = -1,6 \text{ nm}</math></b>				
<b>Berechnung</b>	-	$0,02 \cdot  U_{S_{abs, INT, B}}(M) $	-	-
<b>Wert in nm</b>	0,05	0,04	0,2	<b>0,21</b>
<b>Unsicherheitsbeiträge zur abs. Nullpunktabweichung <math>f_{0, abs, INT} = -1,26 \text{ nm}</math></b>				
<b>Berechnung</b>	-	$0,02 \cdot  f_{0, abs, INT} $	-	-
<b>Wert in nm</b>	0,1	0,03	0,1	<b>0,15</b>
<b>Unsicherheitsbeiträge zur abs. Wiederholpräzision <math>b'_{abs, INT} = 0,49 \text{ nm}</math></b>				
<b>Berechnung</b>	-	$0,02 \cdot  b'_{abs, INT} $	-	-
<b>Wert in nm</b>	0,07	0,01	0,3	<b>0,31</b>
<b>Unsicherheitsbeiträge zur abs. linearen Interpolationsabweichung <math>f_{c, abs, INT} = 0,9 \text{ nm}</math></b>				
<b>Berechnung</b>	-	$U_{INT, Lin, max}$	-	-
<b>Wert in nm</b>	0,03	1,1	0,8	<b>1,37</b>

### 6.3.3 Reproduzierbarkeitsmessungen auf Basis von FK-3-Lith-3

Die Reproduzierbarkeit der Messungen der Kennwerte der Federkörper FK-3 wird nachfolgend auf Basis des wärmebehandelten Federkörpers FK-3-Lith-3 nachgewiesen, siehe Abbildung 6-32 bis Abbildung 6-34 sowie Tabelle 6-6. Die zu Grunde liegenden Messungen erfolgten nacheinander in einem Zeitraum von vier Wochen, wobei ein Mittelwert der gemessenen spontanen Verformung von  $v_{0,INT,B}(M = 1 \text{ kg}) = -60564,4 \text{ nm} \pm 2 \text{ nm}$  resultiert. Ebenso ist eine sehr gute Reproduzierbarkeit der relativen Kennwerte zu erkennen, welche sicher im Bereich der berechneten Messunsicherheit liegt. Da sowohl die absolute Verformung als auch die absoluten Kennwerte dieses Federkörpers deutlich kleiner als die von FK-2 sind, erscheinen die Unsicherheiten des relativen Kennwerts vergleichsweise groß. Beispielsweise ergeben sich die absoluten elastischen Nachwirkungen nach einer Stunde Belastung zu  $C_{abs,FK,B}(t_C = 1 \text{ h}) = 1,9 \text{ nm} \pm 0,65 \text{ nm} (k = 2)$ .

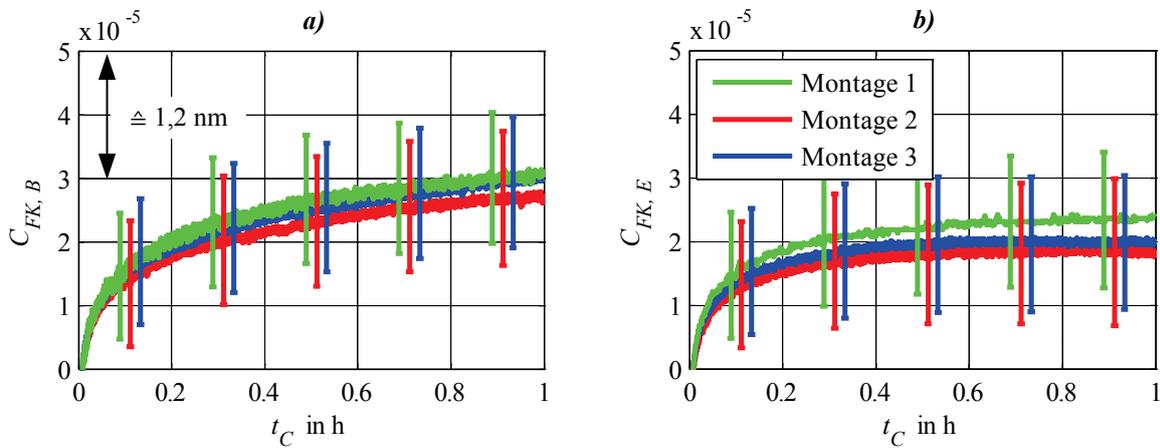


Abbildung 6-32: Elastische Nachwirkungen von FK-3-Lith-3 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ) bei a): Belastung  $C_{FK,B}$  und b): Entlastung  $C_{FK,E}$ ; neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messreihe

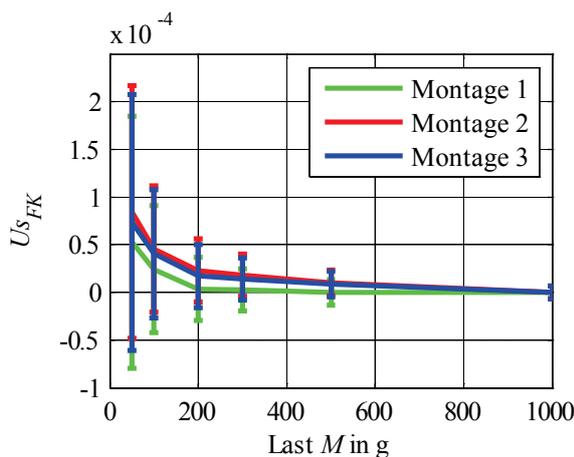


Abbildung 6-33: Umkehrspanne  $U_{s_{FK}}$  von FK-3-Lith-3 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

Tabelle 6-6: Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  entsprechend EN ISO 376 von FK-3-Lith-3 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); zwischen jeder Messung erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
Montage 1	$3,1 \pm 3,3$
Montage 2	$3,1 \pm 3,4$
Montage 3	$2,8 \pm 3,6$

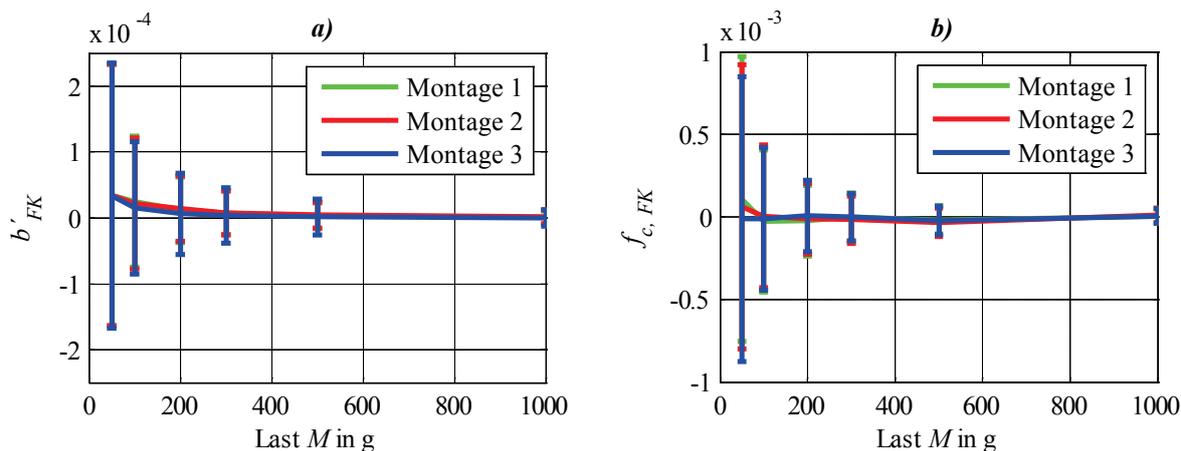


Abbildung 6-34: a): Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  und b): lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  von FK-3-Lith-3 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

Wie auch schon bei FK-2 können mit Ausnahme der lin. Interpolationsabweichung  $f_c$  alle Kennwerte von Federkörper FK-3-Lith-3 sicher in Klasse 00 eingeteilt werden. Erst ab einer Last von  $M \geq 200$  g ist die Messunsicherheit der relativen linearen Interpolationsabweichung gering genug, um das Einhalten des Grenzwerts nach Klasse 00 von  $|f_c| < 2,5 \cdot 10^{-4}$  eindeutig nachweisen zu können, vgl. Abbildung 6-34 b). Neben dem Beitrag der Nichtlinearität des Interferometers  $U_{INT, Lin}$  sind die Ursachen hierfür die vergleichsweise kleinen Verformungen, mit der die absoluten Interpolationsabweichungen der jeweiligen Laststufen normiert werden.

### 6.3.4 Reproduzierbarkeitsmessungen auf Basis von FK-1-Alu-1

Die im Zeitraum von vier Wochen ermittelten Kennwerte von FK-1-Alu-1 sind in Abbildung 6-35 bis Abbildung 6-37 und Tabelle 6-7 dokumentiert. Auch hier liegt die ermittelte spontane Verformung bei einem Mittelwert von  $v_{0, INT, B}(M = 300 \text{ g}) = -138660,5 \text{ nm} \pm 2 \text{ nm}$ .

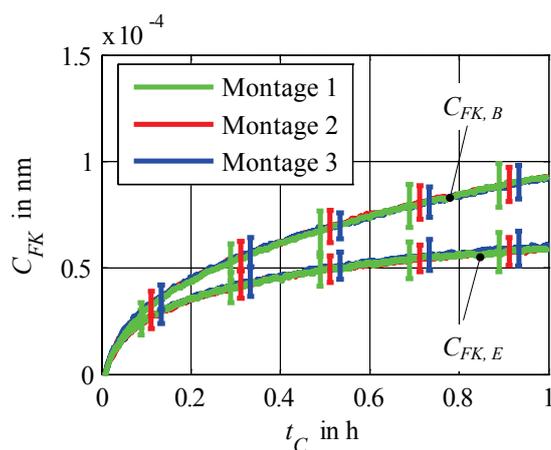


Abbildung 6-35: Elastische Nachwirkungen von FK-1-Alu-1 bei Belastung  $C_{FK,B}$  und bei Entlastung  $C_{FK,E}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messreihe

Alle ermittelten relativen Kennwerte sowie deren Messunsicherheiten liegen sicher innerhalb der in Klasse 00 definierten Grenzen. Wegen der vergleichsweise großen spontanen Verformung von ca. -23110 nm bei der Last  $M = 50$  g gilt dies selbst für die lineare Interpolationsabweichung. Weiterhin kann man auch bei Federkörper FK-1-Alu-1 feststellen, dass alle Kennwerte im Rahmen der angegeben Unsicherheit sehr gut reproduzierbar sind. Die maximalen Abweichungen der Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  ( $M = 50$  g) während der drei Montagen von  $1 \cdot 10^{-5}$  entsprechen dabei einem Absolutwert von ca. 0,23 nm. Die Prüfeinrichtung ist somit für die Klassifizierung dieser, in der Einspannung verschraubten, Federkörper besonders gut geeignet.

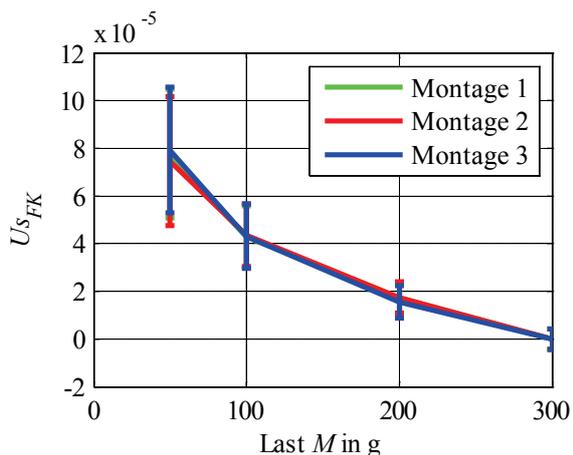


Tabelle 6-7: Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  entsprechend EN ISO 376 von FK-1-Alu-1 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); zwischen jeder Messung erfolgte eine neue Montage des Federkörpers

	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
Montage 1	$8,9 \pm 3,2$
Montage 2	$9,6 \pm 3,0$
Montage 3	$9,7 \pm 3,2$

Abbildung 6-36: Umkehrspanne  $U_{s,FK}$  von FK-1-Alu-1 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

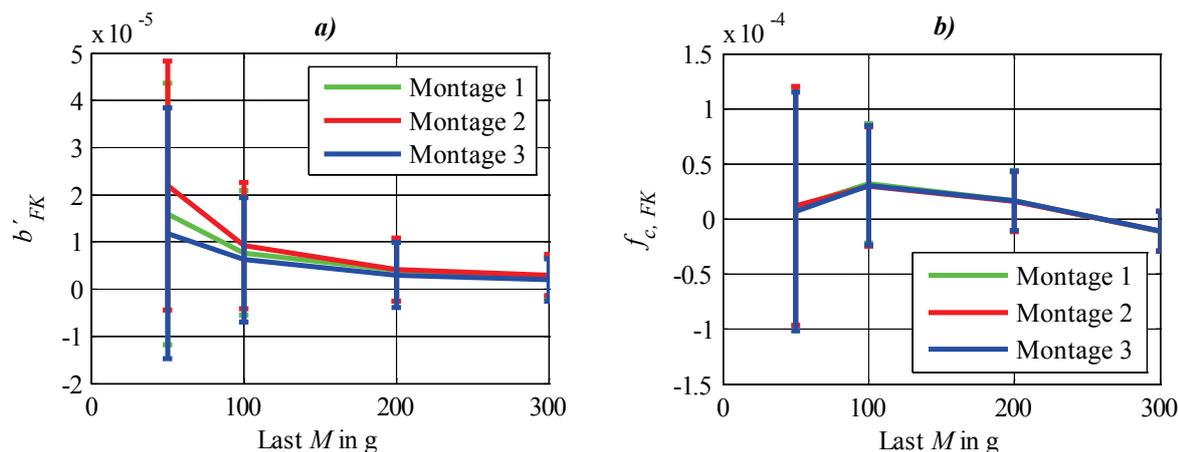


Abbildung 6-37: a): Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  und b): lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  von FK-1-Alu-1 entsprechend EN ISO 376 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); neue Montage des Federkörpers zwischen jeder Messung

## 6.4 Kapitelzusammenfassung

Nach den durchgeführten Untersuchungen und Optimierungen konnte auf Basis von Reproduzierbarkeitsmessungen und umfangreichen Unsicherheitsbetrachtungen eine sehr gute Eignung der Prüfeinrichtung für die Messung der mechanischen Eigenschaften bzw. der Kennwerte der Federkörper FK-1, FK-2 und FK-3 nach EN ISO 376 nachgewiesen werden. Die Standardunsicherheiten der absoluten Kennwerte elastische Nachwirkungen, Umkehrspanne, Nullpunktabweichung sowie Wiederholpräzision liegen bei den Temperaturen  $\vartheta = 20\text{ °C}$  und  $\vartheta = 40\text{ °C}$  für alle Federkörper im Subnanometerbereich. Darüber hinaus kann man davon ausgehen, dass die mechanischen Unsicherheitsbeiträge der Prüfeinrichtung bei  $\vartheta = -10\text{ °C}$  denen bei  $\vartheta = 20\text{ °C}$  entsprechen. Dadurch ist es nicht nur möglich, die entsprechenden relativen Kennwerte der Federkörper analog der Klasse 00, welche in EN ISO 376 die höchsten messtechnischen Anforderungen an Kraftaufnehmer stellt, sondern auch nach der Vorschrift OIML R 60 zu klassifizieren.

Die kombinierte Standardunsicherheit des Kennwertes Interpolationsabweichung liegt bei nahezu 1,5 nm. Da nach EN ISO 376 alle Kennwerte auf die jeweils bei der Laststufe vorliegende Verformung zu normieren sind, überschreitet die Unsicherheit der relativen Interpolationsabweichung bei vergleichsweise biegesteifen Federkörpern und kleinen Lasten die in Geräteklasse 00 maximal zulässigen Grenzwerte. Dies hat zur Folge, dass eine sinnvolle Beurteilung dieses Kennwerts hier erst bei höheren Lasten möglich ist. Den größten Beitrag zu der Messunsicherheit der Interpolationsabweichung liefert die Nichtlinearität des angezeigten Interferometersignals. Eine Verringerung dieses Beitrags um nahezu den Faktor zehn könnte man in Zukunft durch die Anwendung einer mathematischen Heydemann-Korrektur erreichen [68, 61]. Damit sollten alle vorliegenden Federkörper auch bei kleinen Lasten nach Klasse 00 bewertet werden können.

Da die Prüfungen der Kennwerte nach EN ISO 376 idealerweise auf Basis zehn gleichverteilten Laststufen durchzuführen sind, empfiehlt sich darüber hinaus der Einsatz eines entsprechend angepassten Gewichtsstapels. Weil beim Umsetzen der beiden letztgenannten Verbesserungsvorschläge keine weiteren technologischen Probleme zu erwarten sind, wird auf eine Untersuchung dieser im Rahmen der Arbeit verzichtet.

Die Reproduzierbarkeit der Messungen ist im Rahmen dieses Abschnittes durch jeweils dreimaliges Einspannen je eines ausgesuchten Federkörpers des Typs FK-1, FK-2 und FK-3 in die Prüfeinrichtung und anschließendem Messen der Kennwerte nachgewiesen. Dabei ist die Reproduzierbarkeit der Kennwerte stets deutlich besser als die entsprechende Messunsicherheit. Beispielsweise liegen die gemessenen absoluten elastischen Nachwirkungen von Federkörper FK-3-Lith-3 nach einer Stunde Belastung in allen drei Montagezuständen im Bereich von  $1,9\text{ nm} \pm 0,06\text{ nm}$ .

Diese sehr guten Ergebnisse basieren neben dem schon vor den Untersuchungen vorliegenden und gut geeigneten Konzept der Prüfeinrichtung und insbesondere des Differenzinterferometers auf drei wesentlichen Maßnahmen: Der Verringerung des Temperaturkoeffizienten des Interferometers um den Faktor drei, der Verbesserung der Temperaturstabilität der gesamten Prüfeinrichtung um ca. den Faktor zehn sowie der Optimierung des mechanischen Beitrags der Prüfeinrichtung zur gemessenen Verformung um nahezu den Faktor 100. Der Verringerung des Temperaturkoeffizienten liegt eine definierte Schrägstellung des interferometerinternen Planplattenschwingers zu Grunde. Nach der geänderten Aufstellung der Prü-

feinrichtung auf drei statt vier Stellfüßen in der speziell konstruierten und während der Untersuchungen in Betrieb genommenen Klimakammer, kann die Langzeitstabilität des Interferometersignals mit besser als  $\pm 0,8$  nm/ Woche angegeben werden. Dabei beträgt die erreichte Temperaturstabilität in der Klimakammer ca.  $\pm 10$  mK/ Woche, wobei auch die relative Luftfeuchte um weniger als  $\pm 1$  % r.F./ Woche schwankt. Die Minimierung des mechanischen Beitrags der Prüfeinrichtung basiert auf der Beseitigung des auf die Einspannung wirkenden Moments durch die Optimierung des Kraftangriffspunktes.

## 7 Messungen der Federkörper

Nachdem wichtige Optimierungen an der Prüfeinrichtung vorgenommen sowie die Beiträge zur Messunsicherheit ermittelt und minimiert wurden, schließt sich in diesem Kapitel die Darstellung und Diskussion der gemessenen Kennwerte aller in Abschnitt 5 aufgelisteten Federkörper aus Aluminium, Edelstahl und Quarzglas an. Auf Basis dieser Messwerte erfolgt ein Vergleich der Leistungsfähigkeit der verschiedenen Federkörper.

Im Gegensatz zu den Vorschriften der den Messungen zu Grunde liegenden Norm EN ISO 376, werden die lastabhängigen Kennwerte Umkehrspanne, Wiederholpräzision und Interpolationsabweichung nicht auf die Verformung bei der entsprechenden Laststufe, sondern auf die Verformung bei der applizierten Maximallast normiert und in den folgenden Abbildungen auf diese Weise dargestellt. Bei der eigentlich vorgeschriebenen Normierung auf die jeweilige Laststufe ergäbe sich in der Darstellung der Kennwerte eine Hyperbel, selbst wenn der Kennwert lastunabhängig ist. Deshalb resultiert in diesem Fall das Maximum des Kennwerts in der Regel auch bei der niedrigsten Laststufe. Im Unterschied dazu ermöglicht der Bezug auf die Maximallast eine bessere Bewertung des mechanischen Verhaltens der Federkörper. Da bei den verschiedenen Federkörpern außerdem unterschiedliche Maximallasten aufgebracht werden, erleichtert dies die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. Dennoch werden die entsprechenden Kennwerte zusätzlich normkonform berechnet, da nur so eine Klassifizierung der Federkörper in die Klassen nach EN ISO 376 möglich ist. Zur besseren Unterscheidung ihrer Leistungsfähigkeit erstreckt sich der gewählte Klassifizierungsbereich von der Last  $M = 50$  g bis  $M_{max} = 300$  g für die Federkörper FK-1 sowie von  $M = 100$  g bis  $M_{max} = 1000$  g für die Federkörper FK-2 und FK-3. Laut Norm müsste zur Klassifizierung nur mindestens der Bereich von 50 % bis 100 % der Maximallast  $M_{max}$  berücksichtigt werden.

Über die Forderungen der Norm hinaus werden die Messungen der Kennwerte von jeweils einem Federkörper des gleichen Typs und Materials nicht nur bei Raumtemperatur sondern auch bei ca. 5 °C sowie 40 °C durchgeführt. Damit ist eine noch umfangreichere Beurteilung der Leistungsfähigkeit der verschiedenen Federkörper möglich. Da die Messungen auch die temperaturabhängigen spontanen Verformungen beinhalten, werden außerdem die Temperaturkoeffizienten der E-Moduln der jeweiligen Materialien berechnet.

Schließlich erfolgt eine gleichzeitige Ermittlung der Kennwerte sowohl auf Basis der Verformungsmessung mit dem Interferometer als auch einer Messung des Aufnehmersignals des mit Dehnungsmessstreifen versehenen Kraftaufnehmers FK-1-Alu-2.

### 7.1 Vergleich der Kennwerte der Lithosil- und Ilmasil-Federkörper bei Raumtemperatur sowie Einfluss einer Wärmebehandlung

Wie in Abschnitt 5.4 dokumentiert, liegen für die folgenden Untersuchungen fünf Federkörper aus dem synthetischen Quarzglas Lithosil QT sowie sechs aus dem mineralischen Quarzglas Ilmasil PN vor. Je drei dieser Federkörper wurden vor den Messungen einer Wärmebehandlung unterzogen. Diese Federkörper sind in den Darstellungen mit dem Kürzel WB gekennzeichnet. Alle hier gezeigten Untersuchungen erfolgten bei der Temperatur  $\vartheta = 19,6$  °C.

Aufgrund der möglichen Messabweichung des verwendeten PT-100 Widerstandsthermometers, muss die Unsicherheit der Temperatur mit  $0,3\text{ °C}$  ( $k = 2$ ) angegeben werden. Die Temperaturstabilität betrug während der Messungen jedoch wieder  $\Delta\vartheta < \pm 0,01\text{ °C}$ .

Da sich die ENW bei Entlastung aus den vorausgehenden Nachwirkungen bei Belastung ableiten lassen (vgl. Abschnitt 3.2.4), sind im Folgenden ausschließlich die ENW der Belastungsphase dargestellt und diskutiert. Die ENW bei Entlastung sind im Anhang 9.7 dokumentiert.

### 7.1.1 Elastische Nachwirkungen bei Belastung

Die elastischen Nachwirkungen  $C_{FK,B}$  der Federkörper FK-3 aus Lithosil QT und Ilmasil PN sind in Abbildung 7-1 dargestellt.

Obwohl alle Lithosil-Federkörper aus der gleichen Materialcharge entnommen und zur gleichen Zeit hergestellt wurden, unterscheiden sich die elastischen Nachwirkungen der nicht wärmebehandelten Federkörper FK-3-Lith-1 und FK-3-Lith-2 deutlich.

Die elastischen Nachwirkungen der Federkörper FK-3-Ilm-1, FK-3-Ilm-2 und FK-3-Ilm-3 sind im Rahmen der Messunsicherheit gleich und außerdem deutlich kleiner als die der nicht wärmebehandelten aus Lithosil QT.

Es ist zu vermuten, dass die im Vergleich zu Ilmasil PN höheren und untereinander verschiedenen elastischen Nachwirkungen der beiden nicht wärmebehandelten Federkörper FK-3-Lith-1 und FK-3-Lith-2 durch größere eingelagerte mechanische Spannungen verursacht werden. Diese können beispielsweise aufgrund von zu schnellem Abkühlen der Quarzschmelze entstehen, vgl. Abschnitt 3.2.1.

Dagegen ist bei beiden Quarzgläsern zu erkennen, dass die ENW der wärmebehandelten Federkörper um nahezu den Faktor 10 geringer sind als die der nicht Behandelten des jeweils gleichen Materials. Die Wärmebehandlung dient dazu, eingelagerte mechanische Spannungen zu reduzieren, den Werkstoff näher an seinen Gleichgewichtszustand zu bringen und dadurch letztendlich die elastischen Nachwirkungen zu minimieren, vgl. Abschnitt 3.2.1. Der zeitliche Ablauf des Temperaturregimes der Wärmebehandlung war bei allen Federkörpern gleich und unterschied sich nur in der maximal angefahrenen Temperatur. Diese ist abhängig vom oberen Kühlpunkt des jeweiligen Quarzglas.

Darüber hinaus zeigt sich auch bei den wärmebehandelten Federkörpern, dass die ENW der Messobjekte aus Ilmasil PN (FK-3-Ilm-4, FK-3-Ilm-5 und FK-3-Ilm-6) im Mittel um ca. den Faktor 2 kleiner sind als die derer aus Lithosil QT (FK-3-Lith-3, FK-3-Lith-4 und FK-3-Lith-5), vgl. Abbildung 7-1 *c*) und *d*). Da nach der Wärmebehandlung der Einfluss der eingelagerten mechanischen Spannungen deutlich reduziert ist, muss die Ursache hierfür an einer anderen Stelle gesucht werden: Lithosil QT besitzt mit 800 - 1400 ppm OH-Gruppen [74] eine deutlich höhere Konzentration an Netzwerkwandlern als Ilmasil PN (15 - 45 ppm OH-Gruppen) [75]. Diese Netzwerkwandler sprengen die regelmäßige atomare Struktur auf, verzerren damit die Potentialverteilung und erhöhen dadurch die Wahrscheinlichkeit von elastischen Nachwirkungen, siehe Abschnitt 3.2.1.

Berücksichtigt man die Messunsicherheit, unterscheiden sich die gemessenen elastischen Nachwirkungen der wärmebehandelten Federkörper FK-3-Lith-3, FK-3-Lith-4 und FK-3-Lith-5 nicht eindeutig und liegen nach einer Stunde Belastung sicher unter  $C_{FK,B}(t = 1\text{ h}) < 5,2 \cdot 10^{-5}$ , vgl. Abbildung 7-1 *c*). Auch zwischen FK-3-Ilm-4, FK-3-Ilm-5 und FK-3-Ilm-6 liegt der Unterschied der ermittelten ENW im Rahmen der Messunsicherheit. Damit gilt für die wärmebehandelten Federkörper aus Ilmasil PN  $C_{FK,B}(t = 1\text{ h}) < 2,5 \cdot 10^{-5}$ , siehe Abbildung 7-1 *d*). Bei Feder-

körper FK-3-Ilm-5 konnten nahezu keine Nachwirkungen beobachtet werden. Ein eindeutiger Nachweis dieses Ergebnisses ist wegen der vorhandenen Messunsicherheit aber nicht möglich.

Letztendlich erfüllen ausnahmslos alle untersuchten Quarzglas-Federkörper die Forderung von Klasse 00 der Norm EN ISO 376 von  $|C_{FK,B}(t = 300\text{ s})| < 25 \cdot 10^{-5}$ . Die wärmebehandelten Federkörper liegen sogar um mehr als den Faktor 10 unter diesem Grenzwert.

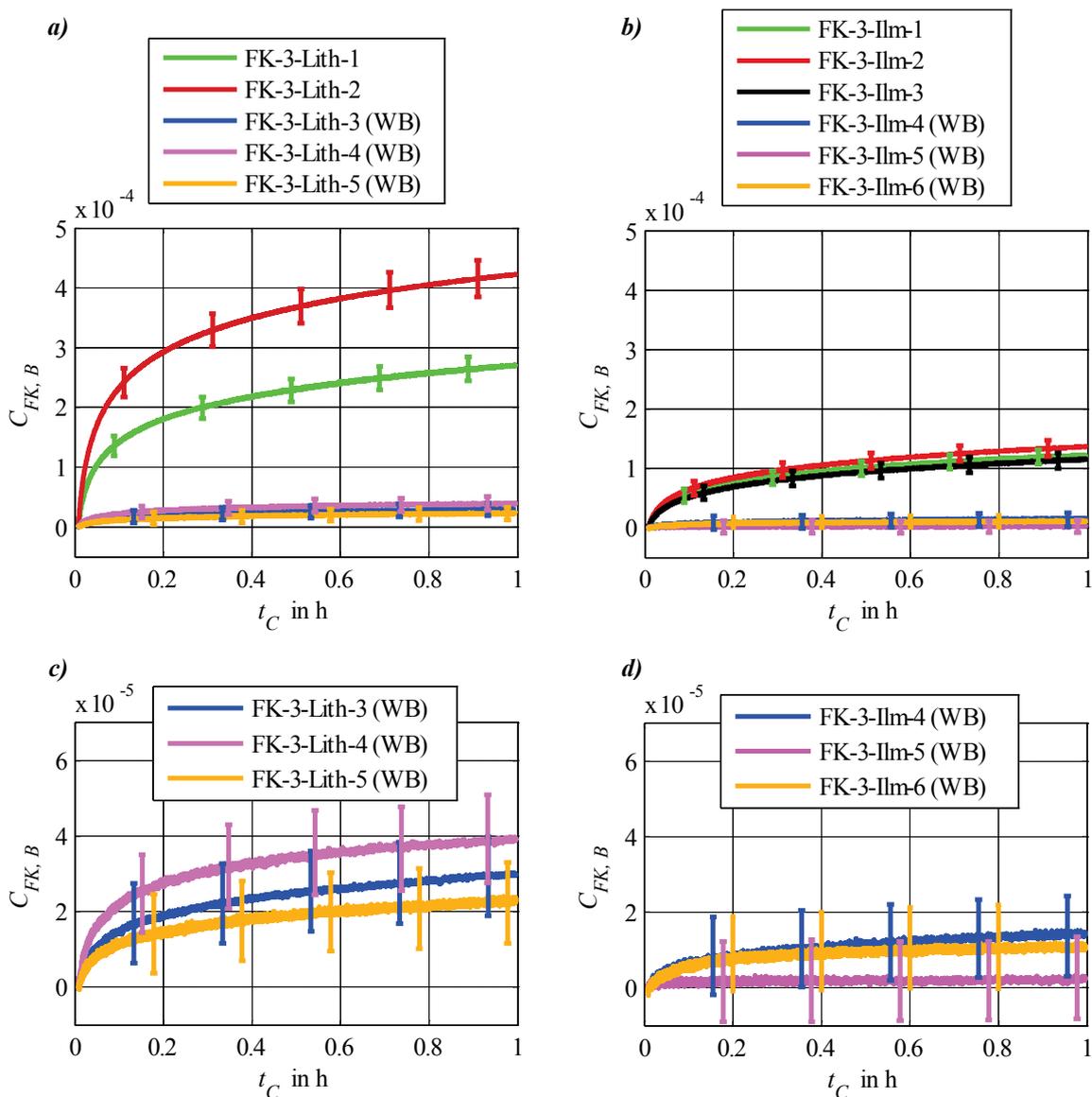


Abbildung 7-1: ENW  $C_{FK,B}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): der Federkörper aus Lithosil QT; b): der Federkörper aus Ilmasil PN; c) und d): vergrößerte Darstellung der ENW der wärmebehandelten (WB) Federkörper

### 7.1.2 Umkehrspanne

Die auf die Verformung bei der aufgebrachtten Maximallast normierte Umkehrspanne  $U_{SFK}$  der Lithosil QT- und Ilmasil PN-Federkörper ist in Abbildung 7-2 dargestellt. Die nicht wärmebehandelten Federkörper zeigen deutlich den typischen „Hysteresebauch“. Definitionsgemäß stellen die gezeigten Kennlinien die normierte Differenz zwischen den Verformungen der jeweils gleichen Laststufen bei stufenförmiger Entlastung und Belastung dar, vgl. Abschnitt 2.1.5.

Bei Betrachtung der ermittelten Umkehrspannen aller Federkörper zeigen sich wieder ähnliche Größenverhältnisse wie bei den elastischen Nachwirkungen. Dieser Zusammenhang ist damit zu begründen, dass sich ein Teil der Umkehrspanne in Abhängigkeit des Ablesezeitpunktes nach den Lastwechseln ergibt. Die Entlastungskurve der elastischen Nachwirkungen besitzt bei dem verwendeten Lastregime immer eine kleinere Zeitkonstante als die Belastungskurve, vgl. Absatz 3.2.4 und 3.3, sowie Abbildung 2-7. In diesem Fall könnte sich eine Umkehrspanne von Null nur ergeben, wenn man die entsprechenden Verformungen erst nach vollständigem Abklingen der Nachwirkungen abliest. Je ausgeprägter die elastischen Nachwirkungen, desto größer ist auch die ermittelte Umkehrspanne. Dies trifft insbesondere zu, wenn die Nachwirkungen direkt nach dem Lastwechsel einen großen Anstieg aufweisen.

Das ist bei den beiden Federkörpern FK-3-Lith-1 und FK-3-Lith-2 gegeben (vgl. Abbildung 7-1 a)). Somit weisen diese nicht wärmebehandelten Federkörper die größten Umkehrspannen auf, siehe Abbildung 7-2 a). Dagegen sind die Umkehrspannen der nicht wärmebehandelten Federkörper FK-3-Ilm-1, FK-3-Ilm-2 und FK-3-Ilm-3 deutlich kleiner und im Rahmen der Messunsicherheit nahezu gleich, vgl. Abbildung 7-2 b).

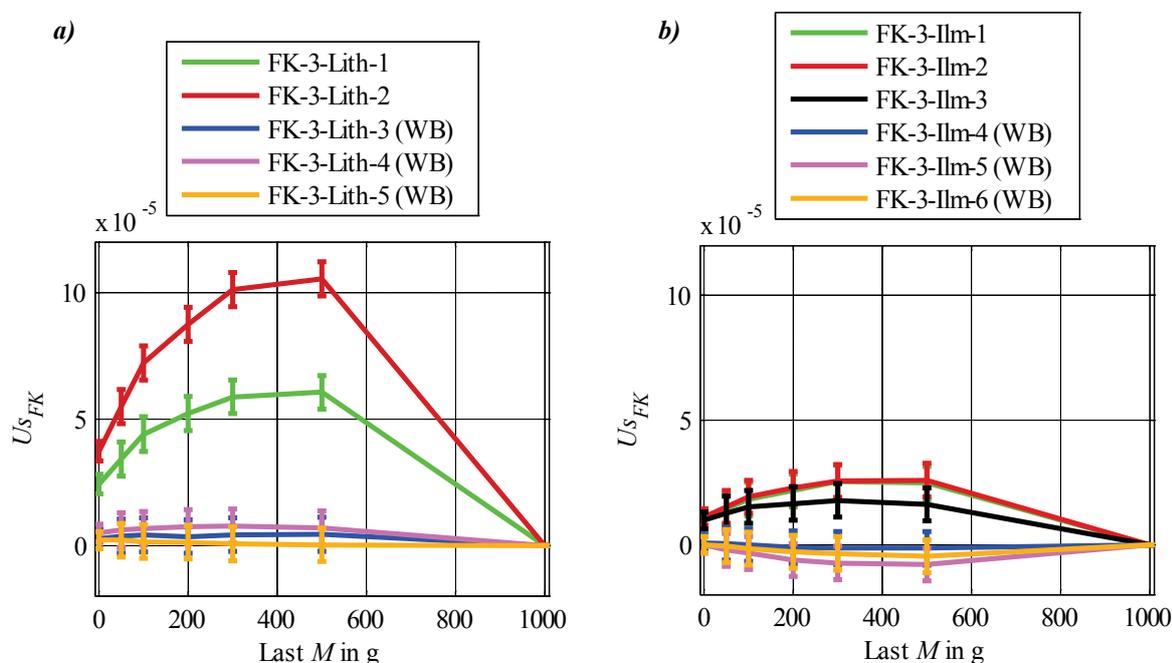


Abbildung 7-2: Umkehrspanne  $U_{S_{FK}}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): der Federkörper aus Lithosil QT; b): der Federkörper aus Ilmasil PN

Entsprechend der Erwartungen sind die Umkehrspannen der wärmebehandelten Federkörper deutlich kleiner. Diese Verbesserung kann in guter Näherung mit dem Faktor 5 abgeschätzt werden. Bei den Federkörpern FK-3-Ilm-4, FK-3-Ilm-5 und FK-3-Ilm-6 scheinen die Umkehrspannen sogar negativ zu sein. Eine negative Umkehrspanne bzw. Hysterese ist physikalisch aber nicht erklärbar. Da der Mittelwert des Messergebnisses kleiner als die Unsicherheit bzw. der mechanische Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung ist, könnte die Umkehrspanne dieser Federkörper tatsächlich nahe Null liegen. Mit Berücksichtigung der Messunsicherheit kann die Umkehrspanne aller wärmebehandelten Quarzglas-Federkörper schließlich mit  $|U_{S_{FK}}| < 1,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) zusammengefasst werden.

Bei einer normkonformen Berechnung ergibt sich für deren Umkehrspanne hier entsprechend ein Maximalwert bei der Last  $M = 100$  g von  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 15 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Damit liegen sie nahezu um den Faktor fünf unter dem in Klasse 00 der Norm EN ISO 376 geforderten Grenzwert von  $|U_{S_{FK}}| < 70 \cdot 10^{-5}$ . Der bei  $M = 50$  g berechnete Wert ist zwar größer, eine Klassifizierung der lastabhängigen Kennwerte erfolgt aber erst ab  $M \geq 100$  g. Ebenso erfüllen die nicht wärmebehandelten Ilmasil PN-Federkörper FK-3-Ilm-1, FK-3-Ilm-2 und FK-3-Ilm-3 mit einer maximalen normkonform berechneten Umkehrspanne von  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 26 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) sowie der Federkörper FK-3-Lith-2 mit  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 51 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) die Forderungen aus Klasse 00 sicher. Dagegen müsste der nicht wärmebehandelte Federkörper FK-3-Lith-1 mit  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 80 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) in Klasse 0,5 nach EN ISO 376 eingestuft werden. Erst ab  $M \geq 200$  g liegt die Umkehrspanne hier innerhalb der Grenzen von Klasse 00.

### 7.1.3 Nullpunktabweichung

Die normkonform berechnete Nullpunktabweichung entspricht der in Abbildung 7-2 dargestellten Umkehrspanne bei der Last  $M = 0$  g. Diese Werte sind noch einmal in Tabelle 7-1 aufgelistet. Da die Nullpunktabweichungen aus den gleichen Gründen wie die Umkehrspannen zum großen Teil von den elastischen Nachwirkungen der jeweiligen Federkörper abhängig sind, zeigen sich wieder die gleichen Größenverhältnisse der Messwerte untereinander. Die Nullpunktabweichungen  $f_{0, FK}$  der wärmebehandelten Federkörper sind in guter Näherung um den Faktor 10 geringer als die der unbehandelten Federkörper des gleichen Werkstoffs. Außerdem zeigt sich, dass dieser Kennwert der Ilmasil PN-Federkörper deutlich kleiner ist als der der Lithosil QT Federkörper.

Insgesamt erfüllen alle Quarzglas-Federkörper die Forderungen von Klasse 00 mit  $|f_{0, FK}| < 120 \cdot 10^{-6}$  sicher, alle wärmebehandelten Federkörper liegen mindestens um Faktor 10 unter diesem Grenzwert.

Tabelle 7-1: Nullpunktabweichung  $f_{0, FK}$  der Quarzglas-Federkörper

Federkörper	$f_{0, FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )	Federkörper	$f_{0, FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
FK-3-Lith-1	24,2 ± 3,9	FK-3-Ilm-1	10,4 ± 3,4
FK-3-Lith-2	37,2 ± 4,1	FK-3-Ilm-2	11,0 ± 3,4
		FK-3-Ilm-3	9,7 ± 3,4
FK-3-Lith-3 (WB)	2,7 ± 3,6	FK-3-Ilm-4 (WB)	0,8 ± 3,3
FK-3-Lith-4 (WB)	4,9 ± 3,5	FK-3-Ilm-5 (WB)	0,1 ± 3,4
FK-3-Lith-5 (WB)	2,1 ± 3,4	FK-3-Ilm-6 (WB)	0,1 ± 3,3

### 7.1.4 Wiederholpräzision

Die Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  der Federkörper aus Quarzglas ist in Abbildung 7-3 dargestellt. Diese scheint bei den nicht wärmebehandelten Federkörpern FK-3-Lith-1 und FK-3-Lith-2 aus Lithosil QT im Vergleich zu allen anderen leicht erhöht. Die Ursache ist auch hier die teilweise Abhängigkeit dieses Kennwerts von den elastischen Nachwirkungen des entsprechenden Federkörpers. Allerdings liegen die Abweichungen untereinander deutlich im Bereich der Messunsicherheit. Somit kann die auf die aufgebrachte Maximallast normierte Wiederholpräzision aller Quarzglas-Federkörper mit  $|b'_{FK}| < 2 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) zusammengefasst werden.

Bei normkonformer Berechnung ergibt sich entsprechend ein Maximalwert der Wiederholpräzision von  $|b'_{FK}(M = 100\text{g})| < 18 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Damit ist die Forderung  $|b'_{FK}| < 25 \cdot 10^{-5}$  von Klasse 00 erfüllt.

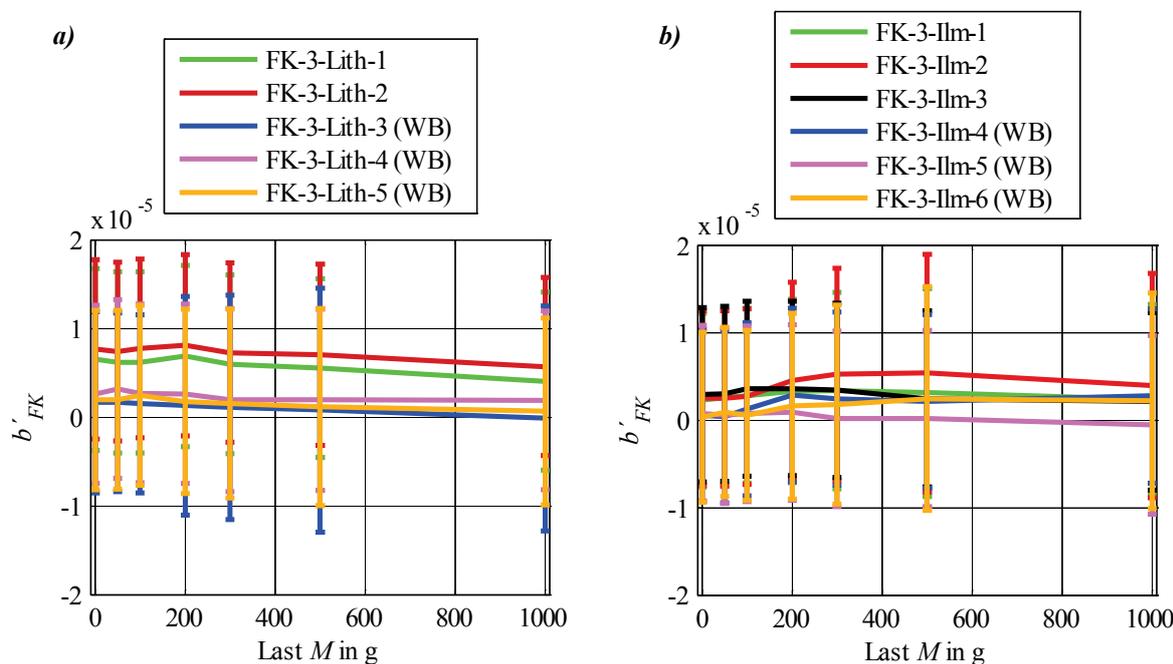


Abbildung 7-3: Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): der Federkörper aus Lithosil QT; b): der Federkörper aus Ilmasil PN

### 7.1.5 Interpolationsabweichung

Die auf Basis einer Ausgleichsgeraden berechneten linearen (lin.) Interpolationsabweichungen der Federkörper aus Quarzglas sind in Abbildung 7-4 a) und b) gegenübergestellt. Diese entsprechen der Linearitätsabweichung der Federkörper.

Im Rahmen der Messunsicherheit ist weder ein Einfluss der Wärmebehandlung noch des unterschiedlichen Quarzglases Lithosil QT oder Ilmasil PN auf die erzielten Linearitätsabweichungen zu erkennen. Der Verlauf aller gemessenen Werte ist grundlegend sehr ähnlich. Es wird angenommen, dass dieser hier im Wesentlichen auf der Nichtlinearität des Interferometers beruht. Trotz der offensichtlich besseren Leistungsfähigkeit der untersuchten Federkörper muss aufgrund der Messunsicherheit die auf die Maximallast normierte lineare Interpolationsabweichung aller Quarzglas-Federkörper mit  $|f_{c,FK}| < 7 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) angegeben werden.

Bei normkonformer Berechnung ergibt sich eine lineare Interpolationsabweichung von  $|f_{c,FK}(M = 100\text{g})| < 50 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ), was eine Einstufung in Klasse 0,5 der EN ISO 376 erforderlich machen würde. Erst ab  $M = 300\text{g}$  liegen die Werte sicher innerhalb der in Klasse 00 definierten Grenzen ( $|f_{c,FK}| < 25 \cdot 10^{-5}$ ). Tatsächlich sollten die untersuchten Federkörper aber eine wesentlich kleinere Interpolationsabweichung besitzen. Ein eindeutiger Nachweis kann bei der vorhandenen Messunsicherheit jedoch nicht erbracht werden.

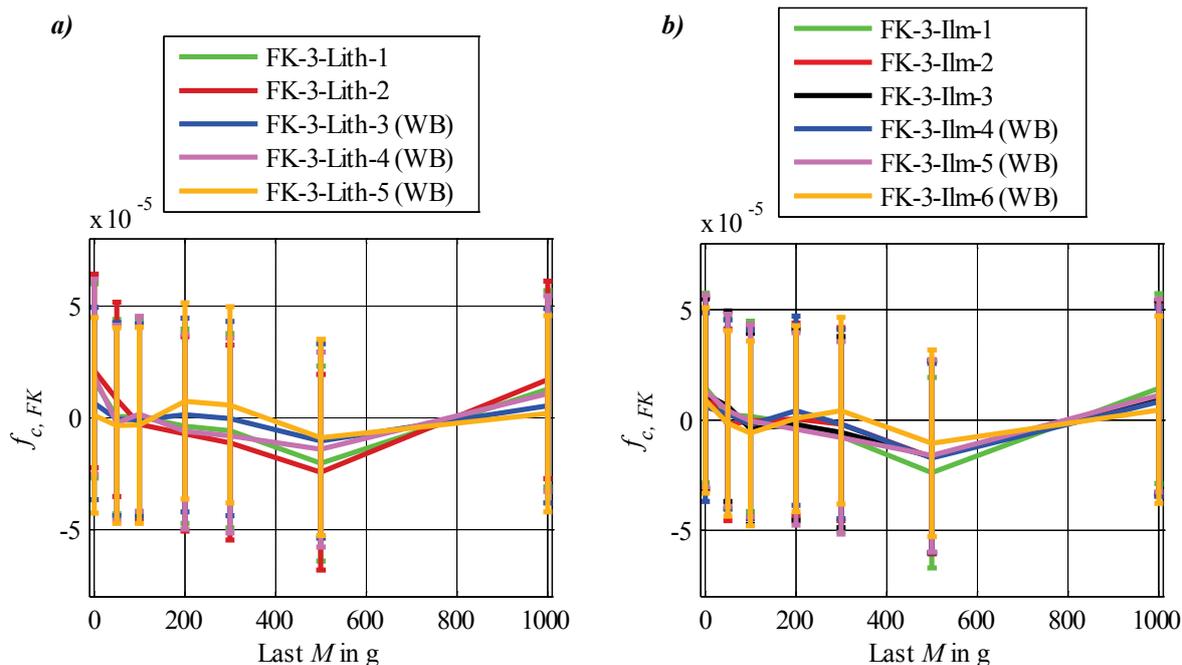


Abbildung 7-4: Lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  mit kombinierter Messunsicherheit ( $k=2$ ): a): der Federkörper aus Lithosil QT; b): der Federkörper aus Ilmasil PN

### 7.1.6 Zusammenfassung

Die Kennwerte elastische Nachwirkungen, Umkehrspanne und Nullpunktabweichung der Federkörper aus Ilmasil PN sind in guter Näherung um den Faktor 2 geringer als die der vergleichbaren Federkörper aus Lithosil QT. Als Ursache wird die geringere Konzentration von Netzwerkwandlern in dem Werkstoff Ilmasil PN vermutet.

Die durchgeführte Wärmebehandlung der Federkörper hat eine weitere Verringerung der elastischen Nachwirkungen und der Nullpunktabweichungen um ca. den Faktor 10 sowie der Umkehrspannen um ungefähr den Faktor 5 zur Folge. Ein ähnlicher Trend lässt sich auch bei der Wiederholpräzision der Federkörper Lithosil QT vermuten, ist jedoch aufgrund der vorliegenden Messunsicherheit nicht eindeutig nachweisbar.

Die ermittelte lineare Interpolationsabweichung scheint unabhängig von der verwendeten Quarzglassorte und der Wärmebehandlung. Wie auch bei der Wiederholpräzision ist aber die Messunsicherheit zu groß um definitive Aussagen treffen zu können.

Abgesehen von der lin. Interpolationsabweichung erfüllen bis auf den nicht wärmebehandelten Federkörper FK-3-Lith-2 alle Messobjekte schon ab der Last  $M \geq 100$  g die Forderungen der Klasse 00, welche nach EN ISO 376 die höchsten Anforderungen an Kraftaufnehmer stellt.

Die elastischen Nachwirkungen sowie die Nullpunktabweichungen der wärmebehandelten Quarzglas-Federkörper liegen um mindestens den Faktor 10 und die Umkehrspannen um ca. den Faktor 5 unter den jeweils in Klasse 00 definierten Grenzwerten.

Trotz offensichtlich besserer Leistungsfähigkeit der Federkörper kann die Einhaltung des Grenzwertes der lin. Interpolationsabweichung der Klasse 00 bei niedrigen Lasten nicht eindeutig nachgewiesen werden. Die Ursache dafür liegt in der Messunsicherheit dieses Kennwertes begründet, welche wesentlich auf der Nichtlinearität des Interferometersignals basiert.

Außerdem ist die Messunsicherheit indirekt proportional zur Gesamtverformung der Federkörper während der Messungen. Die absolute Verformung aller Quarzglas-Federkörper bei

Maximallast ist mit ca.  $v_{0,INT,B}(M = 1 \text{ kg}) \approx -60 \text{ }\mu\text{m}$  relativ klein. Mit mechanisch weicheren Federkörpern könnte man eine geringere Messunsicherheit erzielen. Allerdings muss man hierbei die zulässige Bruchspannung des Quarzglases beachten. Ein sinnvoller Ansatz wäre das nachträgliche Ätzen der Federkörper. Dadurch wird ein Materialabtrag erreicht und gleichzeitig die Bruchspannung erhöht. Allerdings kann das Ätzen auch selber wieder die Kennwerte der Quarzglas-Federkörper verändern, vgl. 3.2.1.

Zur Untersuchung des Messunsicherheitsbeitrages der Prüfeinrichtung mit Hilfe des steifen Referenz-Federkörpers aus wärmebehandeltem Ilmasil PN wurde in Abschnitt 6.2 angenommen, dass dessen elastische Nachwirkungen bei  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}) < 2,3 \cdot 10^{-4}$  sowie dessen auf die Verformung bei Maximallast normierte Umkehrspanne, Nullpunktabweichung und Wiederholpräzision bei kleiner  $1 \cdot 10^{-4}$  liegen. Auf Basis der dargestellten Messwerte kann die Gültigkeit dieser Annahme nachgewiesen werden. Der für die Berechnungen aus der Literatur entnommene Wert der linearen Interpolationsabweichung von  $< 2 \cdot 10^{-5}$  scheint zwar zuzutreffen, kann wegen der vorliegenden Messunsicherheit aber nicht eindeutig bestätigt werden.

## 7.2 Temperaturabhängigkeit der Kennwerte der Stahl-, Aluminium- und Lithosil-Federkörper

Die Klassifizierung nach EN ISO 376 erfordert nur die Prüfung bei einer einzigen stabilen Temperatur im Bereich von  $18 \text{ }^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 28 \text{ }^\circ\text{C}$ . Durch die hier zusätzlich angestellten Untersuchungen lässt sich zudem die Leistungsfähigkeit der Federkörper in Abhängigkeit von der Temperatur einschätzen.

Dazu erfolgt in diesem Abschnitt zunächst der Vergleich der Kennwerte des wärmebehandelten Federkörpers FK-3-Lith-4 und des Federkörpers FK-2-Alu-1 bei den Temperaturen  $\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die Unsicherheit aller Temperaturmessungen beträgt  $\pm 0,3 \text{ }^\circ\text{C}$  ( $k = 2$ ). Nach den Messungen bei  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  wurde zunächst die Temperatur  $\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$  und danach  $\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$  eingestellt. Währenddessen verblieben die Federkörper im jeweiligen Montagezustand. Die Messergebnisse von FK-3-Lith-4 bei  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  entsprechen den in Kapitel 7.1 dargestellten. Die Werte von FK-2-Alu-1 bei  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  stimmen mit denen aus Montage 3 in Abschnitt 6.3.2 überein.

Anschließend werden diese Messungen in gleicher Weise mit den beiden metallischen Federkörpern FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 wiederholt. Zu beachten ist hier, dass auf diese eine Maximallast von nur  $M_{max} = 300 \text{ g}$  aufgebracht wird, vgl. 5.1. Auch bei diesen Messungen verblieben die Federkörper in ihrem jeweiligen Montagezustand. Die Werte von FK-1-Alu-1 bei  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  stimmen wiederum mit denen aus Montage 3 in Abschnitt 6.3.4 überein.

### 7.2.1 Elastische Nachwirkungen von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1

Die Nachwirkungen von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1 sind in Abbildung 7-5 dargestellt. Bei FK-3-Lith-4 ist keine Abhängigkeit der ENW von der jeweils eingestellten Temperatur zu erkennen.

Bei dem Aluminium-Federkörper FK-2-Alu-1 zeigt sich hingegen eine offensichtliche Abhängigkeit der Nachwirkungen von der Temperatur. Im Vergleich zu denen bei  $\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$  sind die ENW bei  $\vartheta = 39 \text{ }^\circ\text{C}$  um nahezu den Faktor 3 größer und die bei  $\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$  wiederum um den Faktor 2 kleiner.

Ungeachtet dessen erfüllen beide untersuchten Federkörper die Forderung von  $|C_{FK,B}(t = 300 \text{ s})| < 25 \cdot 10^{-5}$  und können somit im Temperaturbereich bis  $\vartheta \approx 40 \text{ °C}$  in Klasse 00 eingeteilt werden.

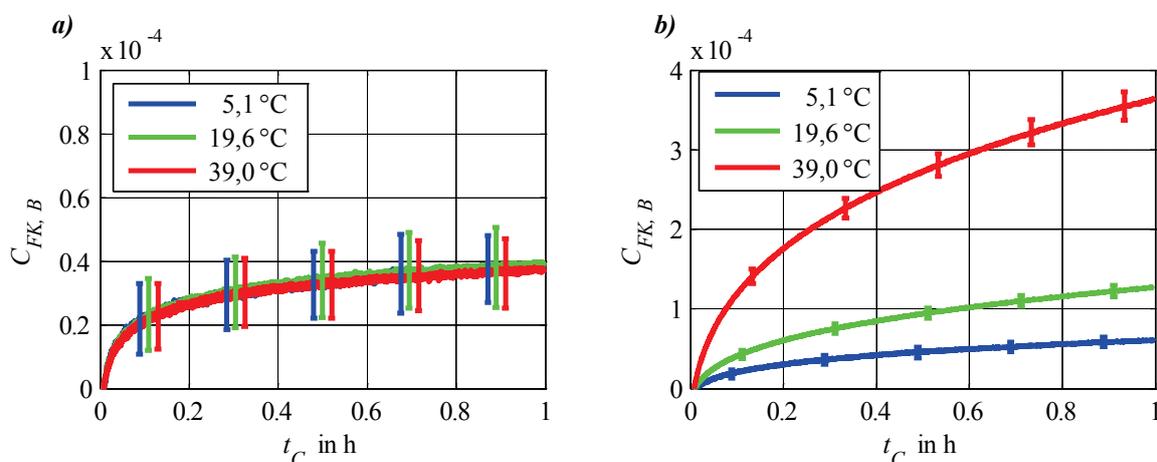


Abbildung 7-5: ENW  $C_{FK,B}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): FK-3-Lith-4 (WB) b): FK-2-Alu-1; beim Vergleich der beiden Darstellungen Skalierung beachten

Eine mögliche Erklärung für die deutliche Temperaturabhängigkeit basiert auf der in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Arrheniusgleichung (3.4).

Der Reziprokwert dieser Gleichung stellt die Sprungrate der Diffusion, also die Häufigkeit von atomaren Platzwechsellern dar. Atomare Platzwechsellvorgänge sind die Ursache von elastischen Nachwirkungen, vgl. 3.2.1.

$$\frac{1}{\tau_{PW}} = D^{-1} \cdot e^{\left(-\frac{A}{k_B \cdot T}\right)} \quad (7.1)$$

Die stoffspezifische Aktivierungsenergie  $A$  ist unter anderem mit der Schmelztemperatur  $T_S$  eines Stoffes verknüpft [79]. Dies kann über folgenden Zusammenhang verdeutlicht werden:

$$\frac{1}{\tau_{PW}} \sim e^{\left(\frac{T}{T_S}\right)} \quad (7.2)$$

Somit lässt sich folgern, dass die Häufigkeit von atomaren Platzwechsellern sowie deren temperaturbedingte Änderung exponentiell vom Verhältnis der vorhandenen Temperatur und der Schmelztemperatur des Stoffes abhängig sind [79].

Im Umkehrschluss würde dies bedeuten, dass bei der Temperatur  $T$  die Häufigkeit von atomaren Platzwechsellern in Stoffen mit niedrigem Schmelzpunkt  $T_S$  eine stärkere Temperaturabhängigkeit besitzt als bei Stoffen mit höheren Schmelztemperaturen. Gleiches gilt demzufolge für die elastischen Nachwirkungen.

Vergleicht man nun die ermittelten elastischen Nachwirkungen des Aluminium-Federkörpers FK-2-Alu-1 ( $T_S \approx 910 \text{ K}$ ) mit denen des Lithosil-Federkörpers FK-3-Lith-4 ( $T_G \approx 1870 \text{ K}$ ) ist genau dieser Zusammenhang zu erkennen. Da Gläser keinen definierten Schmelzpunkt sondern einen Erweichungsbereich besitzen, bezieht man sich hier auf die Glastemperatur  $T_G$ .

Die Glastemperatur ist diejenige Temperatur, bei der ein Glas die größte Änderung der Viskosität besitzt.

Außerdem scheint sich bei den Messungen von FK-2-Alu-1 die These zu bestätigen, dass sich die elastischen Nachwirkungen überproportional mit der Temperatur ändern. Eine weitere Verringerung der Temperatur würde also zu wesentlich kleineren Verbesserungen der elastischen Nachwirkungen von FK-2-Alu-1 führen. Darüber hinaus sind am absoluten Nullpunkt  $T = 0 \text{ K}$  bei keinem Material Diffusion und somit elastische Nachwirkungen möglich.

## 7.2.2 Umkehrspanne von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1

Da die Umkehrspanne, wie oben beschrieben, zum großen Teil von den elastischen Nachwirkungen bestimmt wird, zeigt sich bei der Temperaturabhängigkeit der Umkehrspanne ein ähnliches Bild, siehe Abbildung 7-6.

Im Gegensatz zum Aluminium-Federkörper FK-2-Alu-1 ist im Rahmen der Messunsicherheit kein systematischer Zusammenhang zwischen der Temperatur und der Umkehrspanne des Quarzglas-Federkörpers FK-3-Lith-4 zu erkennen.

Bei normkonformer Berechnung der Umkehrspanne erfüllen sowohl FK-3-Lith-4 mit  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 16 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) als auch FK-2-Alu-1 mit  $|U_{S_{FK}}(100 \text{ g})| < 49 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) die Forderung aus Klasse 00 von  $|U_{S_{FK}}| < 70 \cdot 10^{-5}$  bei allen untersuchten Temperaturen.

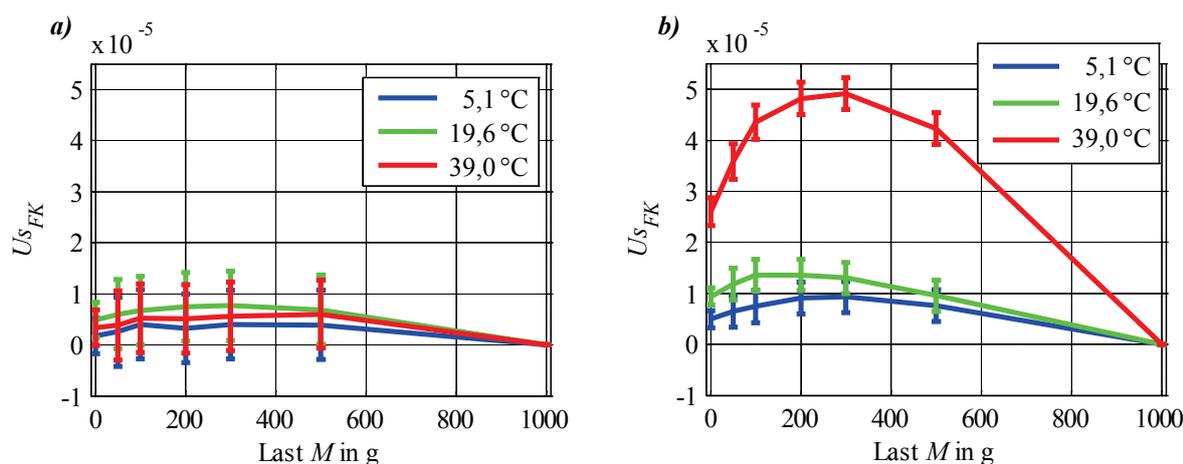


Abbildung 7-6: Umkehrspanne  $U_{S_{FK}}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): von FK-3-Lith-4 (WB); b): von FK-2-Alu-1

## 7.2.3 Nullpunktabweichung von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1

Weil auch die Nullpunktabweichung von den elastischen Nachwirkungen beeinflusst wird, ist eine Temperaturabhängigkeit von  $f_{0,FK}$  bei FK-2-Alu-1 zu beobachten, vgl. Tabelle 7-2.

Für FK-3-Lith-4 liegen die Unterschiede wieder im Bereich der Messunsicherheit und sind damit nicht eindeutig nachweisbar.

Die Forderungen von  $|f_{0,FK}| < 120 \cdot 10^{-6}$  aus Klasse 00 erfüllen beide Federkörper im gesamten untersuchten Temperaturbereich sicher.

Tabelle 7-2: Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  der Federkörper FK-3-Lith-4 (WB) und FK-2-Alu-1

FK-3-Lith-4 (WB) bei Temperatur	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )	FK-2-Alu-1 bei Temperatur	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
$\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$	$1,8 \pm 3,4$	$\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$	$5,0 \pm 1,7$
$\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$	$4,9 \pm 3,5$	$\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$	$9,4 \pm 1,8$
$\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$	$3,4 \pm 3,5$	$\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$	$26 \pm 2,9$

## 7.2.4 Wiederholpräzision von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1

Bei der Wiederholpräzision von FK-3-Lith-4 ist ebenfalls keine Temperaturabhängigkeit nachweisbar. Für FK-2-Alu-1 ist eine solche zwar augenscheinlich, liegt aber in der Größenordnung der Messunsicherheit, siehe Abbildung 7-7.

Bei einer normkonformen Berechnung kann die Wiederholpräzision beider Federkörper bei allen untersuchten Temperaturen mit  $|b'_{FK}(M = 100\text{g})| < 15 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) angegeben werden. Damit ist die Forderung  $|b'_{FK}| < 25 \cdot 10^{-5}$  von Klasse 00 erfüllt.

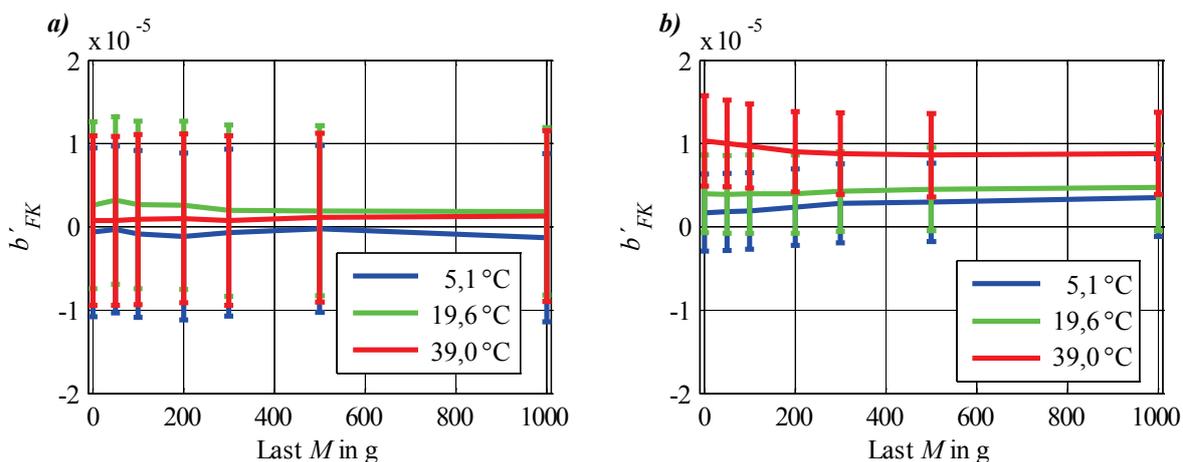


Abbildung 7-7: Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): von FK-3-Lith-4 (WB); b): von FK-2-Alu-1

## 7.2.5 Interpolationsabweichung von FK-3-Lith-4 und FK-2-Alu-1

Eine Temperaturabhängigkeit der linearen Interpolationsabweichung ist weder bei dem Quarzglas- noch bei dem Aluminium-Federkörper zu beobachten, vgl. Abbildung 7-8.

Aufgrund der mehr als doppelt so großen spontanen Verformung des Federkörpers aus Aluminium ( $v_{0,INT,B}(M = 1 \text{ kg}) < -130 \text{ } \mu\text{m}$ ) ist die Messunsicherheit hier um mehr als den Faktor 2 kleiner. Damit kann eindeutig nachgewiesen werden, dass FK-2-Alu-1 die Forderung aus Klasse 00 für die normgerecht berechnete lineare Interpolationsabweichung mit  $|f_{c,FK}(M = 100 \text{ g})| < 22 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) erfüllt.

Für FK-3-Lith-4 ist dies trotz offensichtlich besserer Leistungsfähigkeit bei der niedrigen Last nicht eindeutig belegbar ( $|f_{c,FK}(M = 100 \text{ g})| < 50 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ )). Erst ab der Last 200 g kann die Forderung von Klasse 00 erfüllt werden ( $|f_{c,FK}(M \geq 200 \text{ g})| < 25 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ )).

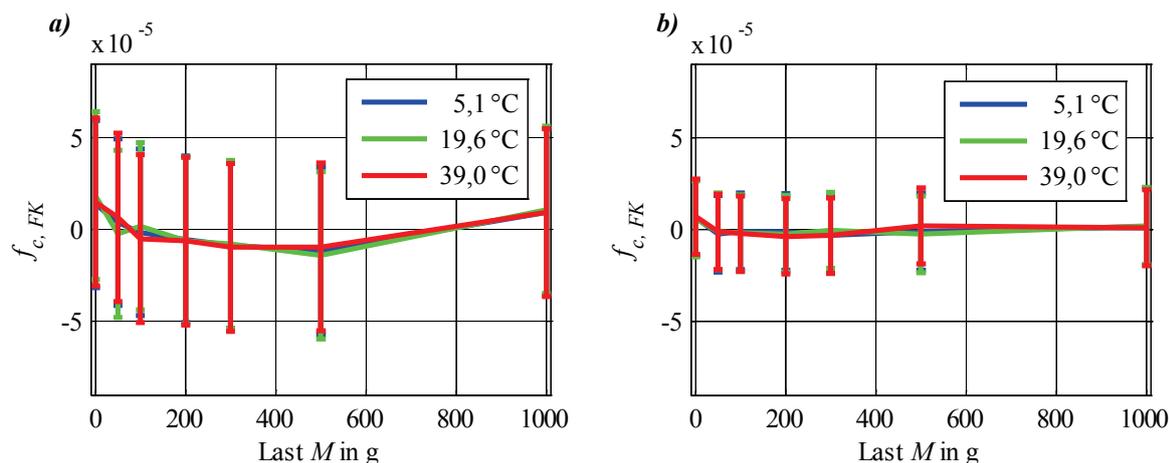


Abbildung 7-8: Lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): FK-3-Lith-4 (WB); b): FK-2-Alu-1

### 7.2.6 Elastische Nachwirkungen von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

Die elastischen Nachwirkungen von FK-1-Stahl-1 sind in Abbildung 7-9 a), die von FK-1-Alu-1 in b) dargestellt. Eine systematische Temperaturabhängigkeit der Nachwirkungen des Stahl-Federkörpers kann zwar beobachtet, aber im Rahmen der Messunsicherheit nicht eindeutig nachgewiesen werden. Zudem ist anzumerken, dass die ENW des Stahl-Federkörpers mit  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}) < 7 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) nahezu so gering sind wie die des wärmebehandelten Quarzglas-Federkörpers FK-3-Lith-4 mit  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}) < 6 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ).

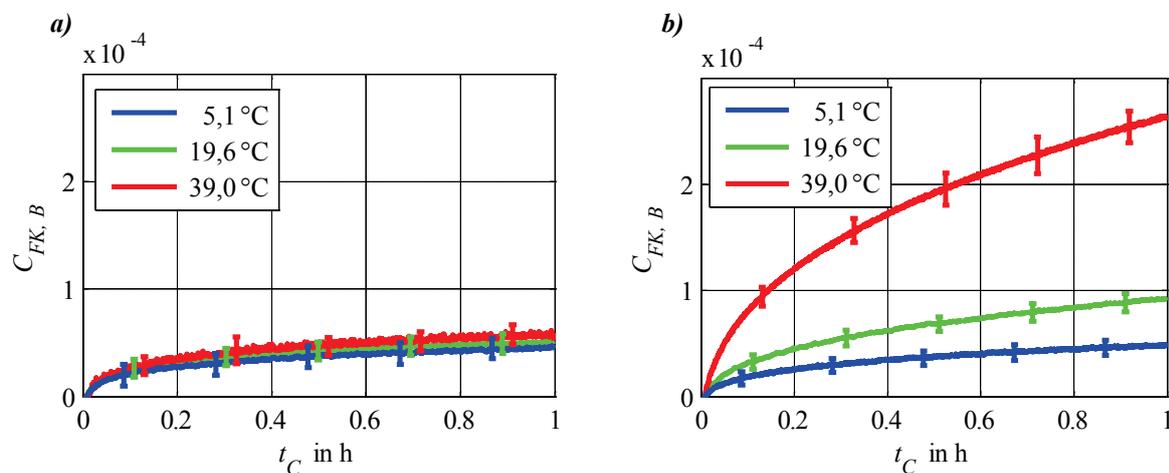


Abbildung 7-9: ENW  $C_{FK,B}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): FK-1-Stahl-1 b): FK-1-Alu-1

Für die Temperaturabhängigkeit der ENW von FK-1-Alu-1 ergibt sich der gleiche systematische Zusammenhang wie bei FK-2-Alu-1, siehe Abbildung 7-5 b). Diese beiden unterschiedlichen Federkörper aus Aluminium AW 2024 sind zu verschiedenen Zeitpunkten und aus unterschiedlichen Materialchargen hergestellt worden. Damit lässt sich erklären, dass die Nachwirkungen von FK-1-Alu-1 nicht exakt mit denen von FK-2-Alu-1 übereinstimmen.

Die deutlich kleinere und damit nicht nachweisbare Temperaturabhängigkeit der ENW von FK-1-Stahl-1 kann basierend auf den in Abschnitt 7.2.1 dargelegten Zusammenhängen mit dem im Vergleich zu Aluminium wesentlich höheren Schmelzpunkt der verwendeten Stahllegierung ( $T_S \approx 1690$  K) begründet werden.

Die Forderungen der Klasse 00 werden bei den untersuchten Temperaturen von beiden Federkörpern erfüllt. Bei der Temperatur  $\vartheta = 19,6$  °C sind die Nachwirkungen des Stahl-Federkörpers nahezu um den Faktor 2 geringer als die des Aluminium-Federkörpers.

### 7.2.7 Umkehrspanne von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

In Abbildung 7-10 a) und b) sind die auf die Verformung bei Maximallast normierten Umkehrspannen der Federkörper FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 dargestellt. Bei dem Stahl-Federkörper ist keine Temperaturabhängigkeit erkennbar.

Für die Umkehrspannen des Federkörpers FK-1-Alu-1 ergibt sich bei etwas geringeren Maximalwerten grundsätzlich wieder die gleiche Abhängigkeit von der Temperatur wie bei FK-2-Alu-1, vgl. Abbildung 7-6 b).

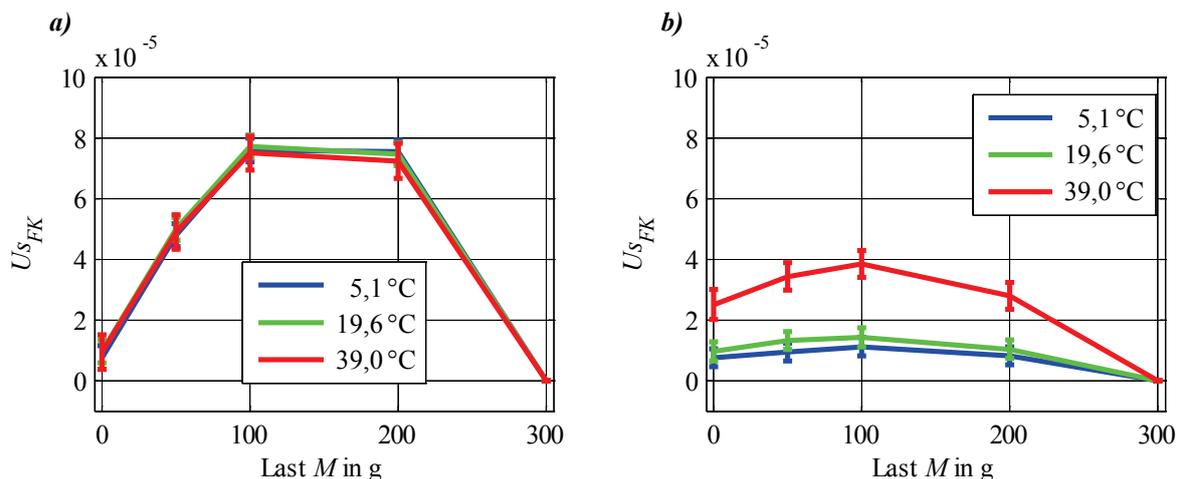


Abbildung 7-10: Umkehrspanne  $U_{S_{FK}}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): FK-1-Stahl-1; b): FK-1-Alu-1

Die Forderung aus Klasse 00 von  $|U_{S_{FK}}| < 70 \cdot 10^{-5}$  werden bei normkonformer Berechnung sowohl durch FK-1-Stahl-1 mit  $|U_{S_{FK}}(50 \text{ g})| < 34 \cdot 10^{-5}$  als auch von FK-1-Alu-1 mit  $|U_{S_{FK}}(50 \text{ g})| < 24 \cdot 10^{-5}$  erfüllt.

Auf Basis der gemessenen Umkehrspannen und der ENW des Stahl-Federkörpers kann ein weiterer Effekt diskutiert werden. Sowohl bei den untersuchten Quarzglas- als auch den Aluminium-Federkörpern wurde ein direkter Zusammenhang der Umkehrspannen mit den jeweiligen Nachwirkungen festgestellt. Kleine Nachwirkungen bedeuten bei diesen Federkörpern auch kleine Umkehrspannen. Dies ist bei dem untersuchten Stahl-Federkörper nicht der Fall. Obwohl dessen ENW bei den Temperaturen  $\vartheta = 19,6$  °C und insbesondere bei  $\vartheta = 39$  °C kleiner als bei FK-1-Alu-1 sind, ergibt sich eine deutlich höhere Umkehrspanne. Es muss hier also ein weiterer Effekt einen merklichen Beitrag zur Hysterese dieses Federkörpers liefern. Wie im Abschnitt 3.3 dargelegt ist, stellen plastische Verformungen einzelner ungünstig liegender Kristallite innerhalb eines elastisch verformten Polykristalls eine mögliche Ursache für me-

chanische Hysterese dar. Sowohl die Aluminium- als auch die Stahl-Federkörper sind Polykristalle. Der Stahl scheint hier in einem wesentlich ungünstigeren Werkstoffzustand vorzuliegen, was evtl. auf die nach der Fertigung des Federkörpers durchgeführte und im Rahmen der Arbeit nicht näher spezifizierte thermische Behandlung zurückzuführen ist. Diese Messungen zeigen deutlich, dass Federkörper mit geringen elastischen Nachwirkungen nicht zwangsläufig auch kleine Umkehrspannen aufweisen.

### 7.2.8 Nullpunktabweichung von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

Die Nullpunktabweichung der beiden Federkörper bei den entsprechenden Temperaturen ist in Tabelle 7-3 aufgetragen. Im Gegensatz zu FK-1-Alu-1 ist bei FK-1-Stahl-1 auch bei diesem Kennwert keine Temperaturabhängigkeit erkennbar. Die Werte des Federkörpers FK-1-Alu-1 sind wieder sehr gut mit denen von FK-2-Alu-1 vergleichbar, vgl. Tabelle 7-2.

Sowohl FK-1-Stahl-1 als auch FK-1-Alu-1 erfüllen die Forderung  $|f_{0,FK}| < 120 \cdot 10^{-6}$  von Klasse 00 bei allen Temperaturen.

Tabelle 7-3: Nullpunktabweichung  $f_{0,FK}$  der Federkörper FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

FK-1-Stahl-1 bei Temperatur	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )	FK-1-Alu-1 bei Temperatur	$f_{0,FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
$\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$	$7,6 \pm 3,9$	$\vartheta = 5,1 \text{ }^\circ\text{C}$	$7,5 \pm 3,0$
$\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$	$9,7 \pm 3,8$	$\vartheta = 19,6 \text{ }^\circ\text{C}$	$9,7 \pm 3,2$
$\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$	$9,5 \pm 3,8$	$\vartheta = 39,0 \text{ }^\circ\text{C}$	$25 \pm 3,7$

### 7.2.9 Wiederholpräzision von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

Auch bei der Wiederholpräzision ist keine Temperaturabhängigkeit der Messergebnisse des Stahl-Federkörpers FK-1-Stahl-1 erkennbar, vgl. Abbildung 7-11 a).

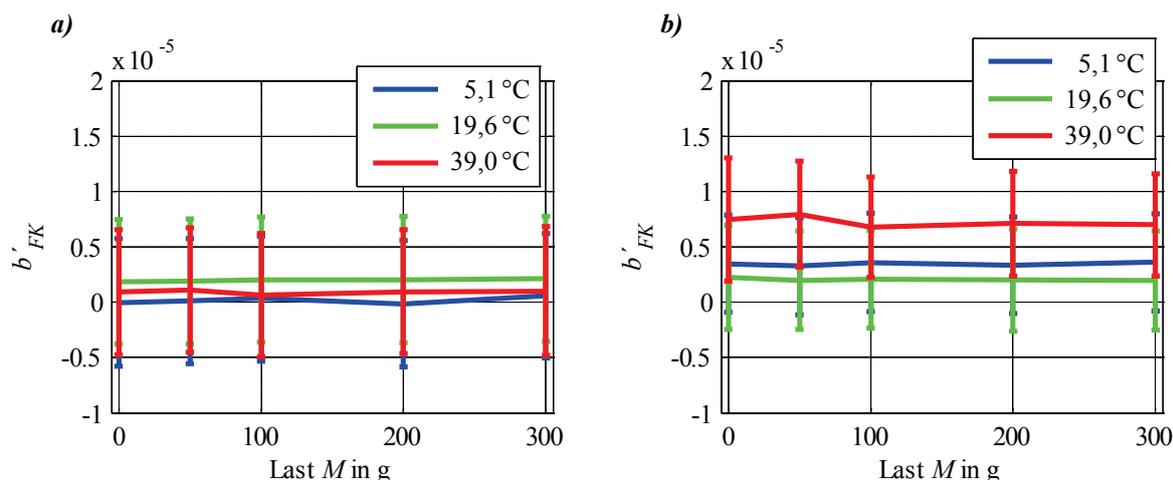


Abbildung 7-11: Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a): FK-1-Stahl-1; b): FK-1-Alu-1

Bei FK-1-Alu-1 ist die Wiederholpräzision bei der Temperatur  $\vartheta = 39\text{ °C}$  etwas erhöht, unterscheidet sich aber nur im Rahmen der Messunsicherheit von denen bei  $\vartheta = 5,1\text{ °C}$  und  $\vartheta = 19,6\text{ °C}$ .

Bei normkonformer Berechnung ergibt sich die maximale Wiederholpräzision von FK-1-Stahl-1 im untersuchten Temperaturbereich zu  $|b'_{FK}(M = 50\text{g})| < 5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) und die von FK-1-Alu-1 zu  $|b'_{FK}(M = 50\text{g})| < 8 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Damit ist die Forderung  $|b'_{FK}| < 25 \cdot 10^{-5}$  von Klasse 00 erfüllt.

### 7.2.10 Interpolationsabweichung von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1

In Abbildung 7-12 sind die linearen Interpolationsabweichungen von FK-1-Stahl-1 und FK-1-Alu-1 dargestellt. Eine Temperaturabhängigkeit ist bei beiden nicht vorhanden.

Sowohl FK-1-Stahl-1 mit dem normkonformen Maximalwert  $|f_{c,FK}(M = 50\text{g})| < 17 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) als auch FK-1-Alu-1 mit  $|f_{c,FK}(M = 50\text{g})| < 12 \cdot 10^{-5}$  erfüllen die Forderung von Klasse 00 ( $|f_{c,FK}| < 50 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ )).

Grundsätzlich zeigt sich bei den auf die maximale Verformung normierten Werten ein unterschiedlicher Verlauf der ermittelten linearen Interpolationsabweichungen. Laut der gemessenen Kennlinien wird der Stahl-Federkörper mit zunehmender Last und damit Verformung weicher, während der Aluminium-Federkörper steifer wird. Allerdings ist die vorhandene Messunsicherheit zu groß um diesen wesentlichen Unterschied des mechanischen Verhaltens eindeutig nachzuweisen.

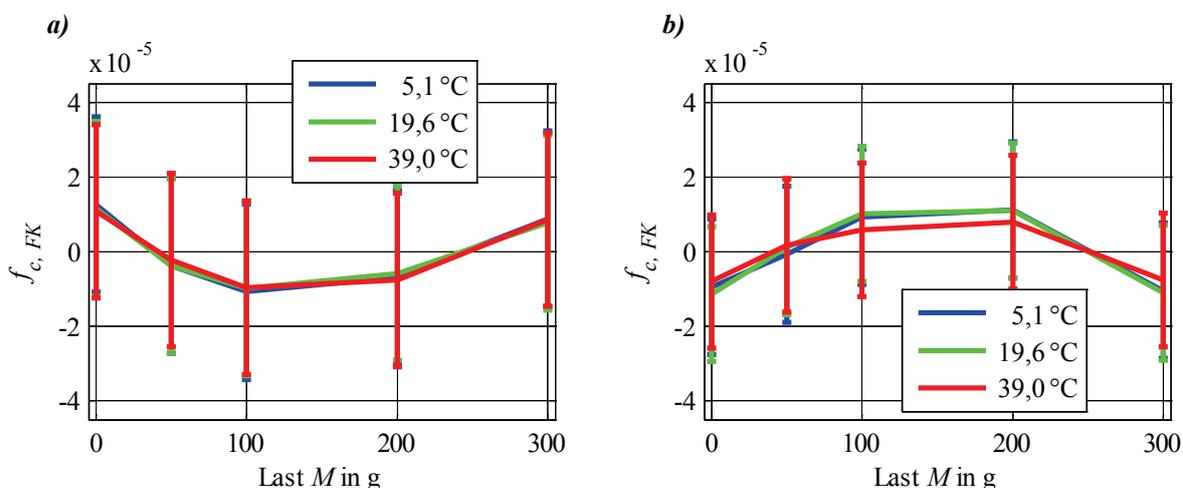


Abbildung 7-12: Lineare Interpolationsabweichung  $f_{c,FK}$  bei verschiedenen Temperaturen mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ): a) FK-1-Stahl-1; b) FK-1-Alu-1

### 7.2.11 Zusammenfassung Temperaturabhängigkeit der Kennwerte

Mit Ausnahme der linearen Interpolationsabweichung zeigen die beiden verschiedenen untersuchten Federkörper FK-1-Alu-1 und FK-2-Alu-1 aus Aluminium eine deutliche Abhängigkeit ihrer Kennwerte von der Temperatur. Dies ist sowohl bei dem Stahl-Federkörper als auch dem Quarzglas-Federkörper nicht nachweisbar. Als Ursache wird in erster Linie der Einfluss des jeweiligen Schmelzpunktes auf die Temperaturabhängigkeit der atomaren Platzwechsellvorgänge im Material vermutet. Dadurch weist der Aluminium-Federkörper mit dem relativ

niedrigen Schmelzpunkt von  $T_S \approx 910$  K eine vergleichsweise hohe Abhängigkeit der elastischen Nachwirkungen von der Temperatur auf, während dies im betrachteten Temperaturbereich bei dem Lithosil QT-Federkörper ( $T_G \approx 1870$  K) sowie dem Stahl-Federkörper ( $T_S \approx 1690$ ) nicht nachweisbar ist. Da die elastischen Nachwirkungen auch die Kennwerte Umkehrspanne, Nullpunktabweichung und Wiederholpräzision beeinflussen, ist bei Aluminium auch für diese eine Temperaturabhängigkeit beobachtbar.

Grundsätzlich erfüllen alle hier untersuchten Federkörper im Temperaturbereich von  $\vartheta \approx 5$  °C bis  $\vartheta \approx 40$  °C die in EN ISO 376 definierten Grenzwerte der Klasse 00. Zwar wird dies auch für die lineare Interpolationsabweichung des Lithosil-QT-Federkörpers erwartet, kann aber aufgrund der vergleichsweise großen Messunsicherheit erst ab  $M \geq 200$  g eindeutig nachgewiesen werden.

Letztendlich weist das wärmebehandelte Quarzglas Lithosil QT die niedrigsten Kennwerte auf. Dies wird auch für die nicht untersuchten wärmebehandelten Federkörper aus Ilmasil PN erwartet. Mit Ausnahme der Umkehrspanne ist die Leistungsfähigkeit des untersuchten Stahl-Federkörpers nahezu auf dem Niveau von wärmebehandeltem Quarzglas. Die getesteten Aluminium-Federkörper liefern die größten elastischen Nachwirkungen und Nullpunktabweichungen der untersuchten Messobjekte. Zwar wurde auch bei deren Umkehrspannen eine Temperaturabhängigkeit beobachtet, allerdings sind diese deutlich kleiner als die Umkehrspanne des Stahl-Federkörpers.

Die Messwerte der beiden in der Form und Art der Einspannung völlig verschiedenen Federkörper aus Aluminium sind bei den unterschiedlich aufgebrauchten Maximallasten sehr ähnlich. Die kleinen Abweichungen zwischen den Messwerten dieser beiden Federkörper sind mit der unterschiedlichen Materialcharge und aufgrund einer möglichen Alterung auch mit dem verschiedenen Herstellzeitpunkt zu erklären. Für einen direkten Vergleich der Temperaturabhängigkeit eignen sich die elastischen Nachwirkungen von FK-1-Alu-1 und FK-2-Alu-1 am besten. Normiert man die bei den drei Temperaturen gemessenen Nachwirkungen jeweils auf den Endwert der ENW ( $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}, \vartheta = 19,6$  °C)) des entsprechenden Federkörpers bei  $\vartheta = 19,6$  °C, entstehen die in Abbildung 7-13 gezeigten Kurven  $C_{FK,B}^*(t)$ . Durch die Normierung beträgt der Endwert der Kurven bei  $\vartheta = 19,6$  °C exakt  $C_{FK,B}^*(t = 1 \text{ h}) = 1$ .

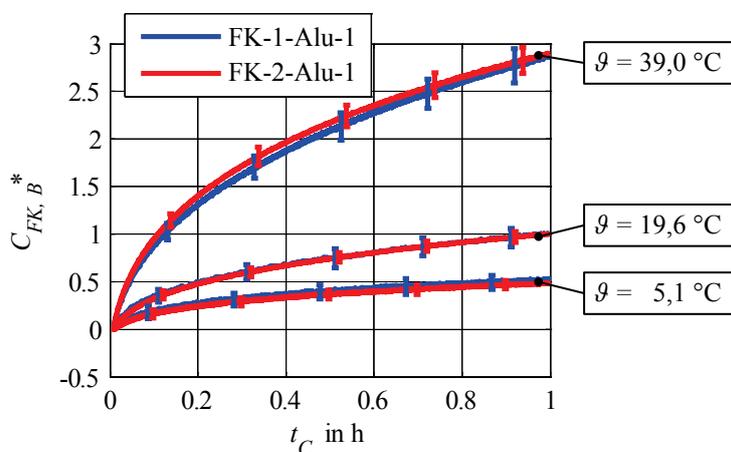


Abbildung 7-13: Auf den Endwert  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}, \vartheta = 19,6$  °C) normierte ENW  $C_{FK,B}^*$  der Federkörper FK-1-Alu-1 und FK-2-Alu-1 bei verschiedenen Temperaturen; mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ );

Die normierten ENW  $C_{FK,B}^*(t)$  der beiden Federkörper bei den Temperaturen  $\vartheta = 5,1\text{ °C}$  und  $\vartheta = 19,6\text{ °C}$  sind nahezu identisch. Bei  $\vartheta = 39\text{ °C}$  sind kleine Abweichungen untereinander zu erkennen, diese liegen aber sicher im Bereich der Messunsicherheit. Es wird also auf Basis der beiden Federkörpertypen FK-1 und FK-2 die gleiche Temperaturabhängigkeit der elastischen Nachwirkungen der Aluminiumlegierung AW 2024 gemessen. Diese zusätzliche Betrachtung unterstreicht die sehr gute Konsistenz der Messergebnisse und der in Abschnitt 6.2 auf Basis unterschiedlicher Referenz-Federkörper ermittelten Messunsicherheitsbeiträge.

### 7.3 Gleichzeitige Bestimmung der Kennwerte von FK-1-Alu-2 auf Basis einer Verformungsmessung und des Aufnehmersignals

Wie in Abschnitt 2.1.2 erläutert, ergeben sich die Kennwerte eines Kraftaufnehmers im Wesentlichen aus den Eigenschaften des Federkörpers, der applizierten Dehnmessstreifen und dem verwendeten Klebstoff. Mit einer sinnvollen Kombination dieser drei Komponenten und einer richtig abgestimmten Prozessierung kann die Leistungsfähigkeit eines Kraftwandlers optimiert werden.

Die von applizierten DMS unabhängigen und auf Basis des Interferometersignals gemessenen Kennwerte verschiedener Federkörper sind in den vorherigen Absätzen dargelegt. In diesem Abschnitt erfolgt exemplarisch die gleichzeitige Bestimmung der Kennwerte des Kraftaufnehmers FK-1-Alu-2 auf Basis der Verformungsmessung mit dem Interferometer sowie einer Messung des Aufnehmersignals  $S$  der Wheatstone'schen Brücke. Eine solche gleichzeitige Messung der Kennwerte ist hilfreich für die Auswahl und Untersuchung einer optimalen Kombination aus Federkörper, DMS und Klebstoff.

Der Kraftaufnehmer FK-1-Alu-2 ist mit Ausnahme der aufgeklebten Dehnmessstreifen mechanisch prinzipiell identisch mit dem Federkörper FK-1-Alu-1 und wurde speziell für diese Untersuchungen industriell hergestellt. Die dabei durchgeführten Prozessschritte werden im Rahmen dieser Arbeit nicht näher spezifiziert.

Die Montage des Kraftaufnehmers in die Prüfeinrichtung unterscheidet sich ebenfalls nicht von der der anderen Federkörper des Typs FK-1. Für die Messung des Aufnehmersignals  $S$  wird der Brückenmessverstärker DMP 40 der Firma HBM GmbH eingesetzt. Der DMP 40 findet in Kalibrierlaboren für die Kalibrierung von Kraft- und Drehmomentenaufnehmern Anwendung und stellt somit einen vergleichbaren Standard dar. Die bei den Messungen eingestellte Brückenspeisespannung beträgt  $U_B = 5\text{ V}$ . Weiterhin ist die Berechnung der relativen Kennwerte nach EN ISO 376 aus dem Aufnehmersignal  $S$  sowie aus dem Interferometersignal identisch. Allerdings wird sich bei der Abschätzung der Messunsicherheit der DMS-basierten Kennwerte auf die Standardunsicherheit aus je fünf bzw. sechs aufeinander folgenden Messungen beschränkt. In den folgenden Abbildungen sind die auf Basis der Verformungsmessung errechneten Kennwerte mit INT gekennzeichnet. Die aus dem Aufnehmersignal abgeleiteten Kennwerte sind mit DMS indiziert.

Abbildung 7-14 a) zeigt die elastischen Nachwirkungen des Kraftaufnehmers FK-1-Alu-2. Es ist bei allen Temperaturen deutlich zu erkennen, dass die mit den DMS erfassten Nachwirkungen kleiner sind als die mit dem Interferometer gemessenen. Ein Teil der ENW wird also, wie in Abschnitt 2.1.2 dargelegt, von den DMS und der Klebstoffschicht kompensiert. Allerdings ist auch festzustellen, dass die mit dem Interferometer bestimmten ENW um ca. den Fak-

tor 10 größer sind als die des Federkörpers FK-1-Alu-1, auf welchem keine DMS appliziert sind, vgl. auch Abbildung 7-9.

Ein gleiches Bild zeigt sich auch bei den Kennwerten Umkehrspanne (Abbildung 7-14 b)), Nullpunktabweichung (Tabelle 7-4) und Wiederholpräzision (Abbildung 7-14 c)).

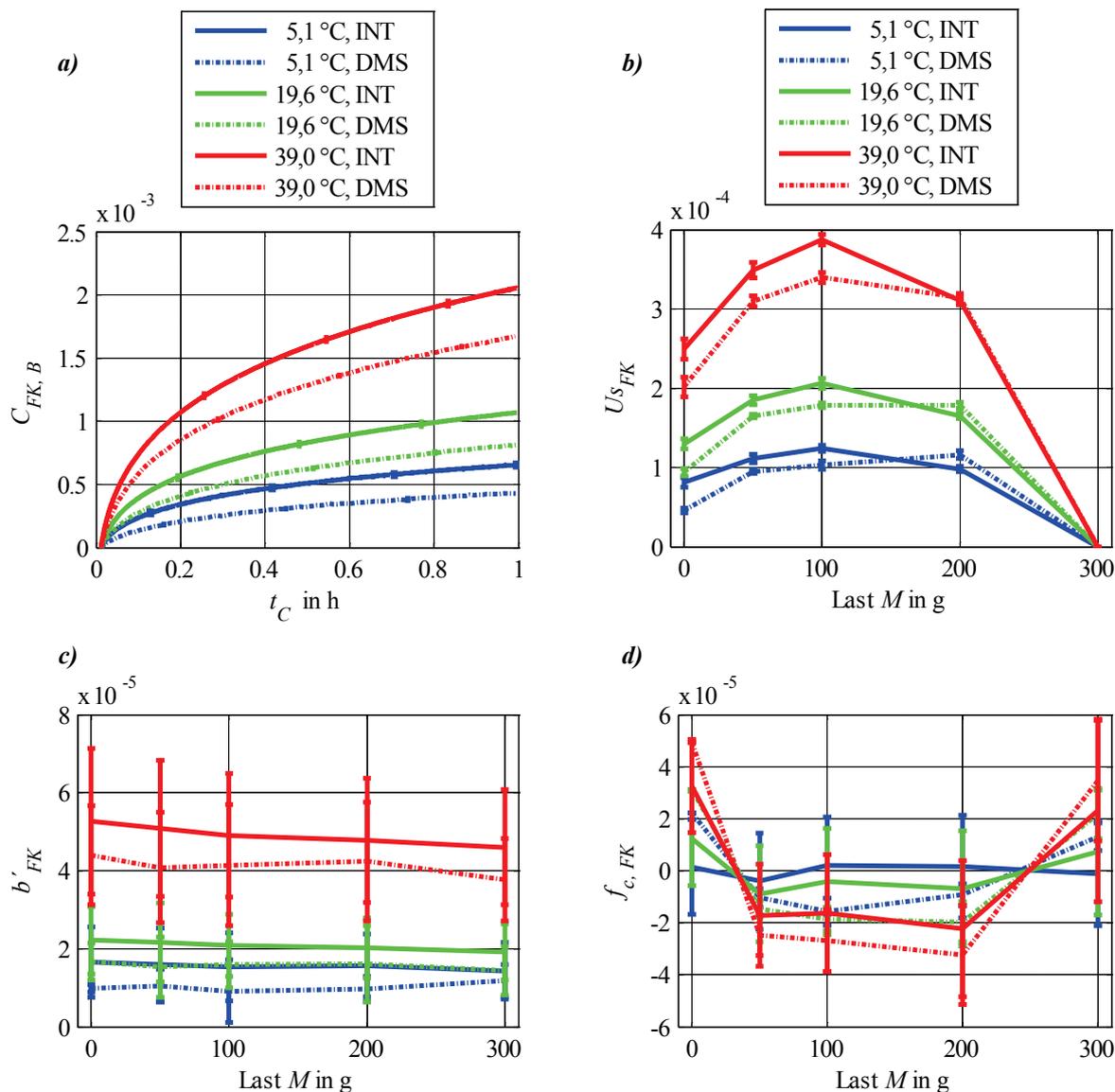


Abbildung 7-14: Kennwerte von FK-1-Alu-2 gleichzeitig gemessen mit dem Interferometer (INT) und den DMS; a): ENW  $C_{FK, B}$ ; b): Umkehrspanne  $U_{S, FK}$ ; c): Wiederholpräzision  $b'_{FK}$ ; d): lin. Interpolationsabweichung  $f_{c, FK}$ ; mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ )

Tabelle 7-4: Nullpunktabweichung  $f_{0, FK}$  von Federkörper FK-1-Alu-2, gleichzeitig gemessen mit Prüfeinrichtung und DMS

Verformungsmessung bei Temperatur	$f_{0, FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )	DMS-Messung bei Temperatur	$f_{0, FK} \cdot 10^{-6}$ ( $k = 2$ )
$\vartheta = 5,1 \text{ °C}$	$80,9 \pm 6,4$	$\vartheta = 5,1 \text{ °C}$	$45,7 \pm 4,5$
$\vartheta = 19,6 \text{ °C}$	$129,8 \pm 7,9$	$\vartheta = 19,6 \text{ °C}$	$94,1 \pm 6,5$
$\vartheta = 39,0 \text{ °C}$	$249,5 \pm 16,2$	$\vartheta = 39,0 \text{ °C}$	$201,6 \pm 15,0$

Die angewendeten Prozessschritte, welche unter anderem ein Aushärten des Klebstoffs bei erhöhten Temperaturen umfassen, führten also zu einer deutlichen Verschlechterung der Kennwerte des Federkörpers.

Letztendlich erfüllt der Kraftaufnehmer FK-1-Alu-2 bei den Temperaturen  $\vartheta \leq 19,6 \text{ °C}$  nur die Forderungen der Klasse 0,5 und bei  $\vartheta = 39 \text{ °C}$  die aus Klasse 1. Damit ist dieser exemplarisch hergestellte Kraftaufnehmer für Anwendungen mit höchsten Anforderungen an die Präzision nicht geeignet. Bei den vorherigen Verformungsmessungen wurde eine viel bessere Leistungsfähigkeit der unbehandelten Federkörper aus Aluminium AW 2024 festgestellt. Somit muss gefolgert werden, dass die Prozessschritte zum Applizieren der DMS in diesem Fall nicht günstig waren und folglich optimiert werden sollten.

Ohne die Verformungsmessungen mit dem Interferometer vor und nach dem Applizieren der DMS wäre diese Aussage nicht ohne weiteres möglich. Dies zeigt einen weiteren Vorteil der Verwendung der Prüfeinrichtung während der Aufnehmerentwicklung: Mit dieser können die Auswirkungen der Bearbeitungs- bzw. Prozessschritte bei der Herstellung von Kraftaufnehmern eindeutig nachgewiesen werden.

## 7.4 Temperaturkoeffizient des E-Moduls

Über die Ermittlung der beschriebenen Federkörper-Kennwerte hinaus, ergibt sich eine weitere Anwendungsmöglichkeit der Prüfeinrichtung. Auf Basis der gemessenen Temperaturabhängigkeit der Verformung kann man den Temperaturkoeffizienten  $TK(E_0)$  des E-Moduls eines Federkörpermaterials berechnen. Der prinzipielle mathematische Zusammenhang ist in Gleichung (6.1) in Abschnitt 6.1.3 dargestellt.

Die gemessenen Verformungen  $v_{0,FK,B}$  der Federkörper bei der Last  $M$  und der Temperatur  $\vartheta$  sind in Tabelle 7-5 aufgeführt. Daraus ergeben sich mittels linearer Regression die entsprechenden Temperaturkoeffizienten  $TK(E_0)$ .

Für die Abschätzung der Messunsicherheit von  $TK(E_0)$  wird wieder Gleichung (6.1) herangezogen. Somit ergibt sich folgender Zusammenhang, wobei  $\Delta v_{FK}$  die Änderung der spontanen Verformung  $v_{0,FK}$  nach der Änderung der Temperatur um  $\Delta \vartheta$  darstellt:

$$U(TK(E_0)) = \sqrt{\left(\frac{1}{v_{0,FK} \cdot \Delta \vartheta} u(\Delta v_{FK})\right)^2 + \left(\frac{\Delta v_{FK}}{v_{0,FK}^2 \cdot \Delta \vartheta} u(v_{0,FK})\right)^2 + \left(\frac{\Delta v_{FK}}{v_{0,FK} \cdot \Delta \vartheta^2} u(\Delta \vartheta)\right)^2} \quad (7.3)$$

Die Unsicherheit von  $TK(E_0)$  wird also bestimmt von der Unsicherheit der Verformungsänderung  $u(\Delta v_{FK})$ , der Unsicherheit der gemessenen Temperaturänderung  $u(\Delta \vartheta)$  sowie der Verformung  $u(v_{0,FK})$ . Die Standardunsicherheit der Temperaturänderung wird mit  $u(\Delta \vartheta) = 0,15 \text{ K}$  angenommen. Die Unsicherheit der spontanen Verformung basiert im Wesentlichen auf der Unsicherheit des Beitrages der Prüfeinrichtung zur entsprechenden Verformung, siehe Tabelle 6-3. Da der Einfluss der Unsicherheit der Verformungsänderung bei Temperaturänderung bisher als vernachlässigbar angesehen wurde, existiert dafür kein eindeutig belegbarer Zahlenwert. Für eine Abschätzung wird für  $u(\Delta v_{FK})$  der gleiche Zahlenwert wie für  $u(v_{0,FK})$  angenommen, obwohl dieser tatsächlich geringer sein sollte. Die Messunsicherheit wurde exemplarisch für den Temperaturkoeffizienten berechnet, welcher sich aus der Verformung bei  $\vartheta = 5,1 \text{ °C}$  und  $\vartheta = 19,6 \text{ °C}$  ergibt. Dabei zeigte sich, dass der Beitrag der spontanen Verformung  $v_{0,FK}$  also der zweite Summand in Gleichung (7.3) mit  $< 1 \cdot 10^{-7}$  stets vernachlässigbar ist.

Die berechneten Temperaturkoeffizienten stimmen gut mit den Literaturwerten überein (vgl. Abschnitt 2.2.3), wobei anzumerken ist, dass sowohl für Aluminium AW 2024 und Stahl 17-4 PH keine eindeutigen Werte vorliegen. Die Literaturwerte gelten für Legierungen, die in der Zusammensetzung den hier verwendeten Legierungen ähneln. Da auch der gemessene Temperaturkoeffizient von Lithosil QT sehr nahe am Literaturwert liegt, ist zu vermuten, dass die Messunsicherheit tatsächlich deutlich niedriger ist. Um dies nachzuweisen müsste der Unsicherheitsbeitrag  $u(\Delta v_{FK})$  der temperaturbedingten Verformungsänderung genauer untersucht werden. Darüber hinaus kann die Unsicherheit der Temperaturmessung durch den Einsatz eines kalibrierten Thermometers reduziert werden.

Beim Vergleich der Messwerte fällt auf, dass der E-Modul der Metalle bei Temperaturerhöhung wie erwartet sinkt. Der E-Modul von Quarzglas hingegen steigt im Temperaturbereich zwischen ca. -200 °C bis 1100 °C [80].

Tabelle 7-5: Verformung  $v_{0,FK,B}$  der Federkörper bei der entsprechenden Last  $M$  und Temperatur  $\vartheta$  sowie die daraus berechneten Temperaturkoeffizienten  $TK(E_0)$

	FK-1-Alu-1	FK-1-Stahl-1	FK-2-Alu-1	FK-3-Lith-4
Temperatur ( $k = 2$ )	$v_{0,FK,B}(M = 300 \text{ g})$ in nm ( $k = 2$ )	$v_{0,FK,B}(M = 300 \text{ g})$ in nm ( $k = 2$ )	$v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg})$ in nm ( $k = 2$ )	$v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg})$ in nm ( $k = 2$ )
$\vartheta = 5,1 \pm 0,3 \text{ °C}$	$-137619,3 \pm 5,7$	$-106902,8 \pm 5,7$	$-130587,3 \pm 20,1$	$-60130,7 \pm 20,1$
$\vartheta = 19,6 \pm 0,3 \text{ °C}$	$-138656,6 \pm 5,7$	$-107315,8 \pm 5,7$	$-131622,4 \pm 20,1$	$-59939,6 \pm 20,1$
$\vartheta = 39,0 \pm 0,3 \text{ °C}$	$-140069,4 \pm 5,7$	$-107885,4 \pm 5,7$	$-133008,1 \pm 20,1$	$-59698,1 \pm 20,1$
$TK(E_0)$ in $\text{K}^{-1}$ ( $k = 2$ )				
Messwert	$-(5,20 \pm 0,11) \cdot 10^{-4}$	$-(2,70 \pm 0,07) \cdot 10^{-4}$	$-(5,41 \pm 0,24) \cdot 10^{-4}$	$(2,12 \pm 0,47) \cdot 10^{-4}$
Literaturwert (vgl. Kapitel 2.2.3)	$-(4,8 \dots 5,8) \cdot 10^{-4}$	$-(2,4 \dots 3,3) \cdot 10^{-4}$	$-(4,8 \dots 5,8) \cdot 10^{-4}$	$2,2 \cdot 10^{-4}$

In [81] sind verschiedene Deutungsansätze für den positiven Temperaturkoeffizienten des E-Moduls von Quarzglas diskutiert. Zum Beispiel ist hier ein von Anderson und Dienes [82] empirisch gefundener Zusammenhang für Quarzglas vorgestellt, der den  $TK(E_0)$  mit dem niedrigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha(20 \text{ °C} < \vartheta < 300 \text{ °C}) \approx 0,55 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  sowie dessen Anomalie bei tiefen Temperaturen in Verbindung bringt. Bei Temperaturen deutlich unter Raumtemperatur besitzt Quarzglas einen negativen Ausdehnungskoeffizienten. Dieser Zusammenhang besteht auch bei Zerodur, da diese Glaskeramik gleichzeitig einen sehr niedrigen Ausdehnungskoeffizienten sowie einen positiven  $TK(E_0)$  bei Raumtemperatur aufweist [83].

In [84] wird diesem Ansatz widersprochen, da auch  $\text{GeO}_2$ - und  $\text{BeF}_2$ -Gläser mit einem höheren Ausdehnungskoeffizienten einen positiven  $TK(E_0)$  aufweisen. Stattdessen wird der positive  $TK(E_0)$  hier mit der „offenen“ tetrahedralen Netzwerkstruktur von Quarzglas begründet. Zudem wird auch in [80] vermutet, dass sowohl der  $TK(E_0)$  als auch der Ausdehnungskoeffizient von der inneren Struktur eines Materials abhängen.

Weitere in [81] dokumentierte mögliche Ursachen sind elastische Inhomogenitäten bzw. die Koexistenz von zwei oder mehr verschiedenen atomaren Strukturen in einem nach außen hin homogenen Material.

Die Anomalie des Temperaturkoeffizienten des E-Moduls von Quarzglas ist also sehr gut bekannt, eine geschlossene Theorie zu den Ursachen existiert allerdings nicht.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde eine Prüfeinrichtung zur Messung der last- und zeitabhängigen Verformung von in der Kraftmesstechnik gebräuchlichen Federkörpern in Betrieb genommen und auf Basis von umfangreichen Untersuchungen weiterentwickelt. Als Messobjekte eignen sich Federkörper, die als Doppelbiegebalken bzw. Parallelfedern ausgelegt sind. Im Ergebnis der Optimierungen ist es mit der Prüfeinrichtung möglich, die mechanischen Federkörperkennwerte elastische Nachwirkungen  $C_{FK}$ , Umkehrspanne  $U_{SFK}$ , Nullpunktabweichung  $f_{0, FK}$  sowie Wiederholpräzision  $b'_{FK}$  und lineare Interpolationsabweichung  $f_{c, FK}$  nach den höchsten Anforderungen der Norm EN ISO 376 rückführbar zu bestimmen und zu klassifizieren.

Nach der Untersuchung und Optimierung der Prüfeinrichtung erfolgte die Ermittlung und der Vergleich aller genannten Kennwerte von Federkörpern aus Aluminium, Stahl und Quarzglas. Dabei stellen die verwendeten Werkstoffe Aluminium AW 2024 sowie Stahl 17-4 PH Standardlegierungen in der Kraftmesstechnik dar. Die aus den Messungen resultierende umfangreiche und lückenlose Dokumentation der Kennwerte dieser Werkstoffe ist in der Literatur bisher nicht zu finden. Zudem sind die dort beschriebenen Werte auf Basis verschiedener Arten von Messobjekten und Versuchsaufbauten bestimmt, was deren Vergleichbarkeit erschwert.

Auf Basis der durchgeführten Messungen konnte bestätigt werden, dass die untersuchten metallischen Federkörper für den Einsatz als Kraftaufnehmer, welche die Fehlergrenzen der strengsten Geräteklasse (Klasse 00) aus EN ISO 376 einhalten, gut geeignet sind. Über deren prinzipielle Eignung hinaus zeigten sich jedoch wesentliche Unterschiede der mechanischen Charakteristik dieser metallischen Federkörper.

Im Gegensatz zu Stahl 17-4 PH wiesen die Aluminium-Federkörper im untersuchten Bereich zwischen  $5,1\text{ °C} \leq \vartheta \leq 39\text{ °C}$  eine deutliche Abhängigkeit der Kennwerte von der Temperatur auf. Als Ursache wird hier ein Zusammenhang mit der vergleichsweise niedrigen Schmelztemperatur von Aluminium vermutet.

Neben des nicht nachweisbaren Einflusses der Temperatur auf die Kennwerte des Stahl-Federkörpers besitzt dieser nach einer Stunde Belastung mit  $C_{FK, B}(t = 1\text{ h}) < 7 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) außerdem geringere elastische Nachwirkungen als die Aluminium-Federkörper bei der Temperatur  $\vartheta = 19,6\text{ °C}$  mit  $C_{FK, B}(t = 1\text{ h}) < 13 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Bei  $\vartheta = 39\text{ °C}$  betragen die Nachwirkungen der Aluminium-Federkörper dann bereits  $C_{FK, B}(t = 1\text{ h}) < 40 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Damit sind diese Ergebnisse in ihrer Größenordnung vergleichbar mit den für Aluminium AlMg3 ( $C_{FK, B}(t = 0,5\text{ h}) = 20 \dots 110 \cdot 10^{-5}$ ) bzw. Molybdän-Maraging-Stahl ( $C_{FK, B}(t = 1\text{ h}) = 28 \cdot 10^{-5}$ ) in der Literatur [12, 14] dokumentierten Werten.

Weiterhin ist im Gegensatz zu Stahl bei Aluminium eine Temperaturabhängigkeit der Nullpunktabweichung  $f_{0, FK}$  zu erkennen. Allerdings sind die maximalen Beträge dieses Kennwertes mit  $|f_{0, FK}| < 1,4 \cdot 10^{-5}$  für den Stahl- sowie mit  $|f_{0, FK}| < 3 \cdot 10^{-5}$  für die Aluminium-Federkörper sehr niedrig.

Obwohl der Stahl-Federkörper deutlich geringere Nachwirkungen aufweist, besitzt dieser mit  $|U_{SFK}(5,1 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 39 \text{ °C})| < 8,2 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) bei allen Temperaturen eine wesentlich größere auf die Verformung bei Maximallast normierte Umkehrspanne als die Aluminium-Federkörper mit den Werten  $|U_{SFK}(\vartheta = 19,6 \text{ °C})| < 1,8 \cdot 10^{-5}$  und  $|U_{SFK}(\vartheta = 39 \text{ °C})| < 5,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ). Geringe Nachwirkungen haben also nicht zwangsläufig auch kleine Umkehrspannen zur Folge. Basierend auf den festgestellten Zusammenhängen kann man davon ausgehen, dass die Umkehrspannen der Aluminium-Federkörper bei weiterer Temperaturerhöhung die der Stahl-Federkörper übersteigen. Auch bei diesem Kennwert ist das Messergebnis des Stahl-Federkörpers sehr gut mit dem in der Literatur [12] beschriebenen Wert von Molybdän-Maraging-Stahl ( $U_{SFK} < 5 \cdot 10^{-5}$ ) vergleichbar.

Dem gegenüber sind die auf die Verformung bei Maximallast normierten Werte der Wiederholpräzision der metallischen Federkörper vergleichbar und werden mit  $|b'_{FK}| < 1,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) zusammengefasst. Gleiches gilt auch für die lineare Interpolationsabweichung mit  $|f_{c,FK}| < 4 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ).

Trotz der Feststellung, dass sich sowohl die untersuchten Aluminium- als auch die Stahl-Federkörper als Basis für Kraftaufnehmer der Geräteklasse 00 nach EN ISO 376 eignen, konnten somit entscheidende Unterschiede nachgewiesen werden. Aufgrund der niedrigeren Umkehrspanne der untersuchten Aluminium-Federkörper eignen sich diese für den Einsatz bei Raumtemperatur und unterhalb dieser besser als der Stahl-Federkörper. Da sich dessen Eigenschaften aber bei höheren Temperaturen nicht signifikant verschlechtern, ist der Einsatz des Stahl-Federkörpers wiederum für Anwendungen bei  $\vartheta > 40 \text{ °C}$  vorteilhafter.

Neben den Untersuchungen der „reinen“ Federkörper erfolgte exemplarisch die gleichzeitige Ermittlung der Kennwerte eines DMS-Kraftaufnehmers aus Aluminium AW 2024 auf Basis seiner Verformung und seines Aufnehmersignals  $S$ . Dieser Kraftaufnehmer wurde eigens für die Untersuchungen industriell hergestellt. Mittels den im Vergleich zu den interferometrischen Verformungsmessungen um ca. 10 % bis 30 % niedrigeren Nachwirkungen sowie Umkehrspannen des Aufnehmersignals konnte der Kompensationseffekt der DMS und des Klebstoffs nachgewiesen werden.

Darüber hinaus zeigte sich, dass insbesondere die Kennwerte elastische Nachwirkungen und Umkehrspanne dieses Kraftaufnehmers um nahezu den Faktor 10 größer sind als die der vorher gemessenen Aluminium-Federkörper aus der gleichen Legierung. Das Aufbringen der DMS bewirkte also in Verbindung mit den dazu angewendeten Prozessschritten, welche einen Wärmeeintrag beinhalten, eine wesentliche Verschlechterung der Kennwerte dieses Federkörpers. Da die unbehandelten Federkörper aus Aluminium AW 2024 ein wesentlich höheres Potential besitzen, kann man auf Basis dieser vergleichenden Messungen folgern, dass eine Verbesserung der Leistungsfähigkeit eines solchen Kraftaufnehmers in erster Linie einer Optimierung der hier angewendeten Prozessschritte bedarf.

Der eindeutige Nachweis, dass die schlechteren Kennwerte nicht auf einer fehlerhaften Klebung der Dehnmessstreifen, sondern in erster Linie auf der Verschlechterung der Federkörperkennwerte beruhen, konnte erst mit Hilfe der Prüfeinrichtung erfolgen, da diese eine Bestimmung der Kennwerte von Federkörpern und Kraftaufnehmern auf Basis einer Verformungsmessung ermöglicht. Hätte man nur das Aufnehmersignal zu Verfügung, müsste man versuchen, dies durch umfangreiche Versuchsreihen nachzuweisen.

Vergleichend zu den metallischen Federkörpern nach dem Stand der Technik erfolgten umfangreiche Untersuchungen von Federkörpern aus dem synthetischen Quarzglas Lithosil QT und dem mineralischen Quarzglas Ilmasil PN. Es zeigte sich, dass diese unter allen betrachteten Federkörpern die kleinsten Kennwerte und somit das größte Potential für den Einsatz als Kraftaufnehmer besitzen. Dabei ist aber das Beachten einiger Randbedingungen notwendig.

Entscheidend für die Leistungsfähigkeit ist eine Wärmebehandlung der Federkörper nach der mechanischen Bearbeitung. Damit konnten die Kennwerte elastische Nachwirkungen, Umkehrspanne und Nullpunktabweichung um den Faktor fünf bis zehn verbessert werden. Des Weiteren zeigte sich, dass die Kennwerte der Federkörper aus Ilmasil PN um ca. den Faktor zwei unter denen von Lithosil QT liegen. Dies ist mit der wesentlich geringeren Konzentration von Netzwerkwandlern in Form von OH-Gruppen im Material Ilmasil PN zu erklären. Bei der Auswahl eines geeigneten Quarzglases muss auf einen möglichst geringen Anteil von Netzwerkwandlern im Material geachtet werden. Im Allgemeinen ist die Konzentration von OH-Gruppen in mineralischem Quarzglas deutlich niedriger als in Synthetischem. Synthetisches Quarzglas weist wiederum weniger metallische Verunreinigungen auf [81]. Damit bestätigen die Messergebnisse die in den Grundlagen erläuterte Abhängigkeit der Nachwirkungen von der atomaren Struktur und der Wärmebehandlung von Quarzglas sehr gut.

Wie schon vorweggenommen weisen die wärmebehandelten Federkörper aus Ilmasil PN die geringsten Kennwerte der untersuchten Federkörper auf. Deren elastische Nachwirkungen liegen mit  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}) < 2,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) um mindestens den Faktor drei unter denen des Stahl-Federkörpers. Im Vergleich dazu zeigen die nicht wärmebehandelten Federkörper aus Quarzglas Nachwirkungen von ca.  $1,5 \cdot 10^{-4} - 4,5 \cdot 10^{-4}$ . Dies deckt sich mit den in [13] dokumentierten Werten von  $C_{FK,B}(t = 1 \text{ h}) = 2,3 \cdot 10^{-4}$ .

Die bei  $\vartheta = 19,6 \text{ °C}$  gemessenen und auf die Verformung bei Maximallast normierten Umkehrspannen der wärmebehandelten Ilmasil PN-Federkörper betragen  $|U_{SFK}| < 1,5 \cdot 10^{-5}$  ( $k = 2$ ) und sind damit auf den ersten Blick vergleichbar mit denen der Aluminium-Federkörper bei dieser Temperatur. Allerdings ist die Angabe der Umkehrspanne hier wegen der vergleichsweise kleinen Gesamtverformung der Ilmasil PN-Federkörper wesentlich von der Messunsicherheit bestimmt.

Gleiches gilt für die Nullpunktabweichungen mit  $|f_{0,FK}| < 4,1 \cdot 10^{-6}$  ( $k = 2$ ), welche dennoch mindestens um den Faktor drei geringer sind als die der metallischen Federkörper.

Da auch die Kennwerte Wiederholpräzision und lineare Interpolationsabweichung im Wesentlichen von der vorliegenden Messunsicherheit bestimmt sind, kann hier kein signifikanter Unterschied zu den Kennwerten der Aluminium- und Stahl-Federkörper festgestellt werden.

Darüber hinaus weisen die Federkörper aus Quarzglas im untersuchten Bereich keine Temperaturabhängigkeit der Kennwerte auf. Als eine wichtige Ursache wird auch hier die sehr hohe Schmelz- bzw. Erweichungstemperatur von Quarzglas gesehen. Der Nachweis dieses Zusammenhangs erfolgte mittels Messungen eines wärmebehandelten Federkörpers aus Lithosil QT, welcher bei jeder Temperatur exakt die gleichen Nachwirkungen besitzt.

Die im Vergleich zu den Metallen geringeren und nicht temperaturabhängigen Kennwerte widerspiegeln die exzellenten mechanischen Eigenschaften von Quarzglas. Somit stellen ausgewählte Quarzgläser einen sehr leistungsfähigen Werkstoff für Federkörper, die höchsten Anforderungen in der Kraftmess- und Wägetechnik genügen, dar.

Ein Nachteil gegenüber den Metallen ist allerdings die aufwendigere mechanische Bearbeitung zur Herstellung der benötigten Federkörperform sowie die höheren Materialkosten.

Demgegenüber besteht der Vorteil, dass ein Wärmeeintrag, wie er beim anschließenden Prozessieren nach oder während des Aufbringens der Dehnmessstreifen zum Teil nötig ist, die Kennwerte des Federkörpers nicht verschlechtert.

Damit liefern die herausgearbeiteten Vor- und Nachteile der Werkstoffe einen Ansatz für weitere wissenschaftliche Folgearbeiten, in denen beispielsweise optimierte Kraftaufnehmer aus Quarzglas entwickelt werden könnten.

Speziell die Untersuchung der sehr geringen Kennwerte von Quarzglas stellt äußerst hohe Anforderungen an die verwendete Messtechnik. Beispielsweise beträgt der nicht normierte Absolutwert der elastischen Nachwirkungen der wärmebehandelten Ilmasil PN-Federkörper nach einer Stunde Belastung weniger als einen Nanometer. Eine sinnvolle Messung der Kennwerte nach der für Kraftaufnehmer geltenden Norm EN ISO 376 erfordert folglich Messunsicherheiten im Subnanometerbereich. Diese konnten im Rahmen der Arbeit im Temperaturbereich  $20\text{ °C} \leq \vartheta \leq 40\text{ °C}$  realisiert und nachgewiesen werden.

Diese Unsicherheiten ergeben sich im Wesentlichen aus den mechanischen Beiträgen der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten. Da wie auch bei den elastischen Nachwirkungen der Federkörper eine Verringerung der Beiträge der Prüfeinrichtung mit sinkender Temperatur erwartet wird, kann man davon ausgehen, dass die im Temperaturbereich  $20\text{ °C} \leq \vartheta \leq 40\text{ °C}$  ermittelten Messunsicherheiten bei niedrigeren Temperaturen sicher erreicht werden.

Die Grundvoraussetzung für die geringen Messunsicherheiten bildet die am Institut für Prozessmess- und Sensortechnik entwickelte und zu Beginn der Untersuchungen aufgebaute Prüfeinrichtung, welche aus dem metrologischem Rahmen, dem Lastwechsler und dem Differenzinterferometer besteht. Um die benötigten Messunsicherheiten tatsächlich zu erreichen, waren zusätzlich umfangreiche Untersuchungen und Weiterentwicklungen nötig. Die drei wichtigsten Maßnahmen stellen die Verringerung des Temperaturkoeffizienten des Interferometers um den Faktor drei, die Verbesserung der Temperaturstabilität der gesamten Prüfeinrichtung um ca. den Faktor zehn sowie die Minimierung des mechanischen Beitrages der Prüfeinrichtung zur gemessenen Verformung um nahezu den Faktor 100 dar.

Die Verringerung des Temperaturkoeffizienten des Interferometers basiert auf einer Optimierung des interferometerinternen Planplattenschwingers. In Verbindung mit der verbesserten mechanischen Aufstellung der Prüfeinrichtung in einer Klimakammer, welche im Zuge der Untersuchungen konstruiert und in Betrieb genommen wurde, kann eine Langzeitstabilität des Interferometersignals von besser als  $\pm 0,8\text{ nm}$  pro Woche erreicht werden. Die in der Klimakammer erzielte Temperatur- und Feuchtestabilität beträgt dabei ca.  $\pm 10\text{ mK}$  bzw.  $\pm 1\%$  r.F. pro Woche.

Die Minimierung des mechanischen Beitrags der Prüfeinrichtung zur Messunsicherheit der Kennwerte resultiert aus einer Optimierung des Kraftangriffspunktes. Die Untersuchungen dazu sowie die Ermittlung der entsprechenden Messunsicherheitsbeiträge erfolgten auf Basis von Messungen von biegesteifen Referenzprobekörpern mit definierten mechanischen Eigenschaften sowie numerischen Berechnungen.

Einzig die kombinierte Unsicherheit des Kennwertes Interpolationsabweichung liegt bei nahezu  $1,5\text{ nm}$ . Dies hat zur Folge, dass die Unsicherheit des entsprechenden relativen Kennwertes bei kleinen Laststufen und biegesteifen Federkörpern selbst schon die in EN ISO 376 für die Interpolationsabweichung definierten Grenzwerte der Geräteklasse 00 überschreitet. In diesem Fall ist eine sinnvolle Beurteilung der Interpolationsabweichung erst bei höheren

Lasten möglich. Den größten Beitrag zur Messunsicherheit der Interpolationsabweichung liefert die Nichtlinearität des angezeigten Interferometersignals. Mittels einer mathematischen Korrektur nach Heydemann [68] könnte dieser in Zukunft um nahezu den Faktor 10 reduziert [61] und damit eine eindeutige Bestimmung der Interpolationsabweichung auch bei niedrigen Lasten erreicht werden.

Über die dargelegte Unsicherheit im Subnanometerbereich hinaus weisen die ermittelten Kennwerte eine sehr gute Reproduzierbarkeit auf. Die Abweichungen der Kennwerte bei mehrmaligem Einbau der Federkörper in die Prüfeinrichtung sind stets deutlich niedriger als die entsprechende Messunsicherheit. Aufgrund dieser sehr guten Reproduzierbarkeit der Messungen sind damit auch ohne weitere Untersuchungen des Alterns der Federkörperkennwerte oder der Einflüsse von verschiedenen Bearbeitungsschritten auf die Kennwerte möglich.

Die Federkörper können für die Untersuchungen entweder in einer Einspannung geklemmt oder direkt in der Prüfeinrichtung verschraubt werden. Der Vergleich der Messwerte eines geklemmten sowie eines verschraubten Federkörpers aus Aluminium AW 2024 ergab vergleichbare Kennwerte und exakt die gleiche Temperaturabhängigkeit dieser. Das unterstreicht die sehr gute Konsistenz der mit der Prüfeinrichtung auf Basis der unterschiedlichen Federkörper und Einspannungen gewonnenen Messergebnisse.

Mit Hilfe der durchgeführten Untersuchungen und Optimierungen wurde die Prüfeinrichtung im Rahmen der vorliegenden Arbeit demnach deutlich verbessert sowie deren Eignung für die Untersuchung und Klassifizierung von Federkörpern bzw. Kraftaufnehmern auf Basis der strengsten Geräteklasse 00 der Norm EN ISO 376 nachgewiesen.

Aufgrund der Möglichkeit die Messungen bei verschiedenen Temperaturen durchzuführen sind in Zukunft auch Prüfungen von prinzipiell baugleichen Wägezellen nach der Vorschrift OIML R 60 möglich.

Darüber hinaus eignet sich die Prüfeinrichtung nicht nur für Untersuchungen im Rahmen der Kraftmess- und Wägetechnik. Auch in anderen Bereichen können beispielsweise die Effekte elastische Nachwirkungen oder Hysterese (Umkehrspanne) entscheidenden Einfluss auf die Funktion von Bauteilen, Baugruppen oder ganzen Geräten haben. Im Feld der hochpräzisen Längenmesstechnik können durch wechselnde Lasten auf Führungen oder metrologische Rahmen signifikante Fehlereinflüsse entstehen. Bei Koordinatenmessmaschinen erzeugt das Verfahren des Tasters mit samt der z-Achse wegen ihres hohen Eigengewichts eine positionsabhängige Verformung der y-Achse des Messgerätes. Auch Spiegel von Weltraumteleskopen können sich in Abhängigkeit ihrer Winkelstellung und der Temperatur unter dem Einfluss ihres Eigengewichts verformen. Zeitabhängige Nachwirkungen würden in beiden Fällen das Messergebnis beeinflussen. Mit einer fundierten Auswahl des jeweiligen Konstruktionswerkstoffs auf Basis von Materialuntersuchungen mit der Prüfeinrichtung könnten solche Effekte abgeschätzt und minimiert werden.

Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit aufgebaute, untersuchte und optimierte Prüfeinrichtung zur rückführbaren Messung der mechanischen Eigenschaften von Federkörpern kann zukünftig somit neben der Kraftmess- und Wägetechnik in vielfältigen Bereichen Anwendung finden.



## 9 Anhang

### 9.1 Wheatstone'sche Vollbrückenschaltung

Bei der Wheatstone'schen Vollbrückenschaltung sind die vier Dehnmessstreifen so angebracht, dass bei Kräfteinleitung gleichzeitig zwei DMS gedehnt ( $R_1, R_3$ ) und zwei DMS gestaucht werden ( $R_2, R_4$ ), siehe Abbildung 9-1.

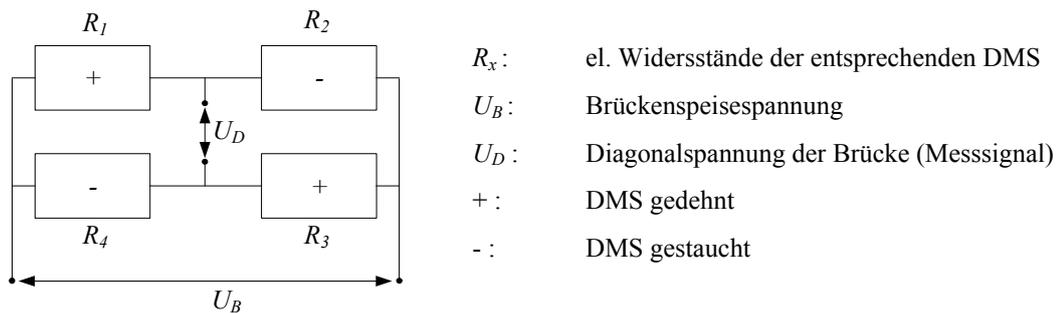


Abbildung 9-1: Wheatstone'sche Brückenschaltung

In diesem Fall vergrößern sich die Widerstände  $R_1$  und  $R_3$  bzw. verkleinern sich  $R_2$  und  $R_4$  entsprechend Gleichung (2.1). Durch Anlegen der Brückenspeisespannung  $U_B$  entsteht eine von den vier Widerständen abhängige Diagonalspannung  $U_D$  der Brücke. Das Verhältnis von  $U_D$  zu  $U_B$  stellt das Ausgangssignal  $S$  eines Kraftaufnehmers dar:

$$S = \frac{U_D}{U_B} = \frac{R_1 \cdot R_3 - R_2 \cdot R_4}{(R_1 + R_2) \cdot (R_3 + R_4)} \quad (9.1)$$

Nach Einsetzen von Gleichung (2.1) in (9.1) folgt Gleichung (2.2) aus Abschnitt 2.1.1.

Die Vollbrücke besitzt im Vergleich zur Viertelbrücke und zur Halbbrücke, bei denen nur eine bzw. zwei DMS gedehnt werden, einige wesentliche Vorteile. Durch die vier aktiven DMS, ergibt sich eine vierfache Empfindlichkeit im Vergleich zur Viertelbrücke. Zudem wird mit der Wheatstone'schen Vollbrücke prinzipiell ein linearer Zusammenhang zwischen Ausgangssignal  $U_D/U_B$  und der Widerstandsänderung  $\Delta R_{DMS}/R_{DMS}$  erreicht [4]. Ändern sich alle vier Widerstände aufgrund von Temperaturabhängigkeiten der Widerstände oder thermischen Dehnungen um den gleichen Wert, so wird dieser Einfluss mit der Vollbrücke unterdrückt.

## 9.2 Prüfnormen für DMS-Aufnehmer

### 9.2.1 Klassifizierung von Kraftaufnehmern auf Basis der EN ISO 376

Anhand der festgestellten maximalen relativen Abweichungen (Kennwerte) werden Kraftaufnehmer in eine von vier Geräteklassen eingeteilt, vgl. Tabelle 9-1. Dabei darf die Unsicherheit der Kalibrierkraft einen definierten Wert nicht überschreiten.

Tabelle 9-1: Klassifizierung von Kraftaufnehmern nach EN ISO 376 in Abhängigkeit der ermittelten relativen Abweichungen (Kennwerte) [15]

Klasse	rel. Wiederholpräzision $ b $	rel. Umkehrspanne $ Us $	rel. Nullpunktabweichung $ f_0 $	rel. Interpolationsabweichung $ f_c $	rel. Kriechen $ c $	rel. Unsicherheit der Kalibrierkraft ( $k = 2$ )
00	$25 \cdot 10^{-5}$	$70 \cdot 10^{-5}$	$12 \cdot 10^{-5}$	$25 \cdot 10^{-5}$	$25 \cdot 10^{-5}$	$\pm 1 \cdot 10^{-4}$
0,5	$50 \cdot 10^{-5}$	$150 \cdot 10^{-5}$	$25 \cdot 10^{-5}$	$50 \cdot 10^{-5}$	$50 \cdot 10^{-5}$	$\pm 2 \cdot 10^{-4}$
1	$100 \cdot 10^{-5}$	$300 \cdot 10^{-5}$	$50 \cdot 10^{-5}$	$100 \cdot 10^{-5}$	$100 \cdot 10^{-5}$	$\pm 5 \cdot 10^{-4}$
2	$200 \cdot 10^{-5}$	$500 \cdot 10^{-5}$	$100 \cdot 10^{-5}$	$200 \cdot 10^{-5}$	$200 \cdot 10^{-5}$	$\pm 10 \cdot 10^{-4}$

### 9.2.2 Klassifizierung von Kraftaufnehmern auf Basis der Verformung entsprechend EN ISO 376

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden die Kennwerte von Federkörpern entsprechend den Vorschriften von EN ISO 376 auf Basis ihrer last- und zeitabhängigen Verformung ermittelt. Für die Berechnung der Kennwerte muss das Aufnehmersignal  $S$  aus den Gleichungen (2.4) bis (2.9) mit der jeweils ermittelten Verformung des Federkörpers  $v_{FK}$  ersetzt werden. Die so resultierenden Gleichungen sind im Folgenden dargestellt. Dabei wurde im Gegensatz zu EN ISO 376 auf die Bildung des Betrags der Kennwerte verzichtet. Dies gibt einen Aufschluss über das Vorzeichen des Kennwerts. Die Laufindizes entsprechen der Nummer des Lastzyklus  $i$  bzw. der Laststufe  $j$  aus Abbildung 2-7. Ebenso kennzeichnet der Index  $0$  die Laststufe  $j = 0$  bei  $M = 0$  g bzw.  $F = 0$  N.

#### Relative elastische Nachwirkungen

Die Berechnung der relativen elastischen Nachwirkungen aus der ermittelten Verformung ist in Abschnitt 3.2 beschrieben.

#### Relative Umkehrspanne

$${}^iUS_j = \frac{{}^i v_{FKj}' - {}^i v_{FKj}}{{}^i v_{FKj} - {}^i v_{FK,0}} \quad (9.2)$$

#### Relative Wiederholpräzision

$${}^i b_j' = \frac{{}^{i+1} v_{FK,j} - {}^i v_{FK,j}}{0,5 \cdot ({}^{i+1} v_{FK,j} + {}^i v_{FK,j}) - {}^i v_{FK,0}} \quad (9.3)$$

**Relative Nullpunktabweichung**

$${}^i f_0 = \frac{{}^i v_{FK,0} - {}^i v_{FK,0}}{{}^i v_{FK,j=\max} - {}^i v_{FK,0}} \quad (9.4)$$

**Relative Interpolationsabweichung**

Die mit dem Index *reg* gekennzeichnete Verformung  $v_{FK}$  resultiert aus einem Polynom, das mittels Regression berechnet wird, vgl. 2.1.5. Wird hier eine Gerade gewählt, spricht man von linearer Interpolationsabweichung bzw. Linearitätsabweichung.

$${}^i f_{c,j} = \frac{{}^i v_{FK,j} - {}^i v_{FK,j,reg}}{{}^i v_{FK,j,reg}} \quad (9.5)$$

**9.2.3 Klassifizierung von Wägezellen auf Basis der OIML R 60**

Die Anzahl der eichfähigen Teilungsschritte  $n_{max}$  muss so gewählt werden, dass die jeweils betrachtete Einzelabweichung ein definiertes Vielfaches der Fehlergrenze *mpe* nicht überschreitet. Die Fehlergrenze *mpe* ist wiederum ein Vielfaches des kleinsten eichfähigen Teilungsschrittes *e* und ist abhängig von der Geräteklasse der Wägezelle, der Anzahl der Teilungsschritte  $n_{max}$  und dem Vorfaktor *plc*, vgl. Tabelle 9-2. Der Vorfaktor beträgt üblicherweise 0,7 und soll Fehlereinflüsse, die beim späteren Einbau der Wägezelle in eine Waage auftreten, berücksichtigen. Der kleinste eichfähige Teilungsschritt *e* berechnet sich aus dem Quotienten der Maximallast  $M_{max}$  der Wägezelle in kg und der Anzahl der eichfähigen Teilungsschritte  $n_{max}$  und besitzt somit auch die Einheit kg. Abweichend zur OIML R 60 kann man die Berechnungen aber auch auf Basis des nicht umgerechneten elektrischen Aufnehmersignals *S* durchführen. Dazu muss man  $M_{max}$  durch das Aufnehmersignal  $S_{max}$  ersetzen. Die Größe  $S_{max}$  ist definiert als das Ausgangssignal der Wägezelle bei Maximallast  $M_{max}$  abzüglich des Ausgangssignals bei Nulllast. Der kleinste eichfähige Teilungsschritt  $e^*$  hätte somit die gleiche Einheit wie *S*.

$$e^* = \frac{S_{max}}{n_{max}} \quad (9.6)$$

Tabelle 9-2: Fehlergrenze *mpe* von Wägezellen basierend auf OIML R 60 in Abhängigkeit der Klasse, der Anzahl der Teilungsschritte und des kleinsten Teilungsschrittes  $e^*$  [18]

<i>mpe</i>	Klasse A	Klasse B	Klasse C	Klasse D
<i>plc</i> · 0,5 $e^*$	$0 \leq S_{max} \leq 50000 e^*$	$0 \leq S_{max} \leq 5000 e^*$	$0 \leq S_{max} \leq 500 e^*$	$0 \leq S_{max} \leq 50 e^*$
<i>plc</i> · 1,0 $e^*$	$50000 < S_{max} \leq 200000 e^*$	$5000 < S_{max} \leq 20000 e^*$	$500 < S_{max} \leq 2000 e^*$	$50 < S_{max} \leq 200 e^*$
<i>plc</i> · 1,5 $e^*$	$200000 < S_{max}$	$20000 < S_{max} \leq 100000 e^*$	$2000 < S_{max} \leq 10000 e^*$	$200 < S_{max} \leq 1000 e^*$

Alle Angaben sollen im Folgenden auf dem elektrischen Aufnehmersignal *S* basieren. Durch einen direkten Bezug zu dem elektrischen Signal sind die folgenden Auswertungen auch besser mit denen nach EN ISO 376 vergleichbar.

### Kriechfehler nach OIML R 60

Hier wird zur Prüfung die Maximallast  $M_{max}$  für 30 Minuten aufgebracht. Nach OIML R 60 werden drei Kennwerte des Kriechens ermittelt: der Kriechfehler  $C_C$ , die Kriechfehlerdifferenz  $C_C(30-20)$ , und der Rückkehrfehler  $C_{DR}$ .

Der Kriechfehler  $C_C$  ist definiert als die normierte Differenz aller Anzeigewerte der Wägezelle zwischen  $t_2 = 10$  s und  $t_3 = 30$  min nach dem Lastwechsel und der Anzeige bei  $t_2 = 10$  s nach dem Lastwechsel, vgl. Abbildung 2-6. Der Kriechfehler  $C_C(t)$  ist somit eine zeitabhängige Funktion und darf zu keiner Zeit das 0,7-fache der Fehlergrenze  $mpe$  überschreiten.

$$C_C(t) = \frac{S(t_2 \geq t \geq t_3) - S(t_2)}{f_{OIML}} \quad (9.7)$$

Der Faktor  $f$  dient dazu, die jeweilige Größe auf ein Vielfaches des kleinsten eichfähigen Teilungsschrittes  $e$  zu normieren.

$$f_{OIML} = \frac{S(0,75 \cdot M_{max}) - S_0}{0,75 \cdot n_{max}} \quad (9.8)$$

Die Kriechfehlerdifferenz  $C_C(30-20)$  ist die normierte Differenz der Anzeige bei  $t_3 = 30$  min und  $t_2 = 20$  min nach dem Lastwechsel. Die Kriechfehlerdifferenz  $C_C(30-20)$  darf das 0,15-fache der Fehlergrenze  $mpe$  nicht überschreiten.

$$C_C(30-20) = \frac{S(t_3) - S(t_2)}{f} \quad (9.9)$$

Der Rückkehrfehler  $C_{DR}$  ist die normierte Differenz des Signals  $S$  zwischen  $t_5 = 10$  s und  $t_6 = 30$  min nach Entlastung und des Nullsignals vor der Belastung  $S_0$ . Der Rückkehrfehler  $C_{DR}(t)$  darf das 0,5-fache der Fehlergrenze  $mpe$  zu keinem Zeitpunkt überschreiten.

$$C_{DR}(t) = \frac{S(t_5 \geq t \geq t_6) - S_0}{f} \quad (9.10)$$

### Wägezellenfehler nach OIML R 60

Im Wägezellenfehler  $E_L$  sind vier typische Abweichungen vom Idealverhalten zusammengefasst: Die Linearitätsabweichung und die Umkehrspanne sowie der Temperatureinfluss auf diese beiden Kennwerte und auf die Empfindlichkeit. Der Wägezellenfehler stellt die mit dem Faktor  $f_{OIML}$  normierte Differenz aus dem Messsignal der Wägezelle  ${}^iS_n$  in Abhängigkeit der Last und einer linearen Funktion dar. Diese lineare Funktion wird bei einer Temperatur von 20 °C ermittelt und ist durch das entsprechende Messsignal der Wägezelle bei Nulllast sowie bei 75 % der maximalen Last definiert. Im Gegensatz zur EN ISO 376 erfolgt die Ablesung des jeweiligen Signals  ${}^iS_n$  nicht 30 s sondern 10 s nach dem entsprechenden Lastwechsel. Die Darstellung des Wägezellenfehlers erfolgt in einem gemeinsamen Diagramm, siehe Abbildung 9-2. Die Differenz zwischen den dargestellten Messwerten bei zunehmender und abnehmender Last verdeutlicht die Umkehrspanne. Die Abweichung der Kurven von der Abszisse der Darstellung zeigt die Linearitätsabweichung der Wägezelle. Besitzt die betrachtete Wägezelle keine Linearitätsabweichung und keine Umkehrspanne, so deckt sich der dargestellt Wägezellenfehler bei zu- und abnehmender Last mit der Abszisse. Außerdem kann der Temperatureinfluss auf diese Kenngrößen sowie auf die Empfindlichkeit der Wägezelle abgelesen werden.

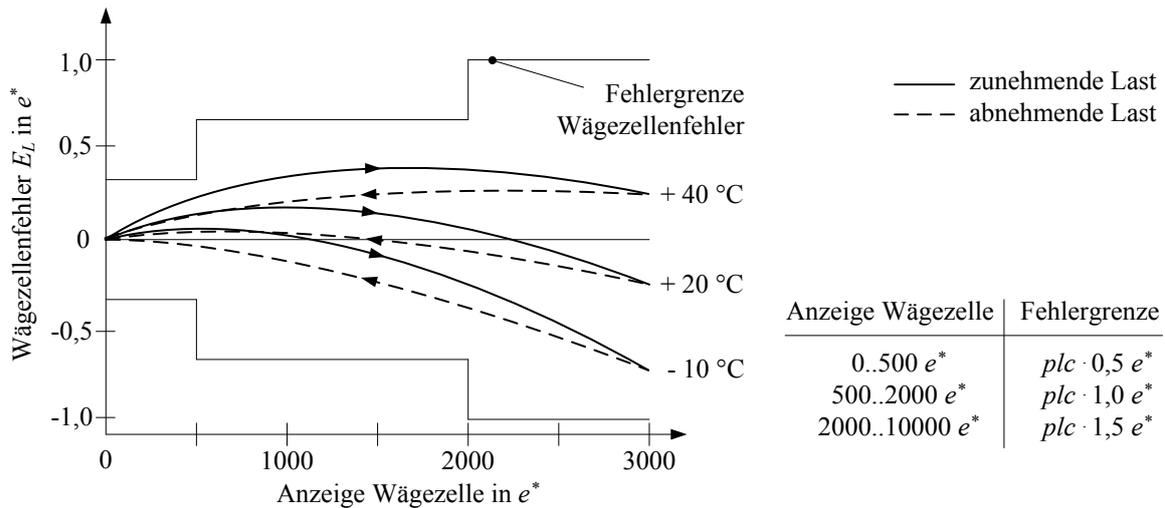


Abbildung 9-2: Wägezellenfehler  $E_L$  einer Wägezelle der Klasse C3 in Abhängigkeit des Anzeigewertes, angegeben als Vielfaches des kleinsten eichfähigen Teilungsschrittes  $e^*$

### Reproduzierbarkeitsfehler nach OIML R 60

Die Wiederholbarkeit des Messsignals wird mit dem Reproduzierbarkeitsfehler  $E_R$  bewertet. Dieser ist die Differenz der Messergebnisse  ${}^iS_n - {}^{i-1}S_n$  von zwei direkt aufeinanderfolgenden Lastzyklen. Er wird bei den verschiedenen Temperaturen analog dem Wägezellenfehler dargestellt und es gelten die gleichen Fehlergrenzen.

### Temperatureinfluss auf das Nullsignal nach OIML R 60

Der Temperatureinfluss auf das Nullsignal  $C_M$  ist definiert als die Empfindlichkeit des Messsignals bei Nulllast gegenüber Temperaturänderungen. Für Wägezellen der Klassen B, C und D muss die Änderung des Nullsignals bei einer Temperaturänderung von 5 °C kleiner als das Produkt aus dem Vorfaktor  $plc$  und dem kleinsten Anzeigeschritt  $e_{min}$  sein. Der kleinste Anzeigeschritt ist wiederum kleiner oder gleich dem kleinsten eichfähigen Teilungsschritt  $e$ .

### 9.3 Theoretische Unsicherheitsbetrachtung der erzeugten Verformung – Beitrag der Gewichtskraft

In guter Näherung kann man folgenden linearen Zusammenhang zwischen der Verformung des Federkörpers und aufgebrauchten Gewichtskraft annehmen:

$$v_{FK} = -\frac{F}{D_F} = -\frac{M \cdot g}{D_F} \quad (9.11)$$

Dabei ist  $M$  die Masse der angehängten Last,  $g$  die Fallbeschleunigung und  $D_F$  die Federkonstante des Federkörpers in N/m.

Mit den absoluten Unsicherheiten  $U_M$  der Masse und  $U_g$  der Gewichtskraft ergeben sich nach [57] deren relative Unsicherheitsbeiträge zur erzeugten Verformung  $u_{v_{FK}, M}$  und  $u_{v_{FK}, g}$  zu:

$$u_{v_{FK}, M} = \frac{U_M}{M} \quad u_{v_{FK}, g} = \frac{U_g}{g} \quad (9.12)$$

Da die Masse und die Fallbeschleunigung nicht korreliert sind, können diese Beiträge nach [57] folgendermaßen zu dem Unsicherheitsbeitrag  $u_{v_{FK}, F}$  der Gewichtskraft kombiniert werden:

$$u_{v_{FK}, F} = \sqrt{u_{v_{FK}, M}^2 + u_{v_{FK}, g}^2} = \sqrt{\left(\frac{U_M}{M}\right)^2 + \left(\frac{U_g}{g}\right)^2} \quad (9.13)$$

## 9.4 Berechnungen der Federkörper

Die zu erwartenden Dehnungen und Verformungen der verschiedenen Federkörper wurden auf Basis einer „Statisch-mechanischen Analyse“ mit der Software Ansys 13 Workbench ermittelt<sup>1</sup>. Dabei war das Werkstoffverhalten stets als linear definiert. Das bedeutet, dass man für weiterführende Abschätzungen der Verformungen und Dehnungen einen linearen Zusammenhang zwischen diesen und der aufgetragenen Last annehmen kann. Eine doppelte Last erzeugt also in guter Näherung eine doppelte Dehnung.

### 9.4.1 Typ FK-1

#### Aluminium AW 2024

Die Berechnung der Dehnung  $\varepsilon$  und der Verformung  $v_{FK}$  von Federkörper FK-1 aus Aluminium AW 2024 (E-Modul  $E_0 = 73000 \text{ N/mm}^2$ , Querkontraktionszahl  $\mu = 0,34$ ) erfolgte auf Basis der Annahme einer fixierten Lagerung der Unterseite des Federkörpers entsprechend seines flächigen Kontaktes mit der Schnellwechselplatte (vgl. Abbildung 4-8). Die aufgetragene Last betrug  $F = 3 \text{ N}$ . Die maximale Dehnung bei diesen Randbedingungen ergibt sich zu  $\varepsilon_{FK, \max} < 0,53 \cdot 10^{-3}$ , siehe Abbildung 9-3. Mit Gleichung (3.1) berechnet sich die größte Spannung entsprechend zu  $\sigma_{FK, \max} < 39 \text{ N/mm}^2$ .

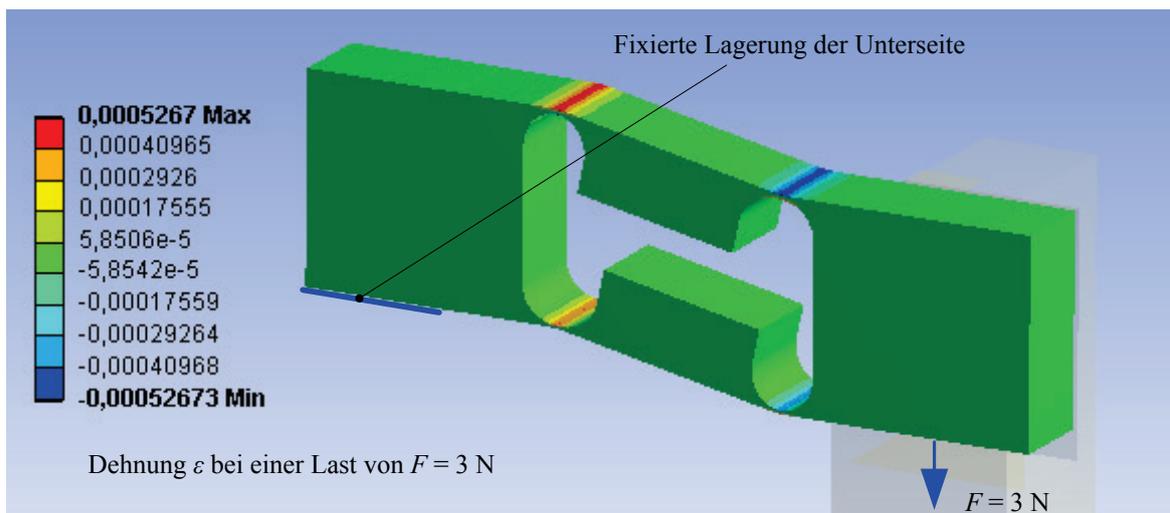


Abbildung 9-3: Dehnung des Federkörpers FK-1 aus Aluminium AW 2024 bei einer Last von  $F = 3 \text{ N}$

Bei einer Last von  $M_{\max} = 300 \text{ g}$  ( $F \approx 2,943 \text{ N}$ ) ist die Dehnung demzufolge etwas geringer als bei der zur Berechnung angenommenen Last  $F = 3 \text{ N}$ . Außerdem ergab die Berechnung die an der entsprechenden Stelle der Interferometerstrahlen zu messende Verformung mit  $v_{0, FK, B}(M = 300 \text{ g}) \approx -144 \text{ }\mu\text{m}$ .

<sup>1</sup> Die in Abbildung 9-3 bis Abbildung 9-10 dargestellten Simulationen wurden unter Anleitung des Autors Michael Kühnel von Marius Limburg im Rahmen seiner Anstellung als studentische Hilfskraft durchgeführt.

### Stahl 17-4 PH

Die Simulationen des Federkörpers FK-1 aus Stahl 17-4 PH ( $E_0 = 200000 \text{ N/mm}^2$ , Querkontraktionszahl  $\mu = 0,3$ ) wurden ebenso auf Basis einer fixierten Lagerung der Unterseite des Federkörpers entsprechend seines flächigen Kontaktes mit der Schnellwechselplatte (vgl. Abbildung 4-8) durchgeführt. Im Gegensatz zu dem Messobjekt aus Aluminium betrug die aufgebrachte Last  $F = 10 \text{ N}$ . Die größte Dehnung beträgt  $\varepsilon_{FK, \max} < 1,3 \cdot 10^{-3}$ , siehe Abbildung 9-4. Die mit dem Interferometer zu messende Verformung beträgt  $v_{0, FK, B}(F = 10 \text{ N}) \approx -372 \text{ }\mu\text{m}$ . Bei der Last  $M = 300 \text{ g}$  entspricht dies einer Dehnung von  $\varepsilon_{FK, \max} < 0,4 \cdot 10^{-3}$ , einer Spannung von  $\sigma_{FK, \max} < 77 \text{ N/mm}^2$  sowie einer spontanen Verformung von  $v_{0, FK, B}(M = 300 \text{ g}) \approx -109 \text{ }\mu\text{m}$ .

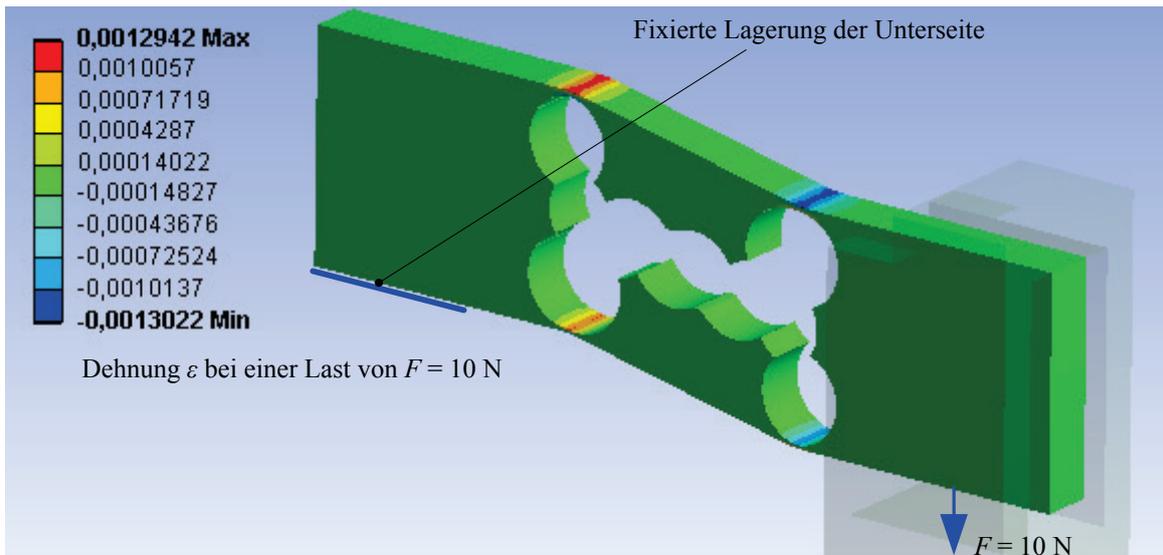


Abbildung 9-4: Dehnung des Federkörpers FK-1 aus Stahl 17-4 PH bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$

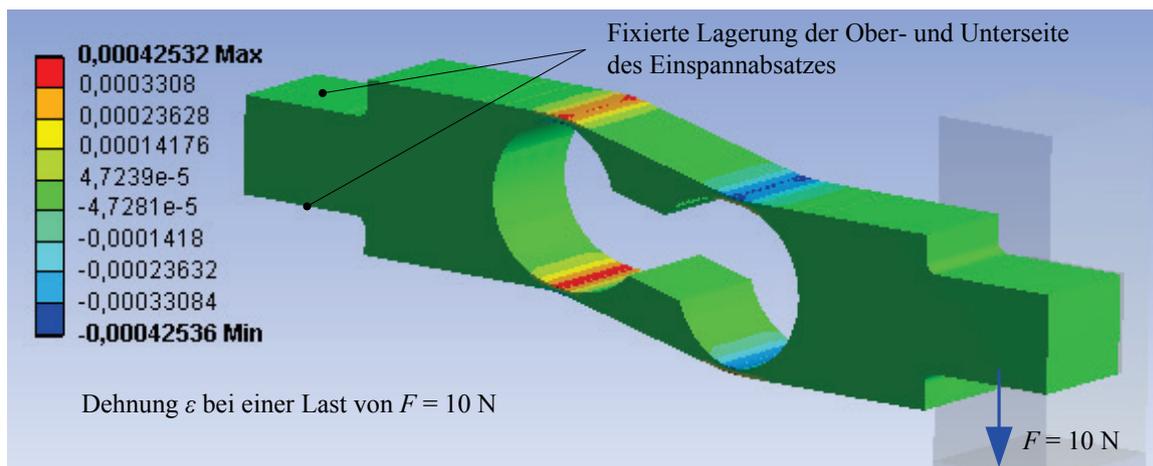


Abbildung 9-5: Dehnung des Federkörpers FK-2 aus Aluminium AW 2024 bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$

### 9.4.2 Typ FK-2

Die Berechnung der Dehnung (siehe Abbildung 9-5) und der Verformung von Federkörper FK-2 aus Aluminium erfolgte auf Basis der Randbedingungen einer fixierten Lagerung der Ober- und Unterseite des Einspannabsatzes entsprechend des flächigen Kontaktes zwischen Klemmstück und Federkörper, vgl. Abbildung 4-9. Weiterhin wurde eine Last von  $F = 10 \text{ N}$ , ein E-Modul von  $E_0 = 73000 \text{ N/mm}^2$  sowie die Querkontraktionszahl  $\mu = 0,34$  angenommen. Die maximale Dehnung bei diesen Annahmen beträgt  $\varepsilon_{FK, \max} < 0,43 \cdot 10^{-3}$  bei einer Spannung von  $\sigma_{FK, \max} < 32 \text{ N/mm}^2$ . Die erwartete Verformung ergibt sich zu  $v_{0, FK, B}(M = 1 \text{ kg}) \approx -147 \text{ }\mu\text{m}$ .

### 9.4.3 Typ FK-3

Die Simulation der zu erwartenden Dehnung (siehe Abbildung 9-6) und der Verformung von Federkörper FK-3 aus dem Quarzglas Ilmasil PN wurde ebenfalls mit einer fixierten Lagerung der Ober- und Unterseite des Einspannabsatzes und einer aufgebrachtten Last von  $F = 10 \text{ N}$  durchgeführt. Der E-Modul beträgt  $E_0 = 75000 \text{ N/mm}^2$  und die Querkontraktionszahl  $\mu = 0,17$ .

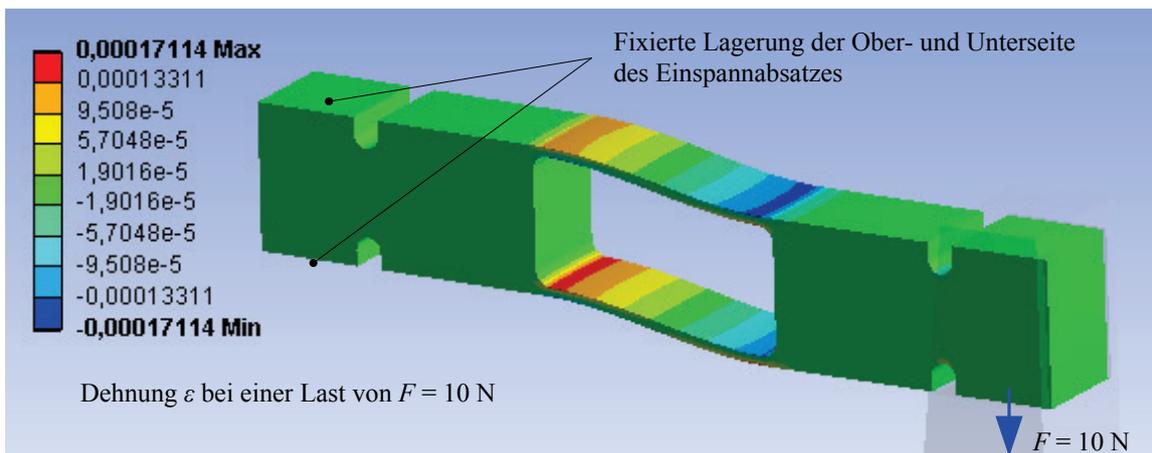


Abbildung 9-6: Dehnung des Federkörpers FK-3 aus Ilmasil PN bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$

Die maximale Dehnung stellt sich mit  $\varepsilon_{FK, \max} < 0,18 \cdot 10^{-3}$  bei einer Spannung von  $\sigma_{\max} < 14 \text{ N/mm}^2$  ein. Die erwartete Verformung ergibt sich zu  $v_{0, FK, B}(M = 1 \text{ kg}) \approx -62 \text{ }\mu\text{m}$ .

Bei linearem Werkstoffverhalten können daraus die zu erwartenden Werte für die Federkörper FK-3 aus Lithosil mit einem E-Modul von  $E_0 = 72000 \text{ N/mm}^2$  abgeschätzt werden. Die Verformung ergibt sich so zu  $v_{0, FK, B}(M = 1 \text{ kg}) \approx -65 \text{ }\mu\text{m}$ , die Dehnung zu  $\varepsilon_{FK, \max} < 0,19 \cdot 10^{-3}$  bei einer Spannung von ebenfalls  $\sigma_{FK, \max} < 14 \text{ N/mm}^2$ .

### 9.4.4 Typ FK-2-steif $l_H = 126,5 \text{ mm}$

Die Berechnung der Verformung des Federkörpers FK-2-steif ( $E_0 = 70000 \text{ N/mm}^2$ ) erfolgte ebenfalls mit der Randbedingung einer fixierten Lagerung der Ober- und Unterseite des Einspannabsatzes, siehe Abbildung 9-7. Die Einspannung wird somit als ideal steif angenommen. Der Ort der Krafteinleitung entspricht der Vorgabe der Konstruktion. Bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$  ergibt sich eine Verformung von  $v_{FK, B}(F = 10 \text{ N}) = -1971,4 \text{ nm}$ . Zur Ermittlung dieser wurde die Differenz der Verformungen an der jeweiligen Stelle des Mess- und Referenzstrahls

gebildet. Bei einer Last von  $F = 9,81 \text{ N}$  ( $M = 1 \text{ kg}$ ) resultiert folglich die erwartete spontane Verformung  $v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg}) = -1934 \text{ nm}$ .

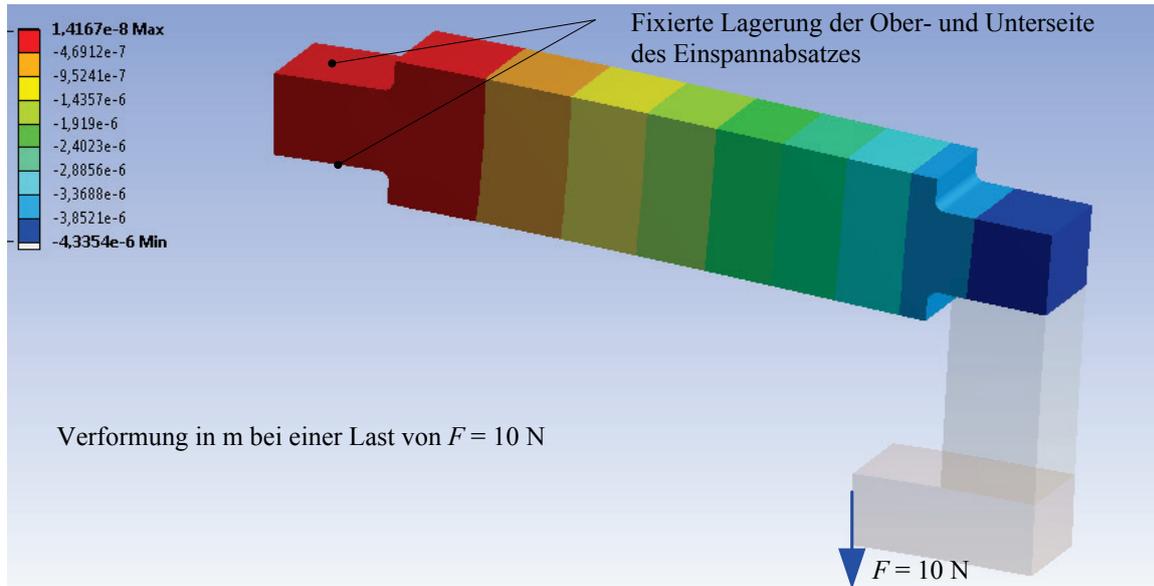


Abbildung 9-7: Verformung des Federkörpers FK-2-steif aus Aluminium AlMg3 bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$

#### 9.4.5 Typ FK-3-steif bei $l_H = 2,5 \text{ mm}$

Der Berechnung der Verformung von FK-3-steif aus Ilmasil PN ( $E_0 = 75000 \text{ N/mm}^2$ ) liegen die Randbedingungen einer ideal steif fixierten Lagerung der Ober- und Unterseite des Einspannabsatzes zu Grunde, siehe Abbildung 9-8. Die Einleitung der Kraft  $F = 10 \text{ N}$  erfolgt an der Stelle  $l_H = 2,5 \text{ mm}$ . Dabei ergibt sich eine Verformung von  $805,6 \text{ nm}$ . Bei der Last  $M = 1 \text{ kg}$  ( $F = 9,81 \text{ N}$ ) resultiert somit die erwartete spontane Verformung  $v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg}) = 790,3 \text{ nm}$ .

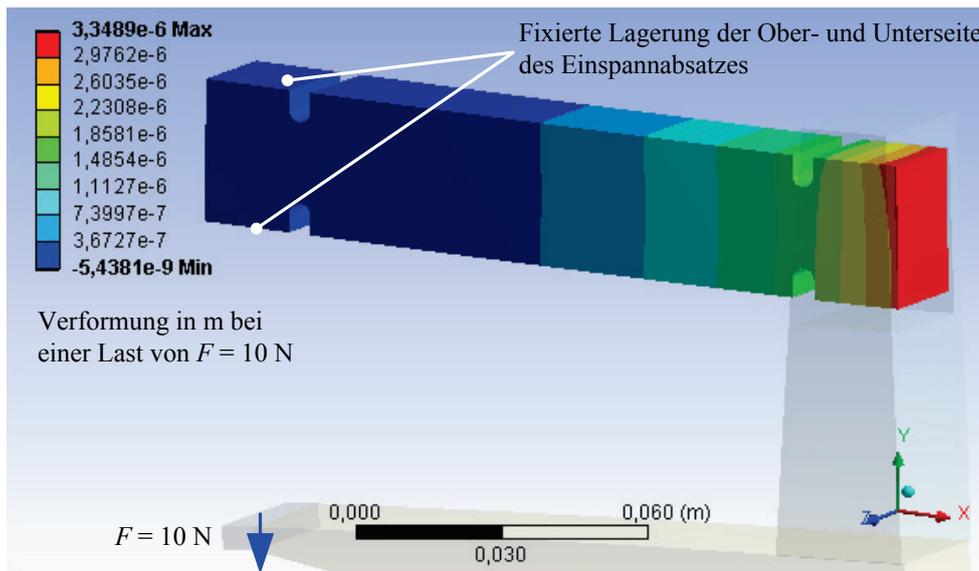


Abbildung 9-8: Verformung des Federkörpers FK-3-steif aus wärmebehandelten Ilmasil PN bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$  und einer Hebellänge  $l_H = 2,5 \text{ mm}$

Außerdem wurde die Verformung dieses Federkörpers bei den Lasten  $F = 0,5 \text{ N}$ ,  $F = 1 \text{ N}$ ,  $F = 2 \text{ N}$ ,  $F = 3 \text{ N}$  und  $F = 5 \text{ N}$  simuliert und daraus die Interpolationsabweichung der Kennlinie  $v_{FK}(F)$  nach Gleichung (9.5) berechnet. Diese schwankt in Abhängigkeit der Last um den Wert  $\pm 5 \cdot 10^{-3} \text{ nm}$  und wird deshalb als rechentechnische Grenze der Berechnungsmethode angesehen. Eine Linearitätsabweichung der Kennlinie  $v_{FK}(F)$  von FK-3-steif ist bei diesen Randbedingungen also nicht zu erwarten.

#### 9.4.6 Typ FK-2-steif bei $l_H = 2,5 \text{ mm}$

Der Vorgehensweise in Abschnitt 9.4.5 entsprechend, erfolgte die Berechnung der Verformung von Federkörper FK-2-steif aus Aluminium AlMg3 ( $E_0 = 70000 \text{ N/mm}^2$ ) bei der Last  $F = 10 \text{ N}$ , siehe Abbildung 9-9. Aus der ermittelten Verformung von  $814,8 \text{ nm}$  resultiert die erwartete Verformung zu  $v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg}) = 799,3 \text{ nm}$ . Eine Linearitätsabweichung ist auch hier nicht nachweisbar.

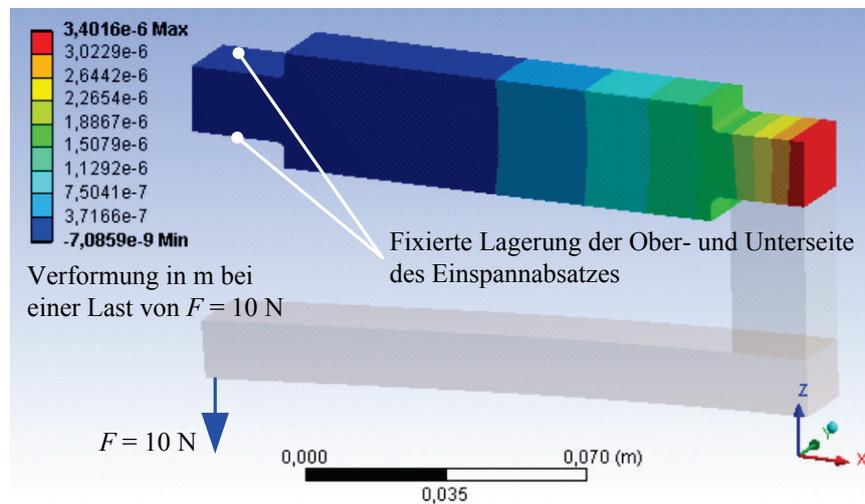


Abbildung 9-9: Verformung des Federkörpers FK-2-steif aus Aluminium AlMg3 bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$  und einer Hebellänge  $l_H = 2,5 \text{ mm}$

#### 9.4.7 Typ FK-1-steif

Auf Basis einer fixierten Lagerung der Unterseite des Federkörpers im Bereich der Einspannzone sowie einer Last von  $F = 10 \text{ N}$  wurde die Verformung von FK-1-steif aus Aluminium AW 2024 ( $E_0 = 75000 \text{ N/mm}^2$ ) zu  $277,3 \text{ nm}$  berechnet. Der Ort der Kräfteinleitung ist exakt unter den beiden Gewindebohrungen, die zur Befestigung des Federkörpers in der Einspannung dienen, platziert. Somit ergibt sich die erwartete Verformung zu  $v_{0,FK,B}(M = 1 \text{ kg}) = 272 \text{ nm}$ . Auch hier ist keine Linearitätsabweichung der Kennlinie  $v_0(F)$  zu erkennen.

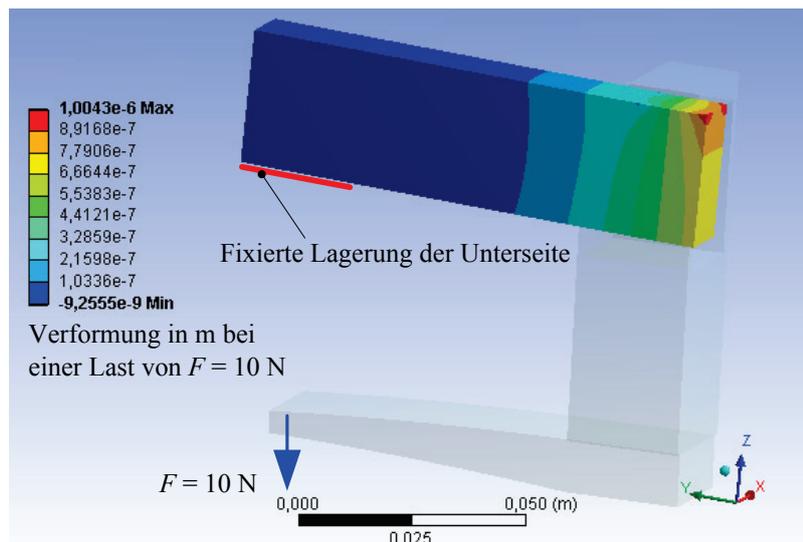


Abbildung 9-10: Verformung des Federkörpers FK-1-steif aus Aluminium AW 2024 bei einer Last von  $F = 10 \text{ N}$  und einer Hebellänge  $l_H = 2,5 \text{ mm}$

## 9.5 Temperaturuntersuchungen in der Klimakammer

Mit Messungen der Temperatur  $\vartheta$  und der relativen Feuchte  $\varphi$  konnte eine Langzeitstabilität dieser Parameter von  $\Delta\vartheta = \pm 10 \text{ mK}$  und  $\Delta\varphi = \pm 1 \%$  r.F. auch im Temperaturbereich von  $\vartheta \approx 5 \text{ °C}$  bestätigt werden, siehe Abbildung 9-11.

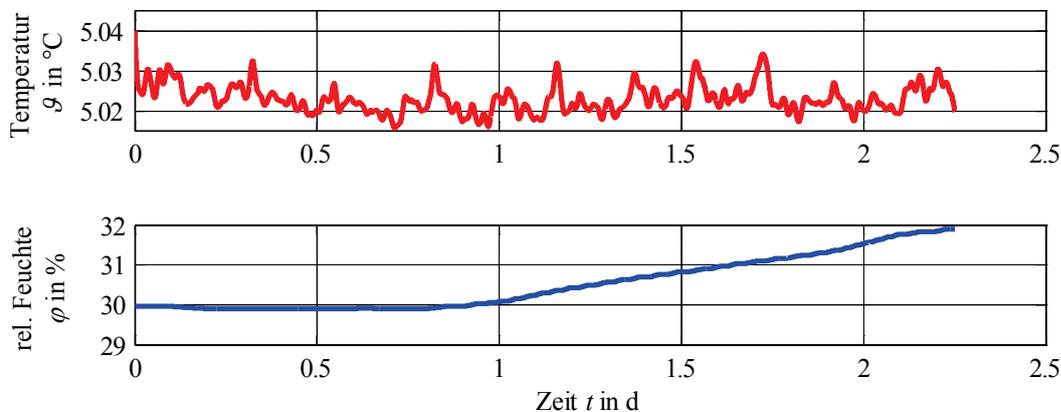


Abbildung 9-11: Temperatur- und Feuchtestabilität in der Klimakammer bei  $\vartheta \approx 5 \text{ °C}$ , gemessen an der Einspannung der Federkörper

## 9.6 Messung der Beiträge der Prüfeinrichtung zu den Kennwerten von FK-3 bei erhöhter Temperatur

### Spontane Verformung

Die gemessene spontane Verformung bei  $40 \text{ °C}$  beträgt  $v_{0, INT, B} = 879,5 \text{ nm}$  und ist damit  $11,6 \text{ nm}$  kleiner als bei  $20 \text{ °C}$ , vgl. Tabelle 6-1.

Mit dem  $TK(E_0) = 2,2 \cdot 10^{-4} / \text{K}$  des Quarzglas-Federkörpers und dessen bei  $20 \text{ °C}$  berechneter Verformung von  $v_{0, FK, B} = 790,3 \text{ nm}$  sollte sich jedoch nur eine Verkleinerung der spontanen Verformung  $v_{0, FK, B}$  von  $3,5 \text{ nm}$  einstellen.

Dies lässt vermuten, dass sich bei der erhöhten Temperatur auch der Beitrag der Prüfeinrichtung um 8,1 nm verkleinert hat. Für eine genauere Untersuchung dieses systematischen Beitrags wären Wiederholmessungen nach mehrmaligen Aus- und Einbau des Federkörpers in die Prüfeinrichtung nötig. Da die Änderung der gemessenen Verformung aber im definierten Unsicherheitsintervall von 20 nm liegt, wird im Folgenden der in Abschnitt 6.2.4 festgestellte Beitrag der Prüfeinrichtung auch für Temperaturen von  $\neq 20$  °C verwendet.

### Elastische Nachwirkungen

Auch bei  $\vartheta = 40$  °C liegen die Nachwirkungen sowohl bei Be- als auch bei Entlastung im Bereich von  $\pm 0,4$  nm, siehe Abbildung 9-12. Somit ergibt sich, wie auch bei der Temperatur von 20 °C, entsprechend der in Abschnitt 6.2.3 dargelegten Vorgehensweise ein Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung von  $U_{C_{PE}}(t < 1\text{h}) = 0,3$  nm. Der Startpunkt der ENW wurde entsprechend der Norm EN ISO 376 zum Zeitpunkt 1 s nach dem Lastwechsel gewählt.

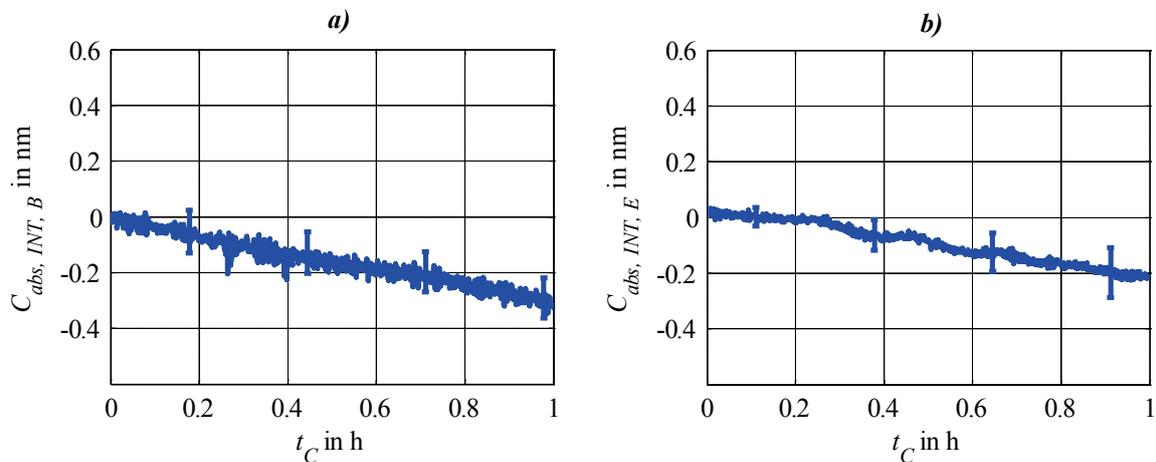


Abbildung 9-12: a): gemessene absolute ENW  $C_{abs,INT,B}$  bei Belastung; b): gemessene absolute ENW  $C_{abs,INT,E}$  bei Entlastung; ermittelt bei  $\vartheta = 40$  °C auf Basis von FK-3-steif bei Lastwechseln mit  $M = 1$  kg und einer Hebellänge von  $l_H = 2,5$  mm, der Startpunkt der ENW wurde ca. 1 s nach dem Lastwechsel gewählt

### Umkehrspanne

Die gemessene abs. Umkehrspanne beträgt  $|U_{S_{abs,INT}}| < 0,1$  nm, vgl. Abbildung 9-13. Damit kann, wie auch bei  $\vartheta = 20$  °C, der Unsicherheitsbeitrag der Prüfeinrichtung mit  $U_{U_{S_{abs,PE}}} = 0,2$  nm angegeben werden.

### Nullpunktabweichung

Die gemessene abs. Nullpunktabweichung ergibt sich zu  $f_{0,abs,INT} < 0,1$  nm (vgl. Messwert bei  $M = 0$  g in Abbildung 9-13) woraus ein Unsicherheitsbeitrag von  $U_{f_{0,abs,PE}} = 0,1$  nm resultiert.

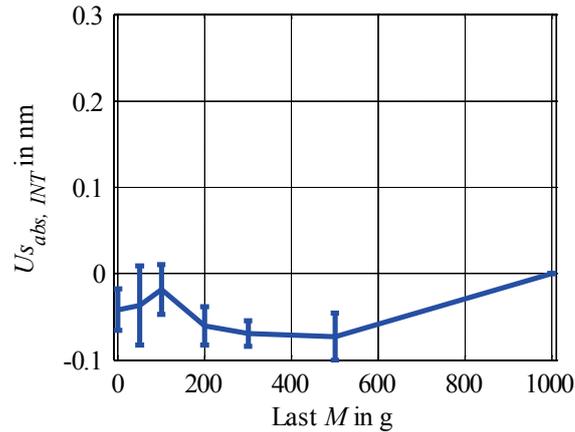


Abbildung 9-13: Auf Basis von FK-3-steif gemessene abs. Umkehrspanne  $U_{s, abs, INT}$  in Abhängigkeit der Last  $M$  bei einer Maximallast  $M_{max} = 1$  kg und einer Temperatur von  $\vartheta = 40$  °C mit Angabe der Standardabweichung

### Wiederholpräzision

Bei den Untersuchungen wurde eine abs. Wiederholpräzision von  $|b'_{abs, INT}| < 0,2$  nm gemessen, siehe Abbildung 9-14 a). Damit ergibt sich der entsprechende Unsicherheitsbeitrag zu 0,12 nm und wäre kleiner als bei 20 °C. Zur Vereinfachung wird auch hier eine Standardunsicherheit von  $U_{b'_{abs, PE}} = 0,3$  nm angenommen.

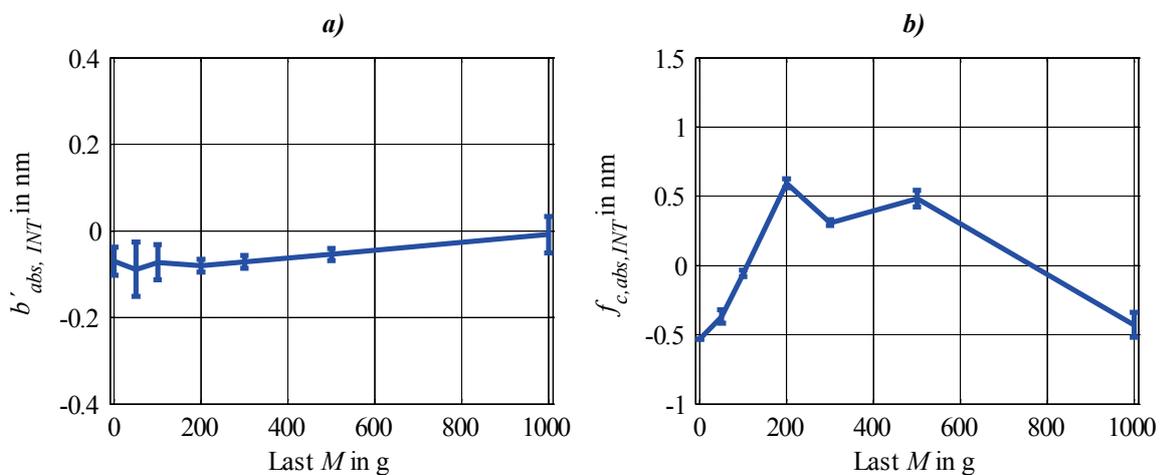


Abbildung 9-14: Auf Basis von FK-3-steif gemessene Kennwerte in Abhängigkeit der Last  $M$  bei einer Maximallast  $M_{max} = 1$  kg und einer Temperatur von  $\vartheta = 40$  °C mit Angabe der Standardabweichung: a): abs. Wiederholpräzision  $b'_{abs, INT}$ , b): abs. Interpolationsabweichung  $f_{c, abs}$

### Interpolationsabweichung

Die gemessene abs. Interpolationsabweichung von FK-3-steif liegt in den Grenzen  $\pm 0,6$  nm, vgl. Abbildung 9-14 b). Damit ergibt sich auch hier ein kleinerer Unsicherheitsbeitrag als bei der Temperatur 20 °C. Zur Vereinfachung soll der bei  $\vartheta = 20$  °C ermittelte Beitrag  $U_{f_{c, abs, PE}} = 0,8$  nm auch hier gelten.

## 9.7 Elastische Nachwirkungen der Federkörper bei Entlastung

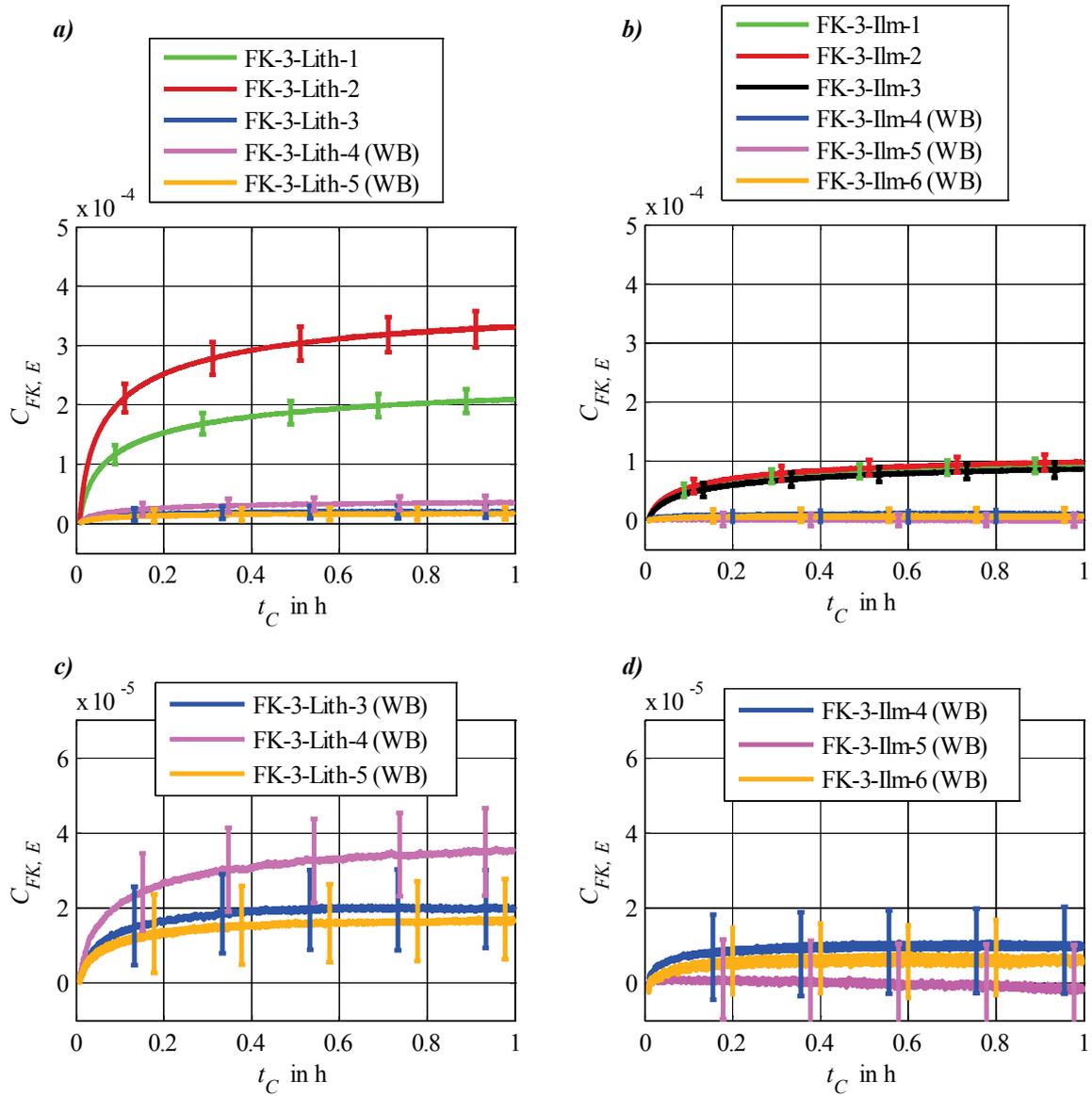


Abbildung 9-15: a): ENW  $C_{FK,E}$  der Federkörper aus Lithosil QT; b): ENW  $C_{FK,E}$  der Federkörper aus Ilmasil PN mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); c) und d): vergrößerte Darstellung der ENW der wärmebehandelten (WB) Federkörper

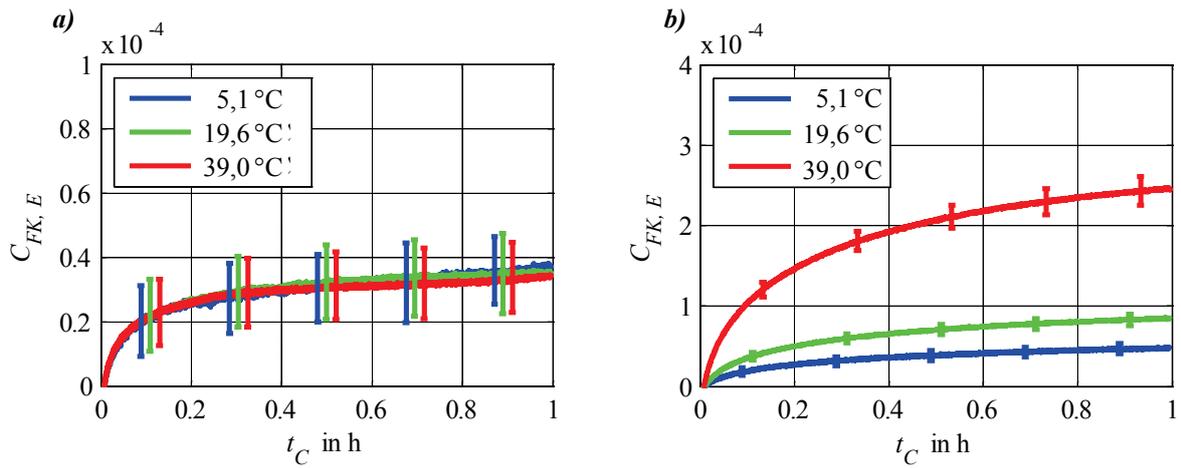


Abbildung 9-16: a): ENW  $C_{FK,E}$  von FK-3-Lith-4 (WB); b): ENW  $C_{FK,E}$  von FK-2-Alu-1 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ ); beim Vergleich der beiden Darstellungen Skalierung beachten

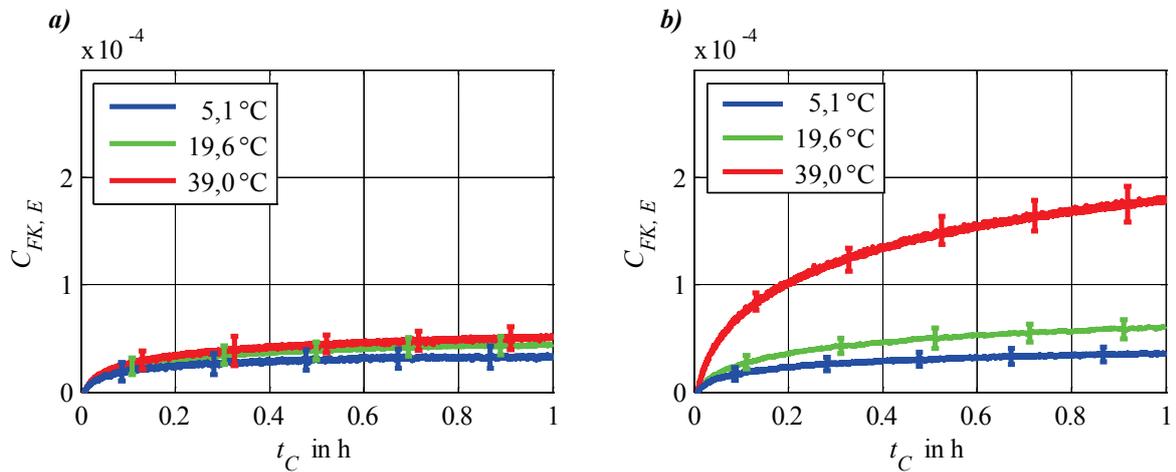


Abbildung 9-17: a): ENW  $C_{FK,E}$  von FK-1-Stahl-1; b): ENW  $C_{FK,E}$  von FK-1-Alu-1 mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ );

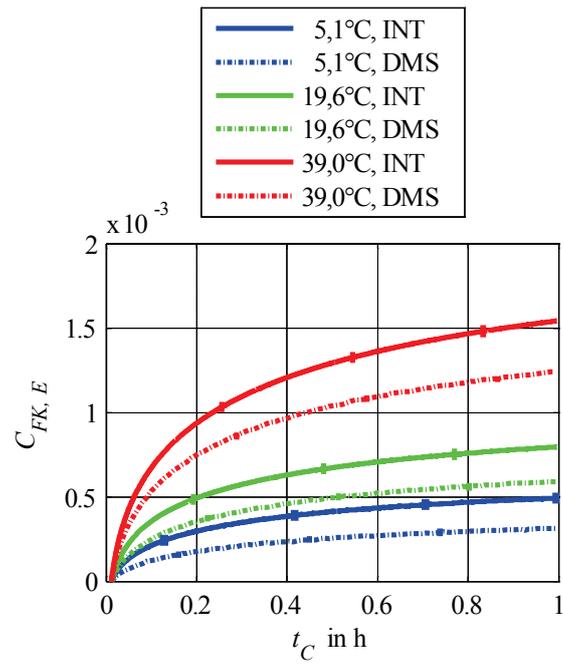


Abbildung 9-18: ENW  $C_{FK,E}$  von FK-1-Alu-2 gleichzeitig gemessen mit dem Interferometer (INT) und den DMS mit kombinierter Messunsicherheit ( $k = 2$ )

## Literatur

- [1] M. Kochsiek und M. Gläser, *Comprehensive Mass Metrology*, Berlin: Wiley-VCH Verlag Berlin GmbH, 2000.
- [2] R. Schwartz, „Teil B: Kraft, Masse, Drehmoment,“ in *Handbuch der Mess- und Automatisierungstechnik in der Produktion*, Berlin, Springer Verlag, 2006, pp. 55-92.
- [3] R. L. Hannah und S. E. Reed, *Strain Gage Users Handbook*, London: Elsevier Science Publishers LTD, 1992.
- [4] K. Hoffmann, *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnmeßstreifen*, Herausgeber: Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987.
- [5] A. L. Window, *Strain Gauge Technology*, London: Elsevier Science Publishers LTD, 1992.
- [6] G. Jäger, „Lichtwellenleitergekoppelte interferenzoptische Kraftsensoren und Wägesysteme,“ *Internationales wissenschaftliches Kolloquium, TH Ilmenau*, Bd. 33, Nr. 2, pp. 41-44, 1988.
- [7] H. Kortendiek, *Entwicklung und Erprobung von Modellen zur Kriech- und Hysterese-korrektur*, Dissertation, Düsseldorf: Fortschr.-Ber. VDI Reihe 8 Nr. 326, VDI-Verlag, 1993.
- [8] H. R. Tränkler, „Kraft, Drehmoment, Beschleunigung,“ in *Sensortechnik*, Berlin, Springer, 1998, pp. 395-478.
- [9] T. Yan, „Stiff Load Cell With High Overload Capability and Direct Frequency Out-put,“ *18th European Conference on Solid-State Sensors (Euroensors), 12-15th September, Rome*, pp. 442-443, 2004.
- [10] Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, Datenblatt N700DE, Nichtrostender Stahl 17-4 PH, 2011.
- [11] Sartorius Hamburg GmbH, Datenblatt PR 6246 Tension S-Type Load Cell: DS-PR6246-e.pdf, 2011.
- [12] R. Mikuta, *Untersuchungen an interferenzoptischen Kraftsensoren einschließlich der Korrektur elastischer Nachwirkungen*, Dissertation, TH Ilmenau, 1986.
- [13] W. Bernuth, *Entwicklung und Untersuchung von Verformungskörpern für interferentielle Kraftmeßwandler*, Dissertation, TH Ilmenau, 1983.
- [14] D. Baumgarten, *Bestimmung der elastischen Nachwirkung von metallischen und nicht-metallischen Federwerkstoffen im Kriechversuch*, Dissertation, TU Braunschweig, 1989.
- [15] EN ISO 376:2011, *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung der Kraftmessgeräte für die Prüfung von Prüfmaschinen mit einachsiger Beanspruchung (ISO 376:2011)*; Deutsche Fassung EN ISO 376:2011.
- [16] Vishay Precision Group, *Technische Information: DMS-Kriechen und Kriech-Kodierung*.
- [17] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Datenblatt DMS der Serie G: s1264\_54-57.pdf, 2011.
- [18] OIML R 60, *International Recommendation, Edition 2000 (E): Metrological regulation for load cells*.

- [19] DKD-R 3-3, Kalibrierung von Kraftmessgeräten, Ausgabe 03/2007.
- [20] VDI Richtlinie 2638, Kenngrößen für Kraftaufnehmer, Begriffe.
- [21] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Datenblatt U2B Kraftaufnehmer: b0389.pdf, 2011.
- [22] OIML R 76, International Recommendation, Edition 2006 (E): Non-automatic weighing instruments, Part 1: Metrological and technical requirements – Tests.
- [23] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Datenblatt PW4MC3 Plattform-Wägezellen: b2223.pdf, 2011.
- [24] S. Mäuselein, O. Mack, R. Schwarz und G. Jäger, „Investigations of new silicon load cells with thin-film strain gauges,“ *Proceedings of the XIX IMEKO World Congress, Portugal*, 2009.
- [25] S. Mäuselein, Untersuchungen an Silizium-Verformungskörpern für die Anwendung in der Präzisions-Kraftmess- und Wägetechnik, Dissertation, TU Ilmenau, 2009.
- [26] H. Blumenauer, Werkstoffprüfung, Leipzig: Deutscher Verlag für Gundstoffindustrie Stuttgart, 1994.
- [27] H. J. Bargel und G. Schulze, Werkstoffkunde, 7. Auflage, Berlin: Springer, 2000.
- [28] EN ISO 899-2, Kunststoffe - Bestimmung des Kriechverhaltens - Teil 2: Zeitstand-Zugversuch (ISO 899-2:2003); Deutsche Fassung EN ISO 899-2:2003.
- [29] DIN EN ISO 204, Metallische Werkstoffe - Einachsiger Zeitstandversuch unter Zugbeanspruchung - Prüfverfahren (ISO 204:2009); Deutsche Fassung EN ISO 204:2009.
- [30] F. Kohlrausch, „Experimental-Untersuchungen über die elastische Nachwirkung bei der Torsion, Ausdehnung und Biegung,“ *Annalen der Physik und Chemie*, Bd. 234, Nr. 7, pp. 337-375, 1876.
- [31] W. Brombacher, „Temperature Coefficient of the Elastic Moduli of Spring Materials Used in Instrument Design,“ *Rev. Sci. Instrum.*, Bd. 4, pp. 688-692, 1933.
- [32] The National Physical Laboratory (NPL), „Tables of Physical & Chemical Constants (16th edition 1995). 2.2.2 Elasticities and strengths. Kaye & Laby Online. Version 1.0 (2005),“ [Online]. Available: [www.kayelaby.npl.co.uk/general\\_physics/2\\_2/2\\_2\\_2.html](http://www.kayelaby.npl.co.uk/general_physics/2_2/2_2_2.html). [Zugriff am 29 10 2012].
- [33] W. Bergmann, Werkstofftechnik 1, 6. aktualisierte Auflage, München: Hanser, 2008.
- [34] W. Grellmann und S. Seidler, Kunststoffprüfung, München: Hanser, 2005.
- [35] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker, Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, 1. Auflage, Stuttgart: Teubner, 2003.
- [36] W. Retting, Mechanik der Kunststoffe, München: Hanser, 1991.
- [37] K. Lüders und R. O. Pohl, Pohls Einführung in die Physik, Band 1: Mechanik, Akustik und Wärmelehre, 20. Auflage, Berlin: Springer, 2009.
- [38] R. Houwink, Elastizität, Plastizität und Struktur der Materie, 2. Auflage, Dresden und Leipzig: Verlag von Theodor Steinkopff, 1957.
- [39] Heraeus Quarzglas GmbH & Co. KG, Datenblatt: Base Materials Heraeus Quarzglas, BaseMaterials\_Image\_EN.pdf, Kleinostheim, 2012.
- [40] Corning Incorporated, Datenblatt: ULE®, Corning Code 7972 Ultra Low Expansion Glass, Corning, 2012.

- [41] A. S. Argon, „Delayed Elasticity in Inorganic Glasses,“ *Journal of Applied Physics*, Bd. 39, Nr. 9, pp. 4080-4086, 1968.
- [42] T. J. M. Visser und J. M. Stevels, „A method to separate delayed elasticity from viscous flow specially allied to borate glasses,“ *Journal of Non-Crystalline Solids*, Bd. 7, Nr. 4, pp. 365-375, 1972.
- [43] J. B. Murgatroyd und R. F. R. Sykes, „The Delayed Elastic Effect in Silicate Glasses at Room Temperature,“ *Journal of the Society of Glass Technology*, Bd. XXXI, pp. 17-35, 1947.
- [44] W. Vogel, *Glaschemie*, 3. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 1992.
- [45] O. V. Mazurin und V. P. Klyuev, „Delayed-Elastic Deformation of Quartz Glasses,“ *Soviet Journal of Inorganic Materials*, Bd. 10, pp. 953-957, 1974.
- [46] W. Thomson (Lord Kelvin), „On the dynamical theory of heat,“ *Trans. Roy. Soc. Edinburgh*, Bd. 20, pp. 261-283, 1853.
- [47] L. Horváth, Experimentelle Untersuchungen der im Stahlbau typischen Bauteile mit Thermovision, Dissertation, TU Cottbus, 2002.
- [48] P. Stepanenko und L. P. Lebedev, „Thermoelasticity and the design of transducers,“ *Experimental Techniques*, Bd. 23, Nr. 5, pp. 33-37, 1999.
- [49] Schwarzwälder Metallhandel GmbH, Werkstoffdatenblatt EN AW 2024, datenblatt\_en\_aw\_2024.pdf, 2012.
- [50] H. Vogel, in *Gerthsen Physik*, 20. Auflage, Berlin, Springer Verlag, 1999, p. 234.
- [51] S. Purkayastha, M. Peleg und M. D. Normand, „Presentation of the creep curves of solid biological materials by a simplified mathematical version of the generalized Kelvin-Voigt model,“ *Rheologica Acta*, Bd. 23, pp. 556-563, 1984.
- [52] H. Giesekus, Phänomenologische Rheologie- Eine Einführung, Berlin: Springer, 1994.
- [53] C. Lomnitz, „Creep Measurements in Igneous Rocks,“ *The Journal of Geology*, Bd. 56, Nr. 5, pp. 473-479, 1956.
- [54] H. Frinken und E. Kappler, „Über die elastische Hysterese,“ *Naturwissenschaften*, Bd. 41, Nr. 20, pp. 472-473, 1954.
- [55] R. Döring, „Hysterese,“ *Forschung im Ingenieurwesen*, Bd. 14, Nr. 6, pp. 148-158, 1943.
- [56] S. Spinner, „Elastic Moduli of Glasses at Elevated Temperatures by a Dynamic Method,“ *Journal of The American Ceramic Society*, Bd. 39, Nr. 3, pp. 113-118, 1956.
- [57] BIPM, IEC, IFCC, IUPAC, IUPAP und OIML, Evaluation of measurement data — Guide to the expression of uncertainty in measurement, 2008.
- [58] H. J. Büchner und G. Jäger, „A novel plane mirror interferometer without using corner cube reflectors,“ *Meas. Sci. Technol.*, Bd. 17, p. 746-752, 2006.
- [59] SIOS Meßtechnik GmbH, Datenblatt: Miniaturinterferometer mit Planspiegelreflektor, SP\_D\_FOT-1.pdf, Ilmenau, 2003.
- [60] H. J. Büchner und G. Jäger, „Interferometer“. Deutschland Patent Aktenzeichen 05/06 im Paton TU Ilmenau, 14. 11. 2006.
- [61] E. Manske, Lichtwellenleitergekoppelte Miniaturinterferometer für die Präzisionsmesstechnik, Habilitation, Ilmenau, 2005.

- [62] I. Rahneberg, Untersuchungen zur Temperaturstabilität eines Interferometers vom Typ Köster, Projektarbeit, Ilmenau, 2006.
- [63] Y. C. Wang, Präzisionsprüfgerät für Nanomesstaster, Dissertation, TU Ilmenau, 2003.
- [64] J. Stone, S. D. Phillips und G. A. Mandolfo, „Corrections for Wavelength Variations in Precision Interferometric Displacement Measurements,“ *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, Bd. 10, Nr. 5, pp. 671-674, 1996.
- [65] B. Edlén, „The Refractive Index of Air,“ *Metrologica*, Bd. 2, Nr. 2, pp. 71-80, 1966.
- [66] DIN EN 60751, Industrielle Platin-Widerstandsthermometer und Platin-Temperatur-sensoren (IEC 60751:2008).
- [67] U. Gerhardt, Signalverarbeitung in der interferenzoptischen Meß- und Sensortechnik, Dissertation, Ilmenau, 1996.
- [68] P. Heydemann, „Determination and correction of quadrature fringe measurement errors in interferometers,“ *Appl. Opt.*, Bd. 20, Nr. 19, pp. 3382-3384, 1981.
- [69] G. Jäger, Lehrmaterial zur Vorlesung Fertigungs- und Lasermesstechnik, TU Ilmenau, 2004.
- [70] OIML R 111, International Recommendation, Edition 2004 (E): Weights of classes E1, E2, F1, F2, M1, M1-2, M2, M2-3 and M3, Part 1: Metrological and technical requirements, 2004.
- [71] Physikalisch-Technische-Bundesanstalt, „Schwereinformationssystem SIS,“ [Online]. Available: <http://www.ptb.de/cartoweb3/SISproject.php>. [Zugriff am 13 03 2012].
- [72] Sensirion AG, Datenblatt SHT1x: Datasheet-humidity-sensor-SHT1x.pdf, 2011.
- [73] F. Hilbrunner, Ein Beitrag zur Feuchtekompensation von Präzisionsmeßgeräten, Dissertation, Ilmenau, 2005.
- [74] Schott Lithotec, Datenblatt Lithosil Synthetic Fused Silica, 2009.
- [75] Qsil GmbH Quarzschmelze Ilmenau, Datenblatt Materialspezifikation Quarzglas Ilmasil PN Version S-101-01-PN, 2011.
- [76] Weiss Umwelttechnik GmbH. [Online]. Available: [www.wut.com](http://www.wut.com). [Zugriff am 02 08 2010].
- [77] Feutron Klimasimulation GmbH. [Online]. Available: [www.feutron.de](http://www.feutron.de). [Zugriff am 02 08 2010].
- [78] JULABO Labortechnik GmbH, Datenblatt FP50-HL Kälte-Umwälzthermostat, 2010.
- [79] D. R. Askeland, Materialwissenschaften, Spektrum, Akademischer Verlag, 1996.
- [80] S. Spinner und G. W. Cleek, „Temperature Dependence of Young's Modulus of Vitreous Germania and Silica,“ *Journal of Applied Physics*, Bd. 31, Nr. 8, pp. 1407-1410, 1960.
- [81] R. L. Parc, C. Levelut, J. Pelous, V. Martinez und B. Champagnon, „Influence of fictive temperature and composition of silica glass on anomalous elastic behaviour,“ *J. Phys.: Condens. Matter*, Bd. 18, pp. 7507-7527, 2006.
- [82] O. L. Anderson und G. J. Dienes, *Non Crystalline Solids ed V D Frechette (New York: Wiley)*, p. 449, 1958.
- [83] Schott AG, Datenblatt Zerodur "zerodur\_katalog\_deutsch\_2004.pdf", Mainz, 2004.
- [84] J. T. Krause und C. R. Kurkjian, „Vibrational Anomalies in Inorganic Glass Formers,“ *Journal of The American Ceramic Society*, Bd. 51, Nr. 4, pp. 226-227, 1968.