

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
Lehrstuhl für Leichtbau

**Methoden zur Charakterisierung des
thermoelastischen Verhaltens dimensionsstabiler
CFK-Werkstoffe bei einer hohen Zahl von
Temperaturzyklen**

Matthias Horst Friemel

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen
Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: apl. Prof. Dr.-Ing. Christian Breitsamter

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Baier
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Hajek

Die Dissertation wurde am 30.08.2016 bei der Technischen Universität München ein-
gereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 16.02.2017 angenommen.

Diese Arbeit widme ich meiner Familie.

Danksagung

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst Baier, der mich während meiner Zeit am Lehrstuhl stets mit interessanten Anregungen und Fragestellungen unterstützt hat. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Breitsamter und Herrn Prof. Dr.-Ing. Manfred Hajek bedanke ich mich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und die Übernahme des Zweitgutachtens.

Meinen Kollegen am Lehrstuhl für Leichtbau möchte ich für die freundschaftliche Zusammenarbeit und ihre Hilfsbereitschaft bei der Umsetzung gemeinsamer Projekte danken. Besonderer Dank ergeht hierbei an Herrn Dr.-Ing. Leri Datashvili, Herrn Dr.-Ing. Max Wedekind und Herrn Stephan Ender für ihre Unterstützung und die vielen konstruktiven Diskussionen. Danken möchte ich auch insbesondere Herrn Dr.-Ing. Gunar Reinicke und Herrn Nikoloz Maghaldadze für die Übernahme des Lektorats.

Besonders hervorheben möchte ich an dieser Stelle die tatkräftige Unterstützung der Mitarbeiter der LLB-Werkstatt. Mit ihrer Hilfe konnten zahlreiche Testreihen und Experimente vorbereitet und durchgeführt werden, wofür ich mich herzlich bedanke.

Besonderer Dank gilt meiner Familie, insbesondere meiner Frau Angelika, ohne deren Unterstützung diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre.

Hallbergmoos, März 2017

Matthias Friemel

Kurzfassung

Verbundwerkstoffe akkumulieren im Bereich der Luft- und Raumfahrt über ihre Lebensdauer eine hohe Zahl thermisch-zyklischer Lastwechsel. Insbesondere bei Raumfahrtanwendungen mit geostationären Umlaufbahnen können in Abhängigkeit von der Missionsdauer Temperaturextrema zwischen -190°C und $+160^{\circ}\text{C}$ mit mehreren tausend Lastwechseln auftreten. Die Kombination aus hoher Zyklenzahl und gleichzeitig hohen Temperaturamplituden führt zur Entstehung von Mikrorissen im Bereich der Matrix der betrachteten Verbundwerkstoffe. Insbesondere in Bereichen mit geringem Faservolumenanteil können erste Mikrorisse nach einigen hundert Zyklen nachgewiesen werden. Bei fortschreitender zyklischer Belastung entstehen auch in Bereichen mit hohem Faservolumenanteil Mikrorisse und bereits bestehende Risse wachsen weiter. Die fortschreitende Rissbildung führt zu einer Degradation der in hohem Maße matrixbeeinflussten Materialkennwerte. Die an repräsentativen CFK-Materialien durchgeführten Untersuchungen zeigen Änderungen des Wärmedehnungskoeffizienten sowie der interlaminaren Scherfestigkeit von bis zu 30 Prozent.

Aktuelle Qualifikationsprozesse betrachten lediglich die Auswirkungen einiger weniger Temperaturzyklen, so dass die beschriebenen Effekte weitgehend außer Acht gelassen werden. Zur genaueren Untersuchung der Auswirkungen einer hohen Zahl thermisch-zyklischer Lastwechsel auf die Materialkennwerte von Verbundwerkstoffen werden daher Verfahren entwickelt, mit denen eine hochpräzise Untersuchung der Effekte thermisch-zyklischer Lastwechsel im Labor ermöglicht wird. Hierzu werden verschiedene Messverfahren betrachtet, aus denen Messaufbauten zur Bestimmung thermoelastischer Effekte auf Ebene komplexer Probekörper bis hin zu großen Bauteilen und Gesamtstrukturen mit Abmessungen von mehreren Metern entwickelt werden.

Zur Untersuchung des thermoelastischen Verhaltens komplexer Materialkombinationen wird ein Messsystem entwickelt, das auf einem Planspiegel-Laserinterferometer und einer Thermalvakuumkammer basiert und mit dem Längenänderungen im Bereich einiger Nanometer detektiert werden können. Für kleinere Bauteile und Probekörper mit Abmessungen bis zu $600 \times 600\text{mm}^2$ wird eine Kombination aus einem Stereokorrelationsmesssystem, einer Thermographiekamera und einem auf Rayleigh-Rückstreuung basierendem faseroptischen Messsystem verwendet. Für Bauteile und Gesamtstrukturen mit Abmessungen von mehreren Metern wird ein Photogrammetriesystem mit einer Thermographiekamera kombiniert. Die für die thermoelastischen Untersuchungen benötigte thermische Anregung wird für die beiden letztgenannten Systeme mithilfe von Halogen- beziehungsweise Infrarotstrahlern realisiert.

Die Funktionalität der verschiedenen Messsysteme, das Vorgehen für die Messung und die Auswertung sowie die erzielbaren Messauflösungen werden für verschiedene Materialien und Strukturen anhand konkreter Beispiele aus dem Bereich der Luft- und Raumfahrt diskutiert. Anschließend werden die Ergebnisse gegenübergestellt und mögliche Verbesserungen und Weiterentwicklungen aufgezeigt.

Abstract

Throughout their lifetime fibre reinforced structures for aerospace applications are accumulating high numbers of thermal load cycles. Especially in space applications with geostationary orbits thousands of load cycles with extreme temperatures of -190°C and $+160^{\circ}\text{C}$ may occur subject to the mission duration. The combination of a high number of load cycles and extreme temperature amplitudes causes the formation of microcracks within the composites matrix system, with the first cracks forming in areas with low fibre volume fraction within some hundred cycles. Continuing cyclic loading causes microcracks also in areas with high fiber volume fraction and growth of the existing microcracks. The continuing crack formation degrades the material properties that are particularly influenced by the matrix system. Tests with representative CFRP materials have shown changes of the coefficient of thermal expansion and the interlaminar shear strength of up to 30 percent for the tested materials.

Current qualification processes only investigate the influence of a few thermal loadcycles, mostly omitting the described effects. Therefore, test methods suitable for laboratory conditions and capable of high precision measurements of the effects of a high number of thermal cyclic loads on composites are investigated. Different measurement methods are investigated and measurement systems capable of detecting thermoelastic deformations from specimen to demonstrator level with measures of several meters are developed.

For the investigation of the thermo-elastic behaviour of complex material combinations a measurement system based on a laser-interferometer with plane mirror reflectors and a thermal vacuum chamber is developed, that is capable of measuring length changes with nanometer accuracy. For smaller parts and specimen (up to $600 \times 600\text{mm}^2$) a deformation measurement system utilizing digital image correlation and a thermal imaging system is used in combination with a fibre optical measurement system based on Rayleigh backscattering. The behaviour of structures with measures of several meters can be assessed by combining a photogrammetry system and thermal imaging. The thermal excitation for the latter measurement systems is provided using halogen or infrared lamps.

The functionality of the individual measurement systems, the procedure for the measurements, post-processing and the achievable measurement accuracies are demonstrated for different materials and structures using examples from aerospace applications. The results are discussed and possible improvements and developments are identified.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen und Indizes	v
Abbildungsverzeichnis	xi
Tabellenverzeichnis	xviii
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung und Motivation	1
1.2 Zielsetzung	5
1.3 Gliederung der Arbeit	6
2 Stand der Wissenschaft und Technik	9
2.1 Mechanische Eigenschaften typischer Faser- und Matrixwerkstoffe für Raumfahrtanwendungen	9
2.2 Auslegung faserverstärkter Kunststoffe unter dem Aspekt vieler Tem- peraturzyklen	11
2.2.1 Mechanische und thermische Eigenschaften von CFK-Laminaten	11
2.2.2 Thermisch-zyklische Lasten und deren Effekt auf CFK-Lamine	16
2.3 Begriffsdefinitionen zu thermooptischen Eigenschaften und Wärme- transport	19
2.3.1 Optische Eigenschaften eines Körpers	19
2.3.2 Wärmestrahlungseigenschaften und Wärmeübertragung	20
3 Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen zyklischer Tempera- turlasten auf die mechanischen Kennwerte von Gewebelaminaten	25
3.1 Vorrichtung zum automatisierten Aufbringen thermisch-zyklischer Las- ten	25
3.1.1 Funktionsweise und Aufbau	26
3.1.2 Einfluss der Verfahrensgeschwindigkeit auf die Belastung der zy- klierten Proben	27
3.2 Untersuchung der Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf Ge- webelamine	29
3.2.1 Auswirkungen auf Gewebelamine mit pechbasierten Koh- lenstofffasern	31
3.2.2 Auswirkungen von Temperaturzyklen auf Beschichtungen von CFK-Laminaten	38

3.2.3	Auswirkungen der Temperaturzyklen auf Sandwichstrukturen mit CFK-Deckschichten und CFK-Kern	39
3.2.4	Auswirkungen der Temperaturzyklen auf die Materialkennwerte kohlenstofffaserverstärkter Silikonlamine	41
3.3	Zusammenfassung	46
4	Auswahl geeigneter Messverfahren zur Entwicklung hochpräziser thermoelastischer Deformationsmesssysteme	49
4.1	Übersicht verfügbarer Messverfahren für hochpräzise Verformungsmessungen	49
4.1.1	Klasseneinteilung der Messverfahren	49
4.1.2	Taktile Messverfahren	50
4.1.3	Initial-taktile Verfahren	53
4.1.4	Berührunglose Verfahren	56
4.2	Bewertung und Selektion der Messverfahren für die thermoelastischen Verformungsmessungen	65
4.2.1	Auswahl des Temperaturmessverfahrens	65
4.2.2	Auswahl der Verfahren für die Dehnungs- und Verformungsmessung	66
5	Untersuchung der Anpassbarkeit und Messgenauigkeit der ausgewählten Messsysteme	71
5.1	Thermographie	71
5.2	Faseroptisches Messsystem auf Basis der Rayleigh-Rückstreuung	72
5.3	Dreistrahl-Planspiegel-Laserinterferometer	81
5.4	Bildgebende Messverfahren	84
5.4.1	Stereokorrelationsmessung	84
5.4.2	Photogrammetrie	90
5.4.3	Einflüsse auf die Abbildungsgenauigkeit digitaler Kamerasysteme	98
5.5	Zusammenfassung	101
6	Laserinterferometrisches Messsystem zur hochpräzisen Bestimmung thermoelastischer Verformungen komplexer Prüfkörper	103
6.1	Aufbau des Messsystems	104
6.2	Ablauf einer Messung an komplexen Prüfkörpern und Auswertung der Messdaten	107
6.3	Vorstellung ausgewählter Messaufgaben	110
6.3.1	Verwendung einer Zerodur-Probe der Klasse 0 zur Kalibration und Verifikation des Messsystems	110
6.3.2	CTE-Messung an C/SiC Rohrstreben für die Bepi Colombo High Temperature High Gain Antenne	113
6.4	Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen	114

7 Hochpräzise thermoelastische Deformationsmessung an Proben und kleinen Bauteilen	117
7.1 Komponenten des Messsystems	117
7.2 Ablauf einer thermoelastischen Deformationsmessung an Proben und kleinen Bauteilen	120
7.3 Vorstellung ausgewählter Problemstellungen und Diskussion der Messergebnisse	122
7.3.1 Verifikationsmessungen für das faseroptische Messsystem an einer Aluminiumplatte	122
7.3.2 Untersuchung des thermoelastischen Verhaltens einer CFK-Platte mit integriertem faseroptischen Sensor	126
7.4 Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen	129
8 Hochpräzise thermoelastische Verformungsmessung an großen Bauteilen und Gesamtsystemen	131
8.1 Aufbau des Messsystems für große Bauteile und Strukturen	131
8.2 Ablauf und Auswertung einer Messung	133
8.3 Entwicklung von Targets für die Messung von CFRS-Membranen unter Thermal-Vakuumbedingungen	135
8.3.1 Einsatz des CFRS-Matrixwerkstoffes Elastosil S 690 als Targetwerkstoff	137
8.3.2 FEM-Analyse der Auswirkung von Silikontargets auf Triax-CFRS-Membranwerkstoffe	142
8.4 Vorstellung ausgewählter Problemstellungen	144
8.4.1 Thermoelastische Deformationsmessung an einem CFK-Antennenreflektor	145
8.4.2 Thermoelastische Verformungsmessungen an CFRS-Membran-Antennenreflektoren verschiedener Größen	148
8.5 Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen	157
9 Zusammenfassung und Ausblick	159
Literaturverzeichnis	163
Appendix	179
A.1 Auswirkung thermisch zyklischer Lasten auf die Bildung von Mikrorissen in verschiedenen Faserverbundwerkstoffen	179
A.2 Herstellung wiederverwendbarer Photogrammetrietargets aus Elastosil S 690	184

Abkürzungen und Indizes

Abkürzungen

<i>AOI</i>	Area of Interest (engl. Bezeichnung für relevanter Bereich)
<i>C/SiC</i>	Kohlenstofffaserverstärktes Siliziumcarbid
<i>CFK</i>	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
<i>CFRS</i>	Carbonfibre reinforced silicone (engl. Bezeichnung für kohlenstofffaserverstärkte Silikone)
<i>CLT</i>	Classical Laminat Theory (engl. Bezeichnung für klassische Laminattheorie)
<i>CTE</i>	Coeffizient of Thermal Expansion (engl. Bezeichnung für Wärmeausdehnungskoeffizient)
<i>DIN</i>	Deutsche Industrie Norm
<i>DMS</i>	Dehnmessstreifen
<i>DOF</i>	Degree of Freedom (engl. Bezeichnung für Freiheitsgrad)
<i>DUT</i>	Distance Under Test (engl. Bezeichnung für ausgewerteter Abschnitt des FOS)
<i>ECSS</i>	European Cooperation for Space Standardization
<i>ESPI</i>	Electronic-Speckle-Pattern-Interferometry (engl. Bezeichnung für auf Specklemustern basierende Interferometrie)
<i>FEM</i>	Finite Elemente Methode
<i>FOV</i>	Field of view (engl. Bezeichnung für das Sichtfeld einer Kamera)
<i>FVW</i>	Faser-Verbund-Werkstoff
<i>GFK</i>	Glasfaserverstärkter Kunststoff
<i>H2KAR</i>	In-Orbit Verifikation hochstabiler Bauweisen für Ka-Band Reflektoren und Antennen
<i>HF</i>	Hochfrequenz
<i>HISST</i>	Höchst innovative Satkom-Strukturen mit erhöhten thermischen und elektromagnetischen Eigenschaften
<i>HM</i>	High Modulus
<i>HT</i>	High Tensile Strength
<i>IM</i>	Intermediate Modulus
<i>IR</i>	Infrarot

<i>LABUM</i>	Large Apertures Based on Ultrastable Membranes
<i>LSS</i>	Large Solar Simulator
<i>MCT</i>	Mercury Cadmium Telluride Sensor (engl. Bezeichnung für Quecksilber-Cadmium-Tellurid Sensor)
<i>ODiSI</i>	Optical Distibuted Sensor Interrogator
<i>PAN</i>	Polyacrylnitril
<i>PC</i>	Personal Computer (engl. Bezeichnung für Arbeitsplatzrechner)
<i>REM</i>	Rasterelektronenmikroskop(ie)
<i>SHM</i>	Structural Health Monitoring (engl. Bezeichnung für strukturelle Zustandsüberwachung)
<i>SHT</i>	Super High Tensile Strength
<i>SWI</i>	Swept-Wavelength-Interferometer
<i>TED</i>	Thermoelastische Deformation
<i>TLS</i>	Tunable Light Source (engl. Bezeichnung für durchstimmbare Laserlichtquelle)
<i>TV</i>	Thermalvakuum
<i>UD</i>	Unidirektional
<i>UHM</i>	Ultra High Modulus

Lateinische Formelzeichen

a	Reiterabstand
a_{th}	Temperaturleitfähigkeit
a_T	Wärmedehnungskoeffizient (siehe CTE)
A	Fläche
A_{ij}	Einträge der Scheiben-Steifigkeitsmatrix ($i, j = 1, 2, 3$)
b_{Pixel}	Pixelbreite
b_{TS}	maximale Breite des Tiefenschärfebereichs des Stereokorrelationssystems
B_{ij}	Einträge der Koppel-Steifigkeitsmatrix ($i, j = 1, 2, 3$)
c_0	Vakuumlichtgeschwindigkeit
c_{Ph}	Lichtgeschwindigkeit in einem Medium
c_{th}	spezifische Wärmekapazität
d	Dingweite
d_h	Abstand hinter der fokussierten Dingweite, in dem noch scharf abgebildet wird
d_v	Abstand vor der fokussierten Dingweite, in dem noch scharf abgebildet wird
D_{ij}	Einträge der Platten-Steifigkeitsmatrix ($i, j = 1, 2, 3$)
e	elektronischer Interpolationsfaktor des Interferometers
E_{edge}	Edge Error (engl. Bezeichnung für den Bereich des faseroptischen Sensors, in dem die Dehnungsbestimmung fehlerhaft ist)
E_i	Elastizitätsmodul ($i = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
E_{th}	Strahlungsaustauschgrad
f	Frequenz
f_{max}	Maximalfrequenz
f_{min}	Minimalfrequenz
F	wirkende äußere Kraft
F_{rel}	relative Luftfeuchte
g	Erdbeschleunigung
G_{ij}	Schubmodul ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
Gr	Grashofzahl
h_{Pixel}	Pixelhöhe
i_I	Interferometerfaktor
I	Intensität des Lichts
I'	Intensität des auf den Sensor treffenden Lichts
K	Kompressionsmodul

K_ε	Korrekturfaktor für die von einem faseroptischen Sensor bestimmte Dehnung
K_T	Korrekturfaktor für die von einem faseroptischen Sensor bestimmte Temperatur
l	Länge
l_0	Ausgangslänge
m	Maßstabfaktor für die Transformation aus dem Objektkoordinatensystem in das globale Koordinatensystem
M_b	Biegemoment
M_S	spezifische Ausstrahlung eines Körpers
n	optische Brechzahl eines Mediums
Nu	Nußeltzahl
p	Luftdruck
pY	y-Parallaxe des Objektraums
Pr	Prandtlzahl
Q	Wärmemenge (in der Thermodynamik auch als Wärme bezeichnet)
Q_{ij}	Einträge der reduzierten Steifigkeitsmatrix ($i, j = 1, 2, 3$)
\overline{Q}_{ij}	Einträge der globalen Steifigkeitsmatrix ($i, j = 1, 2, 3$)
\dot{Q}	Wärmestrom
r_{ij}	Komponenten der Drehmatrix mit ($i, j = 1, 2, 3$)
R	Drehmatrix aus dem Objektkoordinatensystem in das globale Koordinatensystem
Ra	Rayleighzahl
s	Abstand
s_q	Wegquantisierungseinheit des Interferometers
t	Zeitvariable bzw. Zeit
t_{TS}	Tiefenschärfe
T	Temperatur
T_{Cure}	Aushärtetemperatur
T_G	Glasübergangstemperatur
$U_{J\nu}$	reflektiertes Spektrum
V_x	Volumenanteil (mit $x = F, M$)
x	Erste Raumkoordinate
y	Zweite Raumkoordinate
z	Dritte Raumkoordinate
z_{TS}	maximale Tiefenausdehnung des Tiefenschärfebereichs des Stereokorrelationssystems

Griechische Formelzeichen

α_{Kamera}	Anstellwinkel der beiden Kameras des Stereokorrelationssystems
$\alpha_{T,i}$	Wärmedehnungskoeffizient ($i = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
β'	Abbildungsmaßstab
β_T	thermischer Raumausdehnungskoeffizient
γ_{ij}	Schubwinkel ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
δ	Phasenwinkel
$\Delta\nu_j$	Frequenzverschiebung des reflektierten Spektrums
ΔT	Temperaturunterschied
ΔT_{max}	maximaler Temperaturunterschied
ΔT_{min}	minimaler Temperaturunterschied
Δ_s	Länge des Messstrahls des Interferometers
ϵ_{ij}	Dehnung ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
ϵ_{th}	Emissivitätskoeffizient, thermischer Emissionsgrad
ζ	Drehwinkel um die z-Achse des Objektkoordinatensystems
η	Drehwinkel um die y-Achse des Objektkoordinatensystems
θ	Winkel relativ zur neutralen Achse, unter dem ein Lichtstrahl die Faser durchläuft
θ_a	Winkel relativ zur neutralen Achse, unter dem ein Lichtstrahl in die Faser eintritt
θ_c	kritischer Winkel relativ zur neutralen Achse, über dem ein Lichtstrahl aus der Faser austritt
κ_i	Krümmung ($i = x, y, xy$)
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit
λ_{Trafo}	Maßstabfaktor für die Bildkoordinatentransformation
μ_{Trafo}	Maßstabfaktor für die Bildkoordinatentransformation
ν_{ij}	Poisson Zahl, Querkontraktionszahl ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
ξ	Drehwinkel um die x-Achse des Objektkoordinatensystems
ρ	Dichte
ρ_{th}	Reflexionskoeffizient, thermischer Reflexionsgrad
σ_B	Stefan-Boltzmann-Konstante ($5,6705 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$)
σ_{ij}	Normalspannung, Spannung ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
σ_{max}	Bruchspannung
$\sigma_{r,rel}$	relative prozentuale Restdruckfestigkeit
$\sigma_{zul.}$	zulässige Normalspannung, zulässige Spannung
σ_x	Spannung in Hauptachsenrichtung x
τ_{ij}	Schubspannung ($i, j = 1, 2, 3$ bzw. x, y, z)
τ_{th}	Transmissionskoeffizient, thermischer Transmissionsgrad

$\tau_{zul.}$	zulässige Schubspannung
Φ	Strahlungsfluss
ω	Kreisfrequenz

Abbildungsverzeichnis

1.1	Rissbildung in der Aluminiumbeschichtung thermisch zyklierter CFK-Proben nach bis zu 1400 Zyklen.	3
1.2	Reflexionsverluste (S11) der Proben aus Abbildung 1.1 [61].	3
1.3	HISST2-Demonstrator vor dem TV-Zyklus und LABUM-Demonstrator vor der thermoelastischen Verformungsmessung im Large Solar Simulator.	4
2.1	Schematischer Aufbau einer unidirektionalen Einzelschicht (links) und eines Kreuzverbundes (rechts) mit Angabe der Hauptachsen und dem Transformationswinkel aus dem Hauptachsensystem der UD-Schicht in das Hauptachsensystem des Verbunds.	12
2.2	Links: Normalspannungen in Faserlängsrichtung bei Abkühlung des Laminats auf $-190^{\circ}C$. Rechts: Auswirkungen der Abkühlung auf Faser und Matrix am Beispiel eines Schliffbilds eines Gewebelaminats.	17
3.1	Thermallift zum Aufbringen einer hohen Zahl thermischer Lastzyklen. Links: Gesamtaufbau mit beiden Thermalkammern, Korb und Linearantrieb. Mitte: Abmessungen des Transportkorbs für die Proben. Rechts: Detailaufnahmen der Probenhalterungen.	26
3.2	Regelung des Thermallifts im Betriebsmodus Temperatursteuerung.	28
3.3	Einfluss der Verfahrgeschwindigkeit des Transportkorbs auf die Temperaturänderungsrate der Proben.	29
3.4	Ergebnisse der Materialkennwertermittlung an zwei Laminattypen im unzyklierten Zustand und nach 100 Temperaturzyklen (T-A: YSH70-Faser mit LTM123-Matrix, T-B: YSH50-Faser mit LY556-Matrix).	32
3.5	Entwicklung der CTE-Werte über die Zahl der aufgebrauchten Temperaturzyklen für die beiden Materialvarianten T-A (YSH70-Faser mit LTM123-Matrix) und T-B (YSH50-Faser mit LY556-Matrix).	33
3.6	Entwicklung der maximal ertragbaren interlaminaren Scherspannung über die Zahl der aufgebrauchten Temperaturzyklen für die beiden Materialvarianten T-A (YSH70-Faser mit LTM123-Matrix) und T-B (YSH50-Faser mit LY556-Matrix).	33
3.7	Schliffbilder einer Probe im unzyklierten Ausgangszustand.	35
3.8	Schliffbilder einer Probe nach 100 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$	35
3.9	Schliffbilder einer Probe nach 500 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$	36

3.10	Schliffbilder einer Probe nach 1000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$. . .	36
3.11	Schliffbilder einer Probe nach 2000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$. . .	37
3.12	Schliffbilder einer Probe nach 3000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$. . .	37
3.13	REM-Aufnahmen von Proben mit einer Aluminium-Plasil-Beschichtung im Ausgangszustand und nach 10 bzw. 1400 Temperaturzyklen. . . .	38
3.14	Zugfestigkeit der Verklebung zwischen Sandwich-Deckschicht und dem als Kern verwendeten CCore im unzyklierten Zustand und nach 100 Zyklen.	40
3.15	Schliffbilder einer Sandwichprobe. Links vor und rechts nach dem Tempern.	40
3.16	Schliffbilder einer Sandwichprobe nach 100 Thermalzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$. . .	41
3.17	E-Moduln zyklierter und unzyklierter CFRS-Gewebe bei Raumtemperatur und $\pm 150^{\circ}C$	43
3.18	Links: Verformung einer Triax-Probe unter hoher Zugbelastung. Rechts: E-Moduln zyklierter und unzyklierter Triax-CFRS-Gewebe bei Raumtemperatur und $+150^{\circ}C$ für niedrige Lastlevel bzw. Dehnungen. . . .	44
3.19	Schliffbilder einer unzyklierten Triax-CFRS-Probe.	45
3.20	Schliffbilder einer 20-fach zyklerten Triax-CFRS-Probe.	46
3.21	Schliffbilder einer 2000-fach zyklerten Triax-CFRS-Probe.	46
4.1	Links: Schematische Darstellung einer photogrammetrischen Messung eines Prüfkörpers aus mehreren Kameras bzw. Kamerapositionen. Rechts: Visualisierung der aus einer Position erfassten Targets und der Abbildungsachse aus der Kamera zum Target.	54
4.2	Links: Funktionsprinzip einer Stereokorrelationsmessung. Rechts: Visualisierung der thermisch induzierten Dehnung einer CFK-Platte. . .	55
4.3	Links: Funktionsprinzip des Moiré-Verfahrens. Rechts: Beispiel für den aus der Überlagerung zweier Gitter entstehenden Moiré-Effekt. . .	57
4.4	Links: Veranschaulichung des Funktionsprinzips der Deflektometrie-messung. Rechts: Industrielles Anwendungsbeispiel aus dem Automobilbau [60].	58
4.5	Prinzipskizze einer Geometriemessung mit dem Streifenprojektionsverfahren [186].	59
4.6	Prinzipskizze des Lichtschnittverfahrens [184].	60
4.7	Funktionsschema zweier Varianten des Interferometers für die punktuelle und die flächige Messung. Links: Mach-Zehnder-Interferometer für die punktuelle Messung. Rechts: Weißlichtinterferometer zur flächigen Oberflächenabtastung.	61
4.8	Prinzipskizze zu Funktion der 3D-Time-of-flight Kamera.	62
4.9	Funktionsschema eines 4D-Laserscanners nach [183].	64

5.1	Übersicht über die verschiedenen Fasertypen für die faseroptischen Messsysteme, deren Verhalten hinsichtlich der Signalübertragung und Signaldämpfung. Oben und in der Mitte: Fasern des Multi-Mode-Typs. Unten eine Single-Mode-Faser [44].	73
5.2	Auswirkung des Eintrittswinkels und des Reflektionswinkels auf die Strahlführung innerhalb der optischen Faser. Eine Unterschreitung des kritischen Winkels θ_c führt zur Entstehung ungeführter Strahlen und somit zu Signalverlusten.	75
5.3	Übersicht über die Intensität und die Frequenz der auftretenden Rückstreuungsarten nach [188].	76
5.4	Aufbau eines auf Rayleigh-Rückstreuung basierenden faser-optischen Messsystems mit Swept-Wavelength-Interferometer und einstellbarer Laserlichtquelle [111].	77
5.5	Einfluss der Länge der Verklebung auf die mit dem Edge Error korrespondierende Strain Transfer Rate für die Klebstoffe UV 2181 ME, CN und eine FE-Simulation mit einem Klebstoff-E-Modul von $750MPa$ [119].	80
5.6	Links: Einfluss des E-Moduls bei konstanter Klebstoffschichtdicke. Rechts: Einfluss der Dicke der Klebstoffschicht bei konstantem E-Modul auf den Edge Error [119].	81
5.7	Links: SIOS Dreistrahl-Laserinterferometer mit Planspiegelreflektor und bestimmbar messbaren Messgrößen [164]. Rechts: CTE-Verläufe von Invar36-Proben für verschiedene Temperaturbereiche.	82
5.8	Verdeutlichung des Abbé'schen Fehlers am Beispiel einer Messung mit fluchtendem Messstrahl und Objektachse sowie für den Fall nicht fluchtender Achsen [143]. Durch die Bestimmung der Kippwinkel der Messebene bei Verwendung eines Dreistrahlinterferometers kann der Abbé-Fehler korrigiert werden.	82
5.9	Tiefenschärfe der Kameras des GOM Aramis Messsystems über den gesamten Blendenumfang. Die Offen- und Geschlossen-Blende sowie eine typische Arbeitsblende (Blende 8) für die Messung sind zusätzlich hervorgehoben.	85
5.10	Tiefenschärfe des 50mm Objektivs bei Blende 2,0 (links) und Blende 12 (rechts) über die Dingweite.	86
5.11	Links: Komponenten des Stereokorrelationssystems. Rechts: Durch Überschneidung der beiden Tiefenschärfebereiche der Kameras entstehender Gesamttiefenschärfebereich. Dessen Gestalt und Ausdehnung hängt direkt von der Position und Orientierung der Kameras ab.	87
5.12	Auswertungsprozess der Stereobilder aus einer Stereokorrelationsmessung nach Luhmann [114].	88

5.13	Tiefenschärfe der verwendeten Nikon D3x in Kombination mit dem Nikkor 28mm Objektiv über den gesamten Blendenumfang. Die Offen- (Blende 2,8) und Geschlossen- (Blende 22) sowie eine typische Arbeitsblende (Blende 8) für die Messung sind zusätzlich hervorgehoben.	92
5.14	Tiefenschärfe des Nikkor 28mm Objektivs bei Verwendung der Arbeitsblende für kontrastbasierte Targets (Blende 8) (links) und für retroreflektive Targets (Blende 22) (rechts) über die Dingweite.	92
5.15	Pixelzahl auf dem Targetdurchmesser für verschiedene Targetdurchmesser in Abhängigkeit von der betrachteten Objektgröße.	94
5.16	Prozessdiagramm nach Luhmann [114] zum Ablauf der photogrammetrischen Auswertung mehrerer Einzelbilder unter Verwendung der Bündelblockausgleichung.	97
6.1	Messaufbau für die Bestimmung des Wärmedehnungskoeffizienten komplexer Geometrien und Materialien. Links: SIOS-Planspiegelinterferometer [1] mit xy-Verstellvorrichtung [2], Vakuumflansch mit optischer Durchführung [3] und Quarzglasstäben [4] zur Befestigung des Probenhalters [5] und der Probe [6] mit den applizierten Spiegelhaltern [7] vor Beginn der Messung. Rechts: TV-Kammer mit integriertem Laser, Temperaturkontrolleinheit [8] und Thermalbox [9] (Detailaufnahme) zur Temperaturregelung in der TV-Kammer.	104
6.2	Ablauf einer Verformungsmessung mit dem laserinterferometrischen Messsystem für komplexe Geometrien und Materialkombinationen. .	109
6.3	Zyklieren der Zerodur-Referenzprobe um RT.	111
6.4	CTE-Messung an der Zerodur-Referenzprobe zwischen RT und $90^{\circ}C$. .	112
6.5	CTE-Messung an einer C/SiC-Probe aus M46J-Fasern zwischen $-150^{\circ}C$ und $+200^{\circ}C$	113
6.6	CTE-Messung an verschiedenen C/SiC-Proben aus M46J-Fasern sowie einer C/SiC-Probe aus T800-Fasern zwischen $-175^{\circ}C$ und $+200^{\circ}C$. .	114
7.1	Messaufbau für die TED-Messung an Proben und kleinen Bauteilen. Die Rahmenkonstruktion dient der Aufnahme der Halogenscheinwerfer, der aus Invar36 gefertigten Stützvorrichtung für die Probenaufnahme und dem Stereokorrelationsmesssystem zur Deformations- und Dehnungsmessung.	118
7.2	Ablauf eine TED-Messung mit dem Messsystem für kleine Bauteile und Proben unter Verwendung des Thermographie- und Stereokorrelationssystems.	121
7.3	Links: Aluminium-Prüfplatte mit applizierten faseroptischen Sensoren zur Dehnungs- und Temperaturmessung sowie Thermoelementen, Targets für die photogrammetrische Messung und Speckle-Muster für die Stereokorrelationsmessung. Rechts: Temperaturverteilung auf der Oberseite der Aluminiumplatte bei maximaler thermischer Anregung. .	123

7.4	Links: Vergleich der Temperaturmesswerte der Referenz-Thermoelemente (TC) mit den Temperaturwerten der faseroptischen Sensorik mit und ohne Teflonummantelung. Rechts: Vergleich der Temperaturabweichungen der faseroptischen Sensorik von den mit den Referenzthermoelementen ermittelten Werten.	124
7.5	Dehnungsmessung in Sektion 1 (links) und Sektion 2 (rechts) des Messfeldes auf der Aluplatte mit faseroptischem Sensor und Stereokorrelationssystem.	125
7.6	z-Verformung des mit dem Stereokorrelationssystem beobachteten Quadranten (links) und der gesamten Aluplatte aus der Photogrammetriemessung (rechts) infolge der in Abbildung 7.6 dargestellten Temperaturverteilung.	125
7.7	Links: Integration des faseroptischen Sensors in die mittleren beiden UD-Lagen. Rechts: Instrumentierte CFK-Platte mit faseroptischem Sensor zur Dehnungs- und Temperaturmessung auf der Oberfläche sowie Thermoelementen und Targets für die Photogrammetrie und das Stereokorrelationsmesssystem.	126
7.8	Links: Temperaturverteilung auf der CFK-Platte infolge der thermischen Anregung mit 8% Leistung. Rechts: Vergleich der Temperaturmesswerte der Referenz-Thermoelemente (TC) mit den Temperaturwerten der faseroptischen Sensorik mit und ohne Teflonummantelung.	127
7.9	Dehnungsmessung in Sektion 1 (links) und Sektion 2 (rechts) des Messfeldes auf der CFK-Platte mit faseroptischem Sensor und Stereokorrelationssystem.	128
7.10	z-Verformung des mit dem Stereokorrelationssystem beobachteten Quadranten (links) und der gesamten CFK-Platte (rechts) infolge der in Abbildung 7.8 dargestellten Temperaturverteilung.	129
8.1	Schema des Testsetups für die TED-Messung auf Bauteil- und Demonstratorebene mit Halogen-Array, Thermographie und Photogrammetriepositionen.	132
8.2	Ablauf einer TED-Messung mit dem System für große Bauteile und Körper unter Verwendung des Thermographie- und Photogrammetriesystems.	134
8.3	Übersicht über die getesteten CTE-Proben aus Elastosil S 690 und verschiedenen Partikelzusätzen (links) und zugehörige gemittelte Temperatur-CTE-Verläufe (rechts).	140
8.4	Links: FE-Modell einer Triax-CFRS-Sektion mit einseitig appliziertem Targetmuster bestehend aus Einzeltargets und einem Codemuster im Zentrum. Rechts: Verformung der Triax-Lage bei Abkühlung auf -170°C infolge der Asymmetrie durch die Targets.	143
8.5	Triax-CFRS-Membran mit beidseitig applizierten Silikontargets sowie codiertem Target für das Aicon DPA Pro Photogrammetriesystem.	144

8.6	Vollflächige thermische Anregung der gesamten Apertur eines CFK-Reflektors mit CCORE-Kern und Deckschichten aus YSH-Verbundwerkstoffen.	145
8.7	Links: Temperaturverteilung auf der Reflektoroberfläche bei vollflächiger Anregung über das gesamte Halogen-Array. Rechts: Verschiebung der z-Koordinaten infolge der vollflächigen Anregung über das gesamte Halogen-Array.	146
8.8	Abweichung des HISST-Reflektors von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur (links) und im thermisch angeregten Zustand (rechts). . . .	147
8.9	Vollflächige (links) und punktuelle (rechts) thermische Anregung des Biax-Antennenreflektors.	149
8.10	Links: Temperaturverteilung auf dem TALDES Antennenrefektor bei Anregung mit dem gesamten Halogen-Array (TED 1 und 2). Rechts: z-Verformung der Reflektoroberfläche bezüglich der Idealgeometrie für den links gezeigten Temperaturlastfall.	151
8.11	Links: Temperaturverteilung auf dem TALDES Antennenrefektor bei Anregung mit einem Scheinwerfer von der Rückseite (TED 3). Rechts: z-Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur.	151
8.12	Links: Kreisförmige Anregung im Innenbereich der Reflektorantenne mit dem Halogen-Array. Rechts: Linienförmige Anregung mithilfe des Infrarot-Arrays.	153
8.13	Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenrefektor bei Raumtemperatur (RT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur.	155
8.14	Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenrefektor bei Anregung mit dem Halogen-Array (TED 1 HOT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Anregung durch das Halogen-Array (TED 1 HOT).	156
8.15	Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenrefektor bei Anregung mit dem Infrarot-Array (TED 4 HOT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Anregung durch das Infrarot-Array (TED 4 HOT).	156
A.1	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix im unzyklierten Zustand im Querschliff.	179
A.2	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix nach 100 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ im Querschliff.	180
A.3	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix nach 1000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ im Querschliff.	180
A.4	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix nach 3000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ im Querschliff.	180

A.5	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix im unzyklierten Zustand im Längsschliff.	181
A.6	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix nach 100 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ im Längsschliff. . .	181
A.7	Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix nach 1000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ im Längsschliff. .	182
A.8	Zweilagiges Triax-CFRS Laminat im unzyklierten Zustand.	183
A.9	Zweilagiges Triax-CFRS Laminat nach 2000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$.	183
A.10	Vorderseite der codierten Targetvariante mit zusätzlichem schwarzem Rand für die mehrmalige Verwendung.	185
A.11	Rückseite der codierten Targetvariante mit zusätzlichem schwarzem Rand für die mehrmalige Verwendung. Die Verwendung einer Abdeckfolie (links) führt zu einer glatten Oberfläche, ohne Folie entsteht eine diffuse, raue Oberfläche (rechts).	185

Tabellenverzeichnis

2.1	Übersicht gängiger Fasertypen für Raumfahrtanwendungen [92].	10
2.2	Übersicht gängiger Matrixtypen für Raumfahrtanwendungen [92].	11
3.1	Übersicht über die untersuchten Materialkombinationen.	30
3.2	Übersicht über die bei der jeweiligen Zyklenzahl durchgeführten Untersuchungen (L = Laminatproben, S = Sandwichproben, E = Elastomerproben). E* mit 20 statt 10 Zyklen.	31
3.3	Übersicht über die Änderung der HF-Eigenschaften beschichteter CFK-Proben infolge thermisch-zyklischer Belastung zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$	39
4.1	Bewertungsmatrix für die Auswahl geeigneter Messverfahren. Bewertet wird mit - - für nicht ausreichend bzw. zu hoch, bis + + für sehr gute Eignung. Die selektierten Systeme sind fett gedruckt.	67
5.1	Spezifikationen der verwendeten Thermographiekameras.	72
5.2	Verfügbare Kalibrierkörper, Messbereiche und mindestens erforderliche Längenänderung Δl_{min} zur Detektion einer Verschiebung bzw. Dehnung für die von den 50mm Objektiven erreichbare Dehnungsauflösung von 0,005%.	85
7.1	Übersicht über die verwendeten Scheinwerttypen und deren Leistung. Die Anschaffungskosten für einen der beiden Typen liegen bei circa 30 Euro.	118
8.1	Übersicht über die verwendeten Scheinwerttypen und deren Leistung. Die Anschaffungskosten für einen der beiden Typen liegen jeweils unter 200 Euro.	132
8.2	Übersicht erprobter Partikelzusätze für die Targetherstellung.	139
8.3	Übersicht über die CTE-Werte der für die Targetherstellung untersuchten Proben mit Partikelzusätzen.	141
8.4	Vorgaben und erzielte Messwerte des Ausgastests für das alternative Targetmaterial aus dem Silikon Elastosil S 690 und den Füllstoffen Titandioxid und 3M Mikro-Glashohlkugeln.	142

8.5	Verformung der Triax-CFRS-Membran aus Abbildung 8.4 ohne sowie mit einseitig und beidseitig applizierten Silikontargets mit einer Dicke von $0,125\text{mm}$ bei Abkühlung auf -170°C bezogen auf den Mittelpunkt der Membran. Die teilweise asymmetrischen Verformungen in x- und y-Richtung werden durch das Codemuster im Zentrum verursacht.	143
8.6	Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an einem CFK-Antennenreflektor mittlerer Größe. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete z_{RMS} und die Verschiebung der Fokuslänge.	147
8.7	Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an einem Antennenreflektor mittlerer Größe. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete best-fit z_{RMS} und die Verschiebung der Fokuslänge.	150
8.8	Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an der Form und dem Antennenreflektor der ESA-Studie LABUM. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete best-fit z_{RMS} und die Verschiebung der Fokuslänge.	154

1 Einleitung

Faserverbundwerkstoffe eignen sich aufgrund der durch ihre Verwendung erzielbaren hohen Steifigkeiten, Festigkeiten, der einstellbaren elektrischen und thermischen Leitfähigkeit sowie ihres geringen Gewichts besonders gut für den Einsatz als Konstruktionswerkstoff. Sie werden zum einen im Bereich der Luft- und Raumfahrt und zum anderen in der Automobil- und Sportindustrie eingesetzt, da die für den jeweiligen Anwendungsbereich relevanten Materialeigenschaften durch Auswahl und Kombination geeigneter Einzelkomponenten angepasst werden können.

In den letzten Jahren haben die Hersteller von Kohlenstofffasern und Matrixsystemen immer neue Rohmaterialien entwickelt, deren Eigenschaften sich besonders für spezielle Anwendungen in einzelnen Bereichen der genannten Einsatzgebiete eignen. So ist bei der Fertigung von Antennenreflektoren für die Raumfahrt der Trend zu Reflektoren aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) zu beobachten, der erst durch die Entwicklung hochsteifer Fasern mit erhöhten thermischen und elektrischen Leitfähigkeiten ermöglicht wurde, ohne die die Anforderungen an die geometrische Stabilität und die HF-Eigenschaften dieser Antennen nicht zu erfüllen wäre. Vor dem Einsatz neuer Materialien sind jedoch insbesondere im Bereich der Luft- und Raumfahrt umfangreiche Tests erforderlich, um die Materialeigenschaften zu charakterisieren. Vor allem den im Bereich der Luft- und Raumfahrt auftretenden Umgebungsbedingungen kommt hier besondere Bedeutung zu. Untersuchungen an Faserverbundwerkstoffen aus pechbasierten Fasern mit Cyanatester Matrixsystemen [27, 173, 174, 97] haben gezeigt, dass zyklisch auftretende Temperaturlasten zu einer deutlichen Degradation der vom Matrixsystem stark beeinflussbaren Materialkennwerte führen, wodurch die Performance des Verbundwerkstoffes signifikant beeinflusst werden kann.

1.1 Problemstellung und Motivation

Im Bereich der Luft- und Raumfahrt werden neue Materialien vor der Zulassung umfangreichen Tests unterzogen. Neben den Tests zur Bestimmung der Materialkennwerte werden zum Beispiel für Raumfahrtanwendungen die Lebensdaueräquivalente an Strahlung auf die zu untersuchenden Materialien aufgebracht, um deren Einfluss auf die Materialkennwerte zu untersuchen. Des Weiteren werden Thermal-Vakuumtests (TV-Tests) auf Proben- und Couponebene durchgeführt, die dazu dienen, die Auswirkungen der Temperaturlasten auf die Materialeigenschaften zu untersuchen.

Auf Bauteilebene werden diese Tests genutzt, um das thermoelastische Deformationsverhalten näher zu untersuchen. Für den späteren Einsatz der Materialien sind die Untersuchungen hinsichtlich der Einwirkung der Umweltbedingungen während der Lebensdauer und der daraus resultierenden Veränderungen von besonderem Interesse, da dementsprechende Änderungen bereits in der Auslegungsphase der Bauteile berücksichtigt werden müssen, um deren Funktionalität über die gesamte Missionsdauer sicher zu stellen. Während Untersuchungen zur Auswirkung von lebensdaueräquivalenten Strahlenbelastungen in kurzer Zeit durchgeführt werden können, indem die Dosis der wirkenden Strahlung erhöht wird, sind ähnliche Untersuchungen für lebensdaueräquivalente thermische Lasten mit einem hohen zeitlichen und auch finanziellen Aufwand verbunden, da eine Reduktion der Zykluszeit nur in begrenztem Umfang erfolgen kann.

Luft- und Raumfahrtstrukturen akkumulieren über ihre Missionszeit hinweg mehrere tausend thermische Lastzyklen. Betrachtet man hierzu als Beispiel einen geostationären Satelliten, so erfährt dieser bei einer Missionsdauer von 15 Jahren ca. 5500 thermische Lastzyklen. Während dieser Zyklen können aufgrund der für geostationäre Flugbahnen größeren Entfernungen zur Erde an exponierten Stellen der Struktur Temperaturextrema von -190°C bis $+160^{\circ}\text{C}$ [92] erreicht werden. Eine Darstellung ähnlicher Belastungen unter Laborbedingungen ist zeitlich sehr aufwendig, da selbst bei Verzicht auf Vakuumbedingungen sowie Verwendung von kleinen Probengeometrien kaum mehr als 100 Zyklen pro Tag realisierbar sind. Bis auf wenige Ausnahmen werden daher lediglich die zum Beispiel in den ECSS-Vorschriften [5] geforderten 100 Temperaturzyklen [92] durchgeführt und im Anschluss daran die Materialkennwerte ermittelt. Brown [27] Ju et al. [97, 98] und Timmerman et al. [173, 174] haben gezeigt, dass eine hohe Zahl von Temperaturzyklen zur Bildung von Mikrorissen in CFK-Materialien führen kann. Deren Bildung und Fortschreiten ist dabei von der vorliegenden Kombination aus Faser- und Matrixmaterial, den erzielten Maximal- und Minimaltemperaturen sowie der Zahl der Temperaturzyklen abhängig. Die Untersuchungen von Kamegai et al. [100] zeigen, dass durch eine hohe Zahl zyklischer Temperaturbelastungen auch in der Oberfläche metallisch beschichteter CFK-Strukturen Risse auftreten, die mit zunehmender Zyklenzahl in Zahl und Ausdehnung zunehmen, wodurch die HF-Eigenschaften der Oberfläche beeinträchtigt werden.

Die in Abbildung 1.1 gezeigten Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen (REM) sollen die Auswirkungen einer hohen Zahl von Temperaturzyklen auf CFK-Materialien anhand beschichteter CFK-Proben verdeutlichen. Aufgrund der temperaturbedingten Spannungen zwischen Trägermaterial und Beschichtung sowie durch die im Trägermaterial entstehenden Mikrorisse treten mit zunehmender Zyklenzahl auch in der Beschichtung Mikrorisse auf. Für den Einsatz solcher beschichteter Materialien als Reflektorantenne bedeutet dies eine Erhöhung der Reflexionsdämpfung, da an den Rissrändern insbesondere bei hochfrequenten Signalen Störungen auftreten können und die Risse sich wie eine Schlitzantenne verhalten [100], wodurch die Performance be-

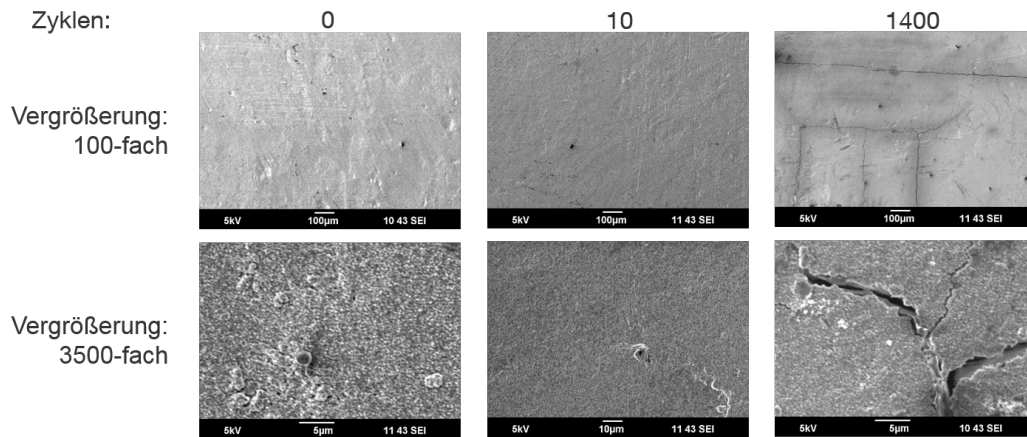


Abbildung 1.1: Rissbildung in der Aluminiumbeschichtung thermisch zyklierter CFK-Proben nach bis zu 1400 Zyklen.

einträchtigt wird. Die Auswirkung solcher Mikrorisse auf die Reflexionsverluste eines Antennenmaterials für das K-Band zeigt Abbildung 1.2 für die Proben RX-38-4 und RX-38-33 nach 1400 Temperaturzyklen im Vergleich zu den Proben im Ausgangszustand. Die in diesem Beispiel gemessene Reflexionsdämpfung von $0,16\text{dB}$ wäre allerdings für den angestrebten Einsatz der Antenne bereits zu hoch, zumal die 1400 aufgebrauchten Zyklen lediglich einer Einsatzdauer von ca. drei Jahren entsprechen und die Rissbildung im Verlauf weiterer Zyklen noch zunehmen würde. Zusätzlich verursachen die aufgebrauchten Temperaturzyklen eine Änderung des Wärmedehnkoeffizienten (CTE) (siehe Kapitel 3.2.1), durch die der CTE-Unterschied zwischen Trägermaterial und Beschichtung erhöht wird. Eine weitere nachweisbare Degradation betrifft die interlaminaire Scherfestigkeit, die definierend für den Zusammenhalt der Einzelschichten im Verbund ist, wodurch auch auf struktureller Ebene eine Schädigung infolge der Temperaturzyklen erfolgt.

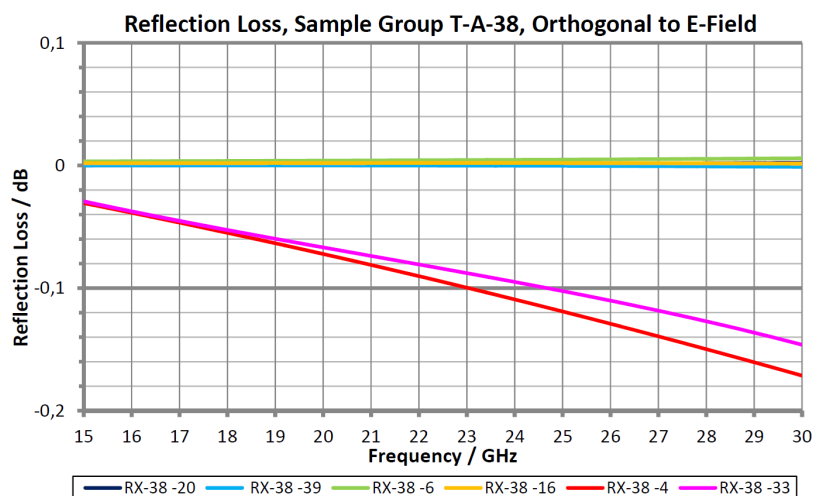


Abbildung 1.2: Reflexionsverluste (S11) der Proben aus Abbildung 1.1 [61].

Aufgrund des hohen zeitlichen und finanziellen Aufwands wird im Regelfall zu den bereits erwähnten 100 Thermalzyklen für das Materialscreening lediglich die fertige Struktur vor dem Einsatz einer Reihe von Thermal-Vakuumzyklen ausgesetzt. Hierbei werden während einiger weniger Zyklen die Temperaturverteilung auf der Struktur und, sofern relevant bzw. möglich, die daraus resultierenden thermoelastischen Verformungen bestimmt. Abbildung 1.3 zeigt die Vorbereitungen für einen Thermal-Vakuumtest am HISST2-Antennendemonstrator [62] sowie für die thermoelastische Deformationsmessung (TED) des LABUM-Antennendemonstrators im Large Solar Simulator (LSS) der ESA.

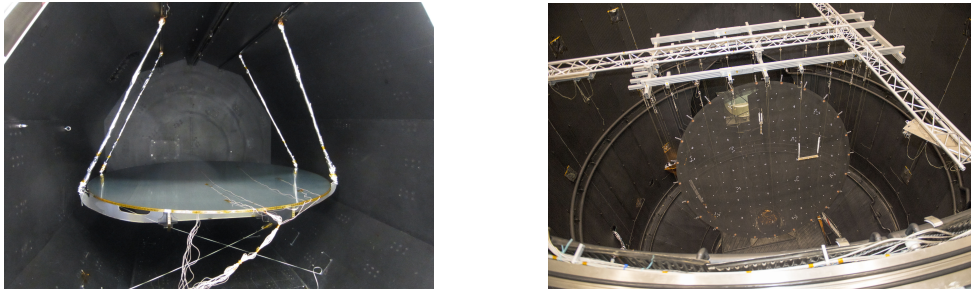


Abbildung 1.3: HISST2-Demonstrator vor dem TV-Zyklus und LABUM-Demonstrator vor der thermoelastischen Verformungsmessung im Large Solar Simulator.

Abbildung 1.3 zeigt im linken Bild den instrumentierten Prüfkörper vor Beginn des Thermal-Vakuumzyklus. Zur Bestimmung der Temperaturverteilung während des Tests wurden in diesem Fall nur Thermoelemente verwendet, auf eine Verformungsmessung wurde aufgrund der hohen Kosten verzichtet. Für die thermoelastische Deformationsmessung (TED) des LABUM-Demonstrators im Large Solar Simulator wird eine Kombination aus Thermographiesystem und Photogrammetriesystem verwendet, um die aus dem Temperaturfeld resultierende Verformung der Struktur zu bestimmen. Der Aufwand für die Untersuchung ist allerdings aufgrund der hohen Anforderungen für Tests in einer Thermal-Vakuumkammer sehr hoch. So muss neben einer geeigneten Prüfeinrichtung die für die Verformungs- und Temperaturfeldmessung benötigte Messtechnik vorbereitet werden, wobei insbesondere die Vorlaufzeiten für die Bereitstellung einer adäquaten Prüfkammer zu Terminproblemen führen können. Des Weiteren sind solch große TV-Kammern nicht dazu geeignet, schnell eine hohe Zahl von Temperaturzyklen auf den Prüfkörper aufzubringen, so dass Untersuchungen hinsichtlich der Auswirkungen infolge der Temperaturzyklen entstandener Schädigungen nicht möglich sind.

Der hohe Aufwand für das Aufbringen der Temperaturzyklen und die Durchführung der thermoelastischen Untersuchungen an den zyklierten Strukturen führt dazu, dass die fertigen Strukturen lediglich einigen wenigen Thermal-Vakuumzyklen ausgesetzt werden, die dazu dienen, die Temperaturverteilung auf der Struktur zu bestimmen und die Integrität der Struktur nach Abschluss der TV-Zyklen zu untersuchen. Umfangrei-

che Untersuchungen zu Auswirkungen von Temperaturzyklen auf die Materialkennwerte sowie die Interaktion verschiedener Materialtypen auf Komponentenebene oder gar auf die Gesamtstruktur werden nur äußerst selten durchgeführt, wobei in Teilbereichen der Luft- und Raumfahrt verstärkt umfangreiche Tests noch auf Laborebene gefordert werden [159].

1.2 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Charakterisierung thermoelastischer Eigenschaften von Kohlenstofffaserverbundwerkstoffen unter dem Einfluss einer hohen Zahl von Temperaturzyklen. Hierfür werden verschiedene, hochpräzise Prüfverfahren entwickelt, die die Untersuchung dieser Einflüsse unter Laborbedingungen ermöglichen.

Zunächst werden repräsentative Materialien aus dem Bereich der Raumfahrt den für Raumfahrtanwendungen üblichen Materialtests unterzogen, wobei die Tests an Proben mit unterschiedlichen Zyklenzahlen durchgeführt werden, um auftretende Materialkennwertänderungen nachvollziehen zu können. Ausgewählte Proben werden mit bis zu 3000 Temperaturzyklen beaufschlagt, wodurch eine Einsatzdauer von mehr als acht Jahren simuliert wird und die Auswirkungen sowie das Fortschreiten temperaturzykleninduzierter Schädigungen und deren Auswirkungen im Detail betrachtet werden können. Neben der Bestimmung der Materialkennwerte nach verschiedenen Temperaturzyklenzahlen werden mikroskopische Untersuchungen durchgeführt, um die Entstehung von Mikrorissen in den Materialien sowie deren Entwicklung über die folgenden Temperaturzyklen zu dokumentieren. Ziel dieser Untersuchungen ist die Bestimmung des Equilibriums, also die Bestimmung des Zeitpunkts zyklisch thermischer Belastung, ab dem keine weitere Schädigung des Materials beziehungsweise Änderung der Materialkennwerte durch die folgenden Temperaturzyklen zu erwarten ist.

Darüber hinaus werden verschiedene alternative Testsysteme vorgestellt, die die Untersuchung thermoelastischer Deformationen sowohl auf Proben- als auch auf Coupon- und Bauteilebene im Labor ermöglichen. Aufgrund der hohen Kosten für diese Art von Tests wird versucht, die vorgestellten Testsysteme aus kostengünstigen Standardkomponenten aufzubauen, wobei das Hauptaugenmerk auf einer schnellen, effizienten und vor allem vor Ort durchführbaren Messung mit möglichst geringem Vorbereitungsaufwand liegt. Ziel der Arbeit ist somit die Bereitstellung einfacher und effizienter alternativer Messsysteme für die Bewertung thermoelastischer Deformationen und Materialdegradationen infolge zyklisch thermischer Belastung auf Proben- und Bauteilebene sowie die Demonstration der Detektierbarkeit dieser Degradationen durch den Einsatz dieser Verfahren.

1.3 Gliederung der Arbeit

Zunächst soll in Kapitel 2 der aktuelle Forschungsstand betrachtet werden. Hierfür wird in Kapitel 2.1 ein Überblick über die aktuell auf dem Markt erhältlichen und im Bereich der Luft- und Raumfahrt eingesetzten Faser- und Matrixvarianten und deren wichtigste Materialkennwerte gegeben. Im Anschluss werden in Kapitel 2.2 die wichtigsten Grundlagen zur Berechnung der Materialkennwerte von Faserverbundwerkstoffen insbesondere bezüglich ihrer thermoelastischen Eigenschaften vorgestellt (Kapitel 2.2.1) und der aktuelle Stand der Forschung zum Verhalten von Faserverbundwerkstoffen unter einer hohen Zahl thermisch-zyklischer Lastwechsel betrachtet (Kapitel 2.2.2). Im Anschluss an die Theorie zu den Verbundwerkstoffen werden in Kapitel 2.3 die Grundlagen zur Wärmeübertragung und zu den thermooptischen Eigenschaften eines Werkstoffes erläutert.

Kapitel 3 betrachtet die Auswirkungen einer hohen Zahl thermisch-zyklischer Lastwechsel auf Faserverbundwerkstoffe, die im Bereich der Luft- und Raumfahrt eingesetzt werden. Der zum Aufbringen der Lastzyklen mit Temperaturextrema von -150°C und $+150^{\circ}\text{C}$ verwendete Aufbau und dessen Funktionsweise werden in Kapitel 3.1 näher erläutert. Die Auswirkungen der thermischen Lastzyklen werden anschließend am Beispiel ausgewählter Materialkennwerte einiger Gewebelaminat näher untersucht, wobei neben einem Gewebelaminat aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (Kapitel 3.2.1) auch die Auswirkungen auf Sandwichkonstruktionen mit CFK-Deckschichten und einem CFK-Kern (Kapitel 3.2.3) sowie auf ein faserverstärktes Silikonlaminat (Kapitel 3.2.4) untersucht werden. Die Änderungen der Materialkennwerte der vorgestellten Laminatvarianten werden durch Mikroschliffbilder (Kapitel 3.2.1, 3.2.2, 3.2.3 und 3.2.4) zur Verdeutlichung der thermisch induzierten Mikrorissbildung ergänzt.

Kapitel 4 dient dazu, eine Auswahl der aktuell verfügbaren Messsysteme, die zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen geeignet sind, vorzustellen. Hierfür erfolgt zunächst eine Einteilung der Systeme in verschiedene Klassen (Kapitel 4.1), anschließend werden aus den jeweiligen Klassen die vielversprechendsten Messsysteme und ihre Funktionsweise vorgestellt und eine Bewertung hinsichtlich ihrer Tauglichkeit für die Anwendung im Labor durchgeführt (Kapitel 4.2). Abschließend erfolgt in Kapitel 4.2 die Auswahl der Verfahren, die für die im weiteren Verlauf vorgestellten Untersuchungen und Messaufgaben verwendet werden.

Nach der Auswahl geeigneter Messsysteme für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen werden die Thermographie (Kapitel 5.1), das faseroptische Messsystem (Kapitel 5.2), das Planspiegelinterferometer (Kapitel 5.3) und die beiden bildgebenden Messverfahren, Stereokorrelationsmessung und Photogrammetrie (Kapitel 5.4.1 und 5.4.2), hinsichtlich ihrer Funktionsweise, des Aufbaus und der erzielbaren Genauigkeiten detailliert betrachtet. Hierbei werden auch im Detail die Einflussfaktoren erläutert, die eine Auswirkung auf die Messgenauigkeit der ausgewählten Systeme ha-

ben können. Die mithilfe der ausgewählten Messtechnik umgesetzten Messsysteme und ihre Funktionsweise werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

Kapitel 6 stellt ein Messsystem zur Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten (CTE) komplexer Prüfkörper vor. Die Komponenten und die Funktionsweise des auf einem Planspiegelinterferometer und einer kleinen Thermal-Vakuumkammer basierenden Systems werden in Kapitel 6.1 ausführlich beschrieben. Dabei wird besonderes Augenmerk auf die Detaillösungen zur Vermeidung von Umwelteinflüssen auf die Messung gelegt wird. Nach der Beschreibung des Ablaufs und der Auswertung einer Messung mit dem System (Kapitel 6.2) dienen die in den Kapiteln 6.3.1 und 6.3.2 diskutierten Messungen an einer Referenzprobe aus Zerodur und verschiedenen C/SiC-Rohrproben für die Raumfahrt als Beispiele für die möglichen Anwendungen des Aufbaus.

Nach dem Messaufbau zur CTE-Messung an komplexen Proben wird in Kapitel 7 ein modularer Aufbau zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen an Proben und kleinen Bauteilen basierend auf einem Stereokorrelationssystem vorgestellt. Zunächst werden die für das Messsystem verwendeten Komponenten (Kapitel 7.1) und der Ablauf (Kapitel 7.2) einer Messung beschrieben. In den Kapiteln 7.3.1 und 7.3.2 werden anhand zweier Messaufgaben die Funktionalität und die Messgenauigkeit des Systems demonstriert. Zusätzlich wird der Einsatz des ausgewählten faseroptischen Messsystems zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen diskutiert, wofür die Ergebnisse der Messaufgaben aus den Kapiteln 7.3.1 und 7.3.2 mit den Resultaten der Stereokorrelationsmessung verglichen werden.

Kapitel 8 betrachtet ein weiteres modulares Messsystem zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen großer Bauteile und Gesamtsysteme unter Laborbedingungen, basierend auf einer Kombination aus Photogrammetrie und Thermographie. Die Funktionsweise und der Ablauf einer Messung werden in den Kapiteln 8.1 und 8.2 erläutert, bevor verschiedene Messaufgaben (Kapitel 8.4) und die sich daraus ergebenden Problemstellungen wie zum Beispiel die Notwendigkeit der Entwicklung spezieller Photogrammetrietargets (Kapitel 8.3) für Messungen an einer Membranantenne aus einem kohlenstofffaserverstärktem Silikon diskutiert werden.

Kapitel 9 fasst die Ergebnisse dieser Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf mögliche Verbesserungen und Erweiterungen der vorgestellten Systeme sowie zukünftige Forschungsthemen in diesem Anwendungsbereich.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

Faserverstärkte Werkstoffe werden im Bereich der Luft- und Raumfahrt seit mehreren Jahrzehnten erfolgreich eingesetzt und hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit und Leistungsfähigkeit kontinuierlich weiterentwickelt. Das folgende Kapitel soll daher einen Überblick über den momentanen Stand der Technik sowie zu aktuellen Forschungsschwerpunkten auf dem Gebiet der faserverstärkten Werkstoffe liefern, wobei besonderes Augenmerk auf den Einsatz dieser Werkstoffe unter hohen thermisch-zyklischen Lasten gelegt wird.

2.1 Mechanische Eigenschaften typischer Faser- und Matrixwerkstoffe für Raumfahrtanwendungen

Faserverbundwerkstoffe für technische Anwendungen bestehen aus mindestens zwei Einzelkomponenten, der Verstärkungsfaser und dem Matrixwerkstoff, in den die Fasern eingebettet sind und der für den Zusammenhalt des Verbundes und für die Lastübertragung zwischen gebrochenen Fasern sorgt. Eine grundsätzliche Einteilung der verfügbaren Werkstoffgruppen kann nach Flemming et al. [54] in metallische, anorganisch nichtmetallische und organisch makromolekulare Werkstoffe erfolgen. Für die weiteren Betrachtungen sollen jedoch lediglich die anorganisch nichtmetallischen sowie die organisch makromolekularen Werkstoffe herangezogen werden.

Faserverbundwerkstoffe werden in den meisten Fällen aus Einzelschichten zu einem Gelege zusammengesetzt, wobei die Schichten je nach Anforderung unterschiedliche Orientierungen aufweisen können. Die Einzelschichten bestehen dabei aus Unidirectionalschichten, Geweben oder Gestricken, die im Nasslaminierverfahren oder im Prepregverfahren abgelegt werden. Nach dem Aushärten des Geleges spricht man vom Laminat, wobei die Lasten hauptsächlich von den im Laminat enthaltenen Fasern aufgenommen werden, die wiederum durch die Matrix in Position gehalten werden. Durch die Kombination beider Werkstoffe im Laminat können höhere Maximallasten ertragen werden als dies bei den Einzelkomponenten der Fall wäre. Eine Einteilung der

verwendeten Faserwerkstoffe in Klassen kann z. B. nach den erzielbaren Moduln bzw. den erzielbaren Bruchspannungen erfolgen:

- UHM-Fasern (ultra high modulus) mit $E \geq 450GPa$
- HM-Fasern (high modulus) mit $350 \leq E \leq 450GPa$
- IM-Fasern (intermediate modulus) mit $200 \leq E \leq 350GPa$
- HT-Fasern (low modulus & high tensile strength) mit $E \leq 100GPa$ und $\sigma_{max} \geq 3,0GPa$
- SHT-Fasern (super high tensile strength) mit $\sigma_{max} \geq 4,5GPa$

Für die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit werden Faser- und Matrixsysteme betrachtet, die für den Einsatz in der Luft- und Raumfahrt geeignet sind, wobei besonders hohe Anforderungen an die Materialien aus den vorherrschenden Umgebungsbedingungen resultieren. Hier sind zunächst die auftretenden Temperaturmaxima und -minima sowie deren zyklisches Auftreten, das in einer hohen Zahl an Temperaturlastwechseln resultiert, zu nennen. Weitere Anforderungen resultieren aus erhöhten Strahlungswerten, radikalen Sauerstoffatomen und niedrigerenergetischen, geladenen Partikeln. Zusätzlich müssen die Materialien die während des Startvorgangs bzw. im Flug auftretenden mechanischen Lasten ertragen können. Eine Auswahl geeigneter Faser- und Matrixwerkstoffe ist in den Tabellen 2.1 und 2.2 zusammengestellt.

Fasertyp	E-Modul [GPa]	Dichte [kg/m ³]	Bruchspannung [MPa]	Durchmesser [μm]	CTE [μm/mK]	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
Toray T300	230,0	1,76	3530	7	-0,5	10
Toho Tenax HTA40	238,0	1,76	3530	7	-0,1	-
Toray M55J	540,0	1,91	4020	5	-1,1	156
NGF YSH-50A	520,0	2,1	3900*	-	-1,4	140
NGF YSH-70A	720,0	2,15	3600	-	-1,5	250
Mitsubishi K13C2U	900,0	2,2	3800	9	-	620
DuPont Kevlar K49	135,0	1,45	3000	12	-	-
DuPont Nomex	17,0	1,38	640	15	-	-
Glass-E	73,5	2,54	3500	5-20	4,9-6,5	-
Quartz (99,999% SiO ₂)	69,0	2,15	3400	-	0,54	-

Tabelle 2.1: Übersicht gängiger Fasertypen für Raumfahrtanwendungen [92].

* Heute Cytec Industries Inc.

** Materialkennwerte aus Versuchsreihen im BMWi-Projekt HISST [61]

Matrixwerkstoff	E-Modul [GPa]	Dichte [kg/m ³]	Bruchspannung [MPa]	CTE [μm/mK]	Glasübergangstemperatur [°C]
Hexcel M18 epoxy	3,5	1,16	81,1	-	198
Hexel 8552 epoxy	4,67	-	-	65,0	-
Tencate RS3 cyanate ester	2,96	1,19	80,0	43,2	250
ACG* LTM123 cyanate ester	3,23**	1,19	60,4	53,0	210
Bryte EX-1515 cyanate ester	-	1,17	-	61,0	177
UBE PETI 365E polyimide for prepreg	2,8	1,33	128	51,0	357

Tabelle 2.2: Übersicht gängiger Matrixtypen für Raumfahrtanwendungen [92].

2.2 Auslegung faserverstärkter Kunststoffe unter dem Aspekt vieler Temperaturzyklen

Im Bereich der Raumfahrt gehören Reflektorantennen zusammen mit Solarsegeln und ausfahrbaren Auslegern zu den Strukturen, die den Umgebungsbedingungen am stärksten ausgesetzt sind. Gerade bei diesen Satellitenstrukturen kommen zu den damit höheren Belastungen noch sehr hohe Anforderungen an die geometrische und strukturelle Stabilität. Die folgenden Kapitel sollen die Herangehensweise bei der analytischen Berechnung der Materialkennwerte von Faserverbundstrukturen aufzeigen. Da die betrachteten Strukturen aufgrund ihrer exponierten Lage besonders hohen thermischen Belastungen ausgesetzt sind, wird hierbei auch der Einfluss von extremen Temperaturen beleuchtet.

2.2.1 Mechanische und thermische Eigenschaften von CFK-Laminaten

Zunächst soll die Bestimmung der für die Auslegung wichtigsten Materialkennwerte am Beispiel einer unidirektional (UD) verstärkten Faserverbundschicht (Abbildung 2.1) betrachtet werden. Hierfür werden die E-Moduln E_1 , E_2 und der Schubmodul G_{12} nach der Mischungsregel (z. B. nach Schürman [165] bzw. Flemming et al. [54]) berechnet.

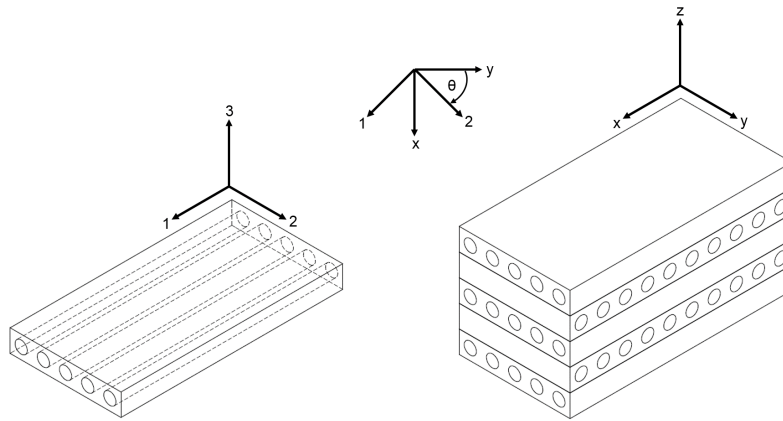


Abbildung 2.1: Schematischer Aufbau einer unidirektionalen Einzelschicht (links) und eines Kreuzverbundes (rechts) mit Angabe der Hauptachsen und dem Transformationswinkel aus dem Hauptachsensystem der UD-Schicht in das Hauptachsensystem des Verbunds.

E-Modul der UD-Schicht parallel zur Verstärkungsrichtung:

$$E_1 = \varphi \cdot E_F + (1 - \varphi) \cdot E_M \quad (2.1)$$

E-Modul der UD-Schicht senkrecht zur Verstärkungsrichtung:

$$E_2 = \frac{E_M \cdot E_F}{\varphi \cdot E_M + (1 - \varphi) \cdot E_F} \quad (2.2)$$

Schubmodul der UD-Schicht:

$$G_{12} = \frac{G_F \cdot G_M}{\varphi \cdot G_F + (1 - \varphi) \cdot G_M} \quad (2.3)$$

Die Berechnung des E-Moduls senkrecht zur Verstärkungsrichtung ist nach der Mischungsregel jedoch nicht sehr effizient und liefert nur unzureichend genaue Ergebnisse. Zuverlässiger ist die Berechnung nach Chamis [32] bzw. nach Puck [144]. Der E-Modul senkrecht zur Verstärkungsrichtung und der Schubmodul der UD-Schicht berechnen sich nach Puck wie folgt:

$$E_2 = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_M}{(1 - \nu_M^2) \cdot E_F} \cdot \varphi} \quad (2.4)$$

$$G_{12} = \frac{G_M \cdot (1 + 0,6 \cdot \sqrt{\varphi})}{\frac{\varphi \cdot G_M}{G_F + (1 - \varphi)^{1,25}}} \quad (2.5)$$

Die Querkontraktionszahl einer UD-Schicht infolge einer in Verstärkungsrichtung angreifenden Kraft kann direkt im Zugversuch oder rechnerisch unter Verwendung der Mischungsregel bestimmt werden:

$$\nu_{12} = -\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1} = \varphi \cdot \nu_F + (1 - \varphi) \cdot \nu_M \quad (2.6)$$

und

$$\frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2} \quad (2.7)$$

Die Gleichungen 2.1 bis 2.7 sind für die Bestimmung des Elastizitätsgesetzes für den ebenen Lastfall ausreichend, für den räumlichen Lastfall wird zusätzlich noch die Querkontraktionszahl ν_{23} benötigt. Diese kann mithilfe der Mischungsregel berechnet werden, sollte jedoch nach Foye [58] statt mit der Matrix-Querkontraktionszahl ν_M mit der dehnungsbehinderten, effektiven Matrixquerkontraktionszahl $\nu_{M,eff}$ berechnet werden:

$$\nu_{23} = \varphi \cdot \nu_F + (1 - \varphi) \cdot \nu_{M,eff} \quad (2.8)$$

mit

$$\nu_{M,eff} = \nu_M \cdot \frac{\left(1 + \nu_M - \nu_{12} \cdot \frac{E_M}{E_1}\right)}{1 - \nu_M^2 + \nu_M \cdot \nu_{12} \cdot \frac{E_M}{E_1}} \quad (2.9)$$

Somit ergibt sich für das lineare Elastizitätsgesetz der orthotropen und zusätzlich transversal isotropen UD-Schicht folgender Zusammenhang für den ebenen Spannungszustand:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1-\nu_{12}\cdot\nu_{21}} & \frac{\nu_{12}\cdot E_2}{1-\nu_{12}\cdot\nu_{21}} & 0 \\ \frac{\nu_{21}\cdot E_1}{1-\nu_{12}\cdot\nu_{21}} & \frac{E_2}{1-\nu_{12}\cdot\nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{21} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} \quad (2.10)$$

Thermische Dehnungen können neben den mechanischen Dehnungen auftreten, wobei unter Annahme eines linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten (Coefficient of Thermal Expansion, CTE) α_T ganz allgemein gilt:

$$\varepsilon_T = \alpha_T \cdot \Delta T \quad (2.11)$$

Für die Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten einer UD-Schicht muss zwischen dem CTE parallel zur Verstärkungsrichtung $\alpha_{T,1}$ und dem senkrecht dazu $\alpha_{T,2}$ unterschieden werden. Nach Schürmann [165] kann dies für den CTE in Faserrichtung unter Zuhilfenahme folgender Gleichungen erfolgen:

$$\alpha_{T,1} = \frac{\varepsilon_{T,1}}{\Delta T} = \frac{\alpha_{T,M} \cdot E_M \cdot (1 - \varphi) + \alpha_{T,F} \cdot E_F \cdot \varphi}{E_M \cdot (1 - \varphi) + E_F \cdot \varphi} \quad (2.12)$$

Für die analytische Bestimmung des CTE senkrecht zur Faserrichtung verweist Schürmann auf die Formel nach Schneider [163], die die vollständigen Elastizitätsgesetze von Faser und Matrix berücksichtigt.

$$\alpha_{T,2} = \alpha_{T,M} - (\alpha_{T,M} - \alpha_{T,F}) \cdot \left(\frac{2(\nu_M^3 + \nu_M^2 - \nu_M - 1) \cdot 1,1 \cdot \varphi}{1,1 \cdot \varphi (2\nu_M^2 + \nu_M - 1) - (1 + \nu_M)} - \frac{\frac{\nu_M \cdot E_F}{E_M}}{\frac{E_F}{E_M} + \frac{(1-1,1 \cdot \varphi)}{1,1 \cdot \varphi}} \right) \quad (2.13)$$

Treten thermische und mechanische Dehnungen gleichzeitig auf und gilt weiterhin die Annahme eines linearen Werkstoffgesetzes und eines linearen CTE, so überlagern sich die beiden Dehnungen zum „thermomechanischen Elastizitätsgesetz“:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \alpha_{T,1} \cdot \Delta T \\ \alpha_{T,2} \cdot \Delta T \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.14)$$

Die thermischen Dehnungen für eine orientierte UD-Schicht in einem Mehrschichtverbund können analog zu den Betrachtungen für die mechanischen Dehnungen berechnet werden. Hierbei treten dann auch thermische Schiebungen $\gamma_{T,xy}$ auf:

$$\alpha_{T,x} = \frac{\varepsilon_{T,x}}{\Delta T} = \alpha_{T,1} \cdot \cos^2\theta + \alpha_{T,2} \cdot \sin^2\theta \quad (2.15)$$

$$\alpha_{T,y} = \frac{\varepsilon_{T,y}}{\Delta T} = \alpha_{T,1} \cdot \sin^2\theta + \alpha_{T,2} \cdot \cos^2\theta \quad (2.16)$$

$$\alpha_{T,xy} = \frac{\gamma_{T,xy}}{\Delta T} = (\alpha_{T,1} - \alpha_{T,2}) \cdot \sin 2\theta \quad (2.17)$$

Für den Mehrschichtverbund werden die Schichtsteifigkeiten Q_{ij} aus dem lokalen Hauptachsensystem der UD-Schicht in das globale Koordinatensystem des Verbundes übertragen. Die verschieden orientierten Einzelschichten werden zu einem Laminat kombiniert, wobei die Orientierung der Einzelschicht durch Transformation der Spannungen und Dehnungen berücksichtigt wird. Werden zusätzlich die thermisch bedingten Dehnungen berücksichtigt, so ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{13} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{23} \\ \bar{Q}_{31} & \bar{Q}_{32} & \bar{Q}_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x - \alpha_{T,x} \Delta T \\ \varepsilon_y - \alpha_{T,y} \Delta T \\ \gamma_{xy} - \alpha_{T,xy} \Delta T \end{pmatrix} \quad (2.18)$$

Die Berechnung der Dehnungen ε_x , ε_y und γ_{xy} erfolgt jeweils über die in der Mittelebene der Einzelschichten ε_x^0 , ε_y^0 und γ_{xy}^0 vorherrschenden Dehnungen und die Krümmungen κ_x , κ_y und κ_{xy} und deren Abstand z von der Mittelebene:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{pmatrix} + z \begin{pmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{pmatrix} \quad (2.19)$$

Unter Berücksichtigung der Schichtorientierungen und den am Mehrschichtverbund angreifenden, normierten Schnittkräften N_i und Momenten M_i ergibt sich das Elastizitätsgesetz des Mehrschichtverbundes unter Einbeziehung der Beiträge der Einzelschichten in Abhängigkeit ihrer Schichtdicken t und Steifigkeiten zu:

$$\begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} & B_{21} & B_{22} & B_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} & B_{31} & B_{32} & B_{33} \\ B_{11} & B_{12} & B_{13} & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ B_{21} & B_{22} & B_{23} & D_{21} & D_{22} & D_{23} \\ B_{31} & B_{32} & B_{33} & D_{31} & D_{32} & D_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} N_x^T \\ N_y^T \\ N_{xy}^T \\ M_x^T \\ M_y^T \\ M_{xy}^T \end{pmatrix} \quad (2.20)$$

Die Einträge der Scheiben-Steifigkeitsmatrix [A], Koppel-Steifigkeitsmatrix [B] und der Plattensteifigkeitsmatrix [D] berechnen sich in Abhängigkeit von der Zahl der Schichten n , der Schichtdicke t und dem Schichtabstand z von der Mittelebene zu:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k \cdot (z_k - z_{k-1}) = A_{ji} \quad (2.21)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k \cdot (z_k^2 - z_{k-1}^2) = B_{ji} \quad (2.22)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{ij})_k \cdot (z_k^3 - z_{k-1}^3) = D_{ji} \quad (2.23)$$

Einen Sonderfall des Mehrschichtverbundes stellen die quasiisotropen Lamine dar, bei denen die einzelnen Schichten so kombiniert werden, dass senkrecht zu den Schichtebenen eine unendliche Zahl von Symmetrieebenen vorliegt. Auf diese Weise werden die Eigenschaften eines Blechs aus einem isotropen Material nachgebildet, wodurch keine weitere Optimierung hinsichtlich der Ausrichtung der Laminatschichten bzgl. der Belastung erforderlich ist, sondern lediglich die Zahl der verwendeten Schichten anzupassen ist. Quasiisotrope Lamine lassen sich durch die Verwendung von Geweben besonders leicht realisieren, wobei der Fall eines Gewebes aus triaxial verwobenen Verstärkungsfasern ($0^\circ / \pm 60^\circ$) neben dem Aufbau aus Gewebeschichten mit vier Orientierungen ($0^\circ / 90^\circ / \pm 45^\circ$) den einfachsten Fall darstellt.

2.2.2 Thermisch-zyklische Lasten und deren Effekt auf CFK-Lamine

Durch die Kombination zweier Materialien mit unterschiedlichem thermischen Ausdehnungsverhalten entstehen bei Aufheiz- bzw. Abkühlvorgängen Eigenspannungen im Werkstoff. Bei faserverstärkten Werkstoffen ist dieser Effekt aufgrund der stark unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten zwischen Faser und Matrix (siehe hierzu Tabelle 2.1 und 2.2) besonders ausgeprägt. Werden unter erhöhter Temperatur aushärtende Matrixwerkstoffe verwendet, so können bereits bei Raumtemperatur erhebliche Abkühlspannungen (sog. curing stresses) im Laminat auftreten, die im Extremfall zu Mikroschädigungen oder Zwischenfaserbrüchen führen können und daher bei der Auslegung berücksichtigt werden müssen. Wie in Kapitel 1 erwähnt, können an exponierten Stellen einer Weltraumstruktur Temperaturextrema bis zu -190°C auftreten. In Kombination mit Aushärtetemperaturen von ca. 100°C können somit Temperaturunterschiede von beinahe 300°C erreicht werden, so dass z. B. für die untersuchte Materialkombination aus YSH70-Fasern mit einem negativen CTE von $-1,5 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ und LTM123-Matrix mit einem positiven CTE von $53 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ Eigenspannungen von ca. $62 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ auftreten können (siehe Abbildung 2.2).

Die im Zugversuch ermittelte maximal erzielbare Bruchspannung dieses Matrixwerkstoffs von ca. 60MPa wird somit überschritten. Zwar nehmen Steifigkeit und Festigkeit der meisten Werkstoffe bei tiefen Temperaturen zu, gleichzeitig tritt aber auch eine

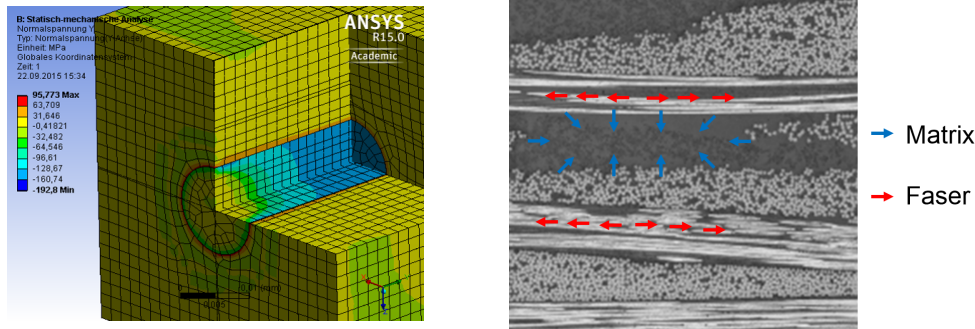


Abbildung 2.2: Links: Normalspannungen in Faserlängsrichtung bei Abkühlung des Laminats auf -190°C . Rechts: Auswirkungen der Abkühlung auf Faser und Matrix am Beispiel eines Schlibbilds eines Gewebelaminats.

Versprödung des Werkstoffs auf, die bei maximaler Belastung zu einem abrupten Versagen führt. Insbesondere Werkstoffkombinationen mit einem negativen Faser-CTE und einem positiven CTE der Matrix sind daher anfällig für Schädigungen, wie z. B. die Entstehung von Mikrorissen bei Abkühlung bis in den kryogenen Bereich. Durch den negativen CTE der Faser kommt es bei Abkühlung zu einer Ausdehnung der Faser bei gleichzeitigem Schrumpfen der Matrix, so dass im Verbund auf den Matrixwerkstoff Zug- und Schubspannungen wirken (siehe Abbildung 2.2).

Die Untersuchungen Browns [27] zu den Auswirkungen von Temperaturzyklen auf Kreuzverbunde und quasiisotrope CFK-Laminat aus Polyacrylnitril- (PAN) bzw. Pechfasern mit Cyanat ester- bzw. Epoxidmatrix zeigen, dass durch die aufgebrachten Temperaturzyklen Mikrorisse in den Laminaten entstehen. Deren Entstehung, Ausbreitung und Rissfortschritt wird von den folgenden Faktoren beeinflusst:

- **Schichtdicke:**
Die Schichtdicke hat einen signifikanten Einfluss auf den Zeitraum des ersten Auftretens von Mikrorissen und das Erreichen der maximalen Rissdichte. Laminat aus dünnen Lagen zeigen bereits innerhalb einiger 100 Zyklen Risse und erreichen innerhalb weniger 1000 Zyklen die maximale Rissdichte, während Laminat mit dicken Lagen ein späteres Auftreten der Mikrorisse aufweisen und deutlich mehr Zyklen benötigen, um die maximale Rissdichte zu erreichen. Bei gleicher Zyklenzahl ist die maximale Rissdichte dünnlagiger Laminat laut Brown bis zu 2,4 mal höher als bei dicken Lagen, trotzdem ist die Änderung des Laminat-CTEs bei den dünnen Schichten geringer.
- **Fasertyp (precursor) und Fasereigenschaften:**
Beim Vergleich von Laminat aus PAN- bzw. Pechfasern zeigen die PAN-Fasern, unter der Voraussetzung gleicher Schichtdicken, nach mehreren tausend Zyklen weniger Mikrorisse als die Pechfaser-Laminat. Dies ist auf den stärker negativen CTE der Pechfasern und deren größeren Durchmesser zurückzuführen, durch den im Verbund bei Abkühlung höhere Abkühlspannungen auftreten. Dies

wirkt sich auch auf die CTE-Änderung der Lamine aus, die bei Pechfaser-Laminaten nach dem Zyklisieren größer ist. Die Materialeigenschaften der verwendeten Fasern beeinflussen die Bildung der Mikrorisse dahingehend, dass bei Verwendung von Fasern mit stark negativem CTE bzw. hohem Faser-E-Modul schneller Mikrorisse im Laminat auftreten und die maximale Rissdichte früher erreicht wird als bei Fasern mit wenig negativem CTE bzw. niedrigerem E-Modul. Dieser Fasertypus verursacht jedoch unter dem Einfluss von Temperaturzyklen eine stärkere Änderung des Laminat-CTEs. Da insbesondere hochmodulige Fasern einen meist stark negativen Faser-CTE aufweisen, wird dieser Laminattyp also zu einer schnellen Ausbildung von Mikrorissen tendieren, jedoch auch schneller stabile CTE-Werte erreichen.

- **Matrixtyp und Matrixeigenschaften:**
Cyanatester zeigen von den von Brown untersuchten Matrixwerkstoffen nach einheitlicher Zahl an Temperaturzyklen die wenigsten Mikrorisse, die Gruppe der Epoxidmatrixwerkstoffe die meisten. Des Weiteren beeinflusst die verwendete Matrix auch das initiale Auftreten der Mikrorisse, wobei die Gruppe der Cyanaester erst sehr spät Risse ausbildet. Die Ergebnisse von Brown für sehr hohe Zyklenzahlen deuten jedoch darauf hin, dass sich die Mikrorissdichte der untersuchten Matrixwerkstoffe mit zunehmender Zyklenzahl angleicht. Eine Beeinflussung der Glasübergangstemperatur T_G konnte von Brown nicht nachgewiesen werden.
- **Temperaturbereich der Zyklen:**
Ein weiterer Einflussfaktor ist der von den Zyklen abgedeckte Temperaturbereich. Bei Laminaten mit Epoxidmatrix beeinflusst der Temperaturbereich den Zeitpunkt des Auftretens der Mikrorisse sowie das Erreichen der maximalen Rissdichte. Unabhängig vom Temperaturbereich erfolgt ein Angleich der Mikrorissdichte durch Aufbringen einer ausreichend hohen Zahl an Zyklen. Für Lamine mit Cyanatestermatrix weist Brown einen Grenztemperaturbereich nach. Wird dieser nicht überschritten, so bilden sich keine Mikrorisse im Laminat. Die Dicke der Laminatschichten wiederum wirkt sich direkt auf den Grenzbereich aus, so dass dickere Laminatschichten auch einen größeren Grenzbereich aufweisen.

Die aufgeführten Einflussfaktoren haben in den Untersuchungen Browns keinerlei Einfluss auf die Laminatsteifigkeit, sie betreffen jedoch die von der Matrix beeinflussten Materialkennwerte, da diese durch die von den Temperaturzyklen hervorgerufenen Mikrorisse degradieren. Weitere Untersuchungen zu den Auswirkungen thermisch zyklischer Lasten auf [0/90]-Lamine wurden auch von Ju et al. [97, 98] und von Timmerman et al. [173, 174] angestellt.

Ju et al. beschreiben in ihren Untersuchungen zu verschiedenen Einflussfaktoren die Zahl der Temperaturzyklen als den Haupteinflussfaktor für die Bildung von Mikrorissen in den untersuchten Laminaten. Als weiterer Faktor wird die Höhe der Temperatur-

amplituden während des Zyklierens genannt. Als Ursachen für das Auftreten der Mikrorisse werden analog zu Brown die hohen thermischen Eigenspannungen bei kryogenen Temperaturen in Kombination mit den inkompatiblen Faser-Matrix-CTEs und die Versprödung des Matrixwerkstoffes bei tiefen Temperaturen genannt. Zusätzlich können sehr hohe Temperaturen zu einer Degradation der Schlichte führen, wodurch die Faser- Matrix-Anbindung geschwächt wird bzw. versagen kann. Timmerman et al. kommen in ihren Arbeiten zu ähnlichen Ergebnissen, wobei auch ein Zusammenhang zwischen der Faser-Matrix-Anbindung und der sich einstellenden Mikrorissdichte im Zusammenhang mit unterschiedlichen Schichten nachgewiesen wird, wonach sich bei einer stärkeren Faser-Matrix-Adhäsion eine niedrigere Mikrorissdichte einstellt.

2.3 Begriffsdefinitionen zu thermooptischen Eigenschaften und Wärmetransport

Nach den Ausführungen zu den Eigenschaften und dem Verhalten gängiger Faser- und Matrixtypen sowie der daraus erzeugten Lamine werden nun die wichtigsten optischen und thermischen Eigenschaften und Zusammenhänge betrachtet, die für die weiteren Kapitel benötigt werden.

2.3.1 Optische Eigenschaften eines Körpers

Da jegliches der im weiteren Verlauf dieser Arbeit vorgestellten Messsysteme mit der Oberfläche des zu vermessenden Prüfkörpers mindestens optisch in Kontakt steht, ist es sinnvoll, die verschiedenen Arten auftretender Oberflächen zu betrachten. Man unterscheidet dabei nach Wagner [179], Polifke et al. [140] und Luhmann [114] zwischen

- schwarzen
- weißen
- grauen
- farbigen
- spiegelnden
- matten

Körpern, wobei ein schwarzer Körper jegliche auftreffende Strahlung absorbiert, während ein weißer Körper die auftreffende Strahlung reflektiert. Graue und farbige Körper unterscheiden sich dadurch, dass von farbigen Körpern hauptsächlich Strahlung einer der Farbe entsprechenden Wellenlänge reflektiert wird, wohingegen graue Körper von allen Anteilen gleich viel reflektieren. Spiegelnde und matte Körper unterscheiden sich in der Art, wie einfallende Strahlung von der Oberfläche reflektiert wird. Bei einem spiegelnden Körper erfolgt die Reflexion unter gleichbleibendem Winkel (senkrecht zur Oberfläche), ein matter Körper verteilt die Strahlung im Gegensatz dazu diffus in alle Richtungen.

2.3.2 Wärmestrahlungseigenschaften und Wärmeübertragung

Für den Wärmetransport zwischen dem Prüfobjekt und der Wärmequelle sind drei Mechanismen verantwortlich, die Wärmestrahlung, die Wärmeleitung und die Konvektion. Für die Definition dieser Mechanismen soll vereinfachend angenommen werden, dass es sich bei Prüfkörper und Wärmequelle um zwei parallele Platten mit endlichem Abstand handelt. Zur Beschreibung eines realen Prüfaufbaus mit einem ungleich komplexeren Prüfraum und einer Vielzahl an thermischen Störgrößen ist diese Vereinfachung zwar nicht geeignet, für das grundlegende Verständnis der Mechanismen ist sie jedoch ausreichend. Für eine detailliertere Beschreibung dieser Phänomene sei hier lediglich auf weiterführende Literatur, beispielsweise [140], [12] oder [179] verwiesen.

Wärmestrahlung:

Die Art der Oberfläche hat einen direkten Einfluss auf das Verhalten des Körpers hinsichtlich Aufnahme und Abgabe von Wärmestrahlung. Durch seine Oberflächenrauigkeit und die Einordnung in die oben aufgeführten Kategorien wird der Strahlungsfluss Φ von und zu einem Körper beeinflusst, der sich aus der über eine definierte Zeit übertragenen Energie berechnen lässt.

$$\Phi = \frac{dW}{dt} \quad (2.24)$$

Aus dem Strahlungsfluss lässt sich unter Einbeziehung der Fläche des abstrahlenden Körpers wiederum die spezifische Ausstrahlung M eines Körpers berechnen.

$$M_S = \frac{d\Phi}{dA} \quad (2.25)$$

Für eine bestimmte Wellenlänge λ berechnet sich die spezifische Ausstrahlung eines schwarzen Strahlers nach dem Planck'schen Gesetz mit der Lichtgeschwindigkeit c , dem Planck'schen Wirkungsquantum ($h = 6,6256 \cdot 10^{-34} \text{ Js}$) und der Boltzmann-Konstante ($k = 1,38064852 \cdot 10^{-23} \frac{\text{J}}{\text{K}}$) wie folgt:

$$M_{\lambda S} = \frac{2\pi c^2 h}{\lambda^5 \left(e^{\frac{ch}{\lambda k T}} - 1 \right)} \quad (2.26)$$

Nach Integration über die Wellenlänge ergibt sich aus Gleichung 2.26 gemäß dem Stefan-Boltzmann-Gesetz die spezifische Ausstrahlung M_S zu

$$M_S = \int_0^\infty M_{\lambda S} d\lambda = \sigma_B T^4 \quad (2.27)$$

wobei sich die Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma_B = 5,669 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$ als Funktion von k , h und c berechnen lässt. Setzt man nun die spezifische Ausstrahlung eines Körpers mit der eines schwarzen Strahlers in Relation, so erhält man den spektralen Emissionsgrad $\varepsilon_{th}(\lambda, T)$, der von der Temperatur und der Oberfläche abhängig ist:

$$\varepsilon_{th}(\lambda, T) = \frac{M(\lambda, T)}{M_S(\lambda, T)} \quad (2.28)$$

Ähnliche Zusammenhänge gelten auch für den Absorptionsgrad (α_{th}), Transmissionsgrad (τ) und den Reflexionsgrad (ρ), die untereinander in folgender Beziehung stehen:

$$\alpha_{th} + \tau_{th} + \rho_{th} = \frac{\Phi_a}{\Phi} + \frac{\Phi_{tr}}{\Phi} + \frac{\Phi_r}{\Phi} = 1 \quad (2.29)$$

Nach dem Kirchhoff'schen Gesetz gilt außerdem, dass das Emissionsvermögen ε_{th} eines Körpers gleich dem Absorptionsverhältnis α_{th} ist, so dass ein Körper, der leicht Wärmestrahlung aufnimmt, diese auch leicht wieder abgibt:

$$\varepsilon_{th}(T, \lambda) = \alpha_{th}(T, \lambda) \quad (2.30)$$

Mit den bisher betrachteten Eigenschaften lässt sich die von einem Körper abgegebene Wärmestrahlung nach der von Stefan Boltzmann aufgestellten Gleichung ([170] und [21]) berechnen.

$$\dot{Q} = \frac{dQ}{dt} = \varepsilon_{th}(\lambda, T) \cdot \sigma_B \cdot T^4 \cdot A \quad (2.31)$$

Dabei sind σ_B die bereits bekannte Stefan-Boltzmann-Konstante, T die Temperatur des Körpers und A dessen abstrahlende Fläche.

Für die Abschätzung des Strahlungsaustauschs zwischen zwei benachbarten strahlenden Körpern ist die Nettostrahlung zwischen den beiden Körpern zu betrachten. Für den einfachen Fall zweier paralleler Platten mit einheitlicher Fläche folgt somit für den Strahlungsaustausch:

$$\dot{Q} = \frac{dQ}{dt} = \sigma_B \cdot A \cdot E_{th} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.32)$$

Hierbei sind T_1 die Temperatur der ersten Platte und T_2 die Temperatur der zweiten Platte. Der Strahlungsaustauschgrad E_{th} [8] wiederum errechnet sich aus den Emissionsgraden der Platten, $\varepsilon_{th,1}$ und $\varepsilon_{th,2}$, zu:

$$E_{th} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{th,1}} + \frac{1}{\varepsilon_{th,2}} - 1} \quad (2.33)$$

Wärmeleitung:

Die Wärmeleitung basiert auf dem Kontakt benachbarter Moleküle innerhalb von Feststoffen und unbewegten Fluiden. Die übertragene Wärmemenge bei diesen Molekülkontakten hängt von der Wärmeleitfähigkeit λ_{th} des Stoffes, dem Temperaturunterschied ΔT , der Übertragungsfläche A und dem verfügbaren Stoffvolumen, also der Dicke ΔX ab und kann unter Verwendung des Fourier'schen Gesetzes ([140] und [179]) berechnet werden:

$$\dot{Q} = \lambda_{th} A \frac{\Delta T}{\Delta X} \quad (2.34)$$

Über das Verhältnis aus Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität c_{th} eines Stoffes kann die Temperaturleitfähigkeit a_{th} berechnet werden, die darauf schließen lässt, wie schnell Temperaturunterschiede in einem Werkstoff ausgeglichen werden.

$$a_{th} = \frac{\lambda_{th}}{c_{th} \cdot \rho} \quad (2.35)$$

Konvektion:

Eine weitere Art der Wärmeübertragung, die bei der thermoelastischen Deformationsmessung eine Rolle spielt, ist die Konvektion. Sie tritt als erzwungene Konvektion auf, sofern ein künstlich erzeugter Fluidstrom für den Wärmeaustausch sorgt, oder als natürliche Konvektion, sofern die Fluidströmung rein durch die Gravitation bedingt ist. In diesem Fall sorgt die aus der Erwärmung resultierende Dichteänderung des Fluids dafür, dass eine Ausgleichsströmung im Fluid entsteht. Bei der Bestimmung thermoelastischer Deformationen tritt dieser Effekt immer dann auf, wenn der Prüfkörper aufgeheizt wird. So kann nach [179] zum Beispiel bei einer waagrecht in einem Testaufbau liegenden, erwärmten Platte auf der Unterseite keine Naturkonvektion entstehen. Auf der Unterseite bilden sich temperierte Luftschichten aus, während auf der Oberseite in Abhängigkeit von dem zwischen Platte und Umgebung vorherrschenden Temperaturunterschied Naturkonvektion mit laminarer bzw. turbulenter Strömung auftritt. Dies ist jedoch nur dann der Fall, wenn für die Rayleighzahl Ra , also das Produkt aus der Grashofzahl Gr und der Prandtlzahl Pr gilt:

$$Ra = Gr_s \cdot Pr = \frac{g \cdot s^3 \cdot \beta_T \cdot (T_{warm} - T_{kalt})}{\nu^2} \cdot Pr \begin{cases} > 1700 \hat{=} laminar \\ > 50000 \hat{=} turbulent \end{cases} \quad (2.36)$$

Dabei ist β_T der thermische Raumausdehnungskoeffizient, s ist der Abstand zur kalten Wand und g die Erdbeschleunigung. Der resultierende Wärmestrom von der heißen Platte nach oben berechnet sich aus dem Abstand s zur kalten Wand und der Nußeltzahl Nu damit zu:

$$\dot{Q}_{L,K} = Nu_S \cdot \frac{\lambda_{th}}{s} \cdot A \cdot \Delta T \quad (2.37)$$

Für die senkrechte Platte lässt sich der Wärmestrom unter Verwendung des Newton'schen Gesetzes aus der Plattenhöhe h , der dem Fluid zugeneigten Fläche A und dem Temperaturunterschied berechnen:

$$\dot{Q}_{L,K} = a_{th} \cdot h \cdot A \cdot \Delta T \quad (2.38)$$

3 Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen zyklischer Temperaturlasten auf die mechanischen Kennwerte von Gewebelaminaten

Wie in Kapitel 2 gezeigt wurde liegen bisher hauptsächlich Daten zu den Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf die Materialkennwerte von Laminaten aus UD-Schichten und Kreuzverbunden (sog. Cross-ply Laminates) vor. Zu den Auswirkungen auf die im Bereich der Luft- und Raumfahrt vielfach eingesetzten Gewebelaminaten liegen hingegen kaum Daten vor. Der folgende Abschnitt diskutiert daher speziell die Auswirkungen thermischer Lastzyklen auf die mechanischen Kennwerte verschiedener Gewebelaminaten mit Cyanatester- und Silikonmatrix sowie auf Sandwichkonstruktionen mit CFK-Deckschichten und CFK-Kern.

3.1 Vorrichtung zum automatisierten Aufbringen thermisch-zyklischer Lasten

Um die Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf die vorgestellten Materialien untersuchen zu können, müssen zunächst die für die Untersuchung benötigten thermischen Lasten auf die Proben aufgebracht werden. Für solche Anforderungen gibt es auf dem Markt verschiedene Varianten an Klima- bzw. Thermalkammern, die in der Lage sind, in vordefinierten Temperaturbereichen zu operieren und die gewünschten Temperaturbereiche zyklisch und mit vorgegebenen Temperaturrampen und Haltezeiten anzufahren. Des Weiteren besteht auch die Möglichkeit, in kleineren Thermal-Vakuumkammern die gewünschten Zyklen aufzubringen.

Der Nachteil dieser Verfahren besteht in dem hohen Zeitaufwand, der für einen einzelnen Zyklus entsteht. Bei Verwendung einer einzelnen Kammer muss das volle Temperaturspektrum von ebendieser abgedeckt werden. Dadurch entsteht zusätzlicher Zeitaufwand, da die Temperatur der Kammer, deren Masse deutlich größer ist als die

der Probekörper, kontinuierlich angepasst werden muss. Bei Verwendung einer TV-Kammer erhöht sich der Zeitaufwand nochmals, da die Temperaturänderung der Proben nur noch über Strahlungsaustausch erfolgt und somit von deren Absorptions- und Emissionsfähigkeit abhängt.

Um diesen Zeitverlust zu minimieren, wird ein System aus zwei Thermalkammern verwendet, bei dem die Temperatur der beiden Kammern über den gesamten Testzeitraum möglichst konstant gehalten wird und die Temperaturänderung der Proben durch deren Verschiebung innerhalb der beiden Klimazonen erfolgt. Eine detaillierte Beschreibung dieses „Thermallifts“ erfolgt in den folgenden Kapiteln.

3.1.1 Funktionsweise und Aufbau

Der für das Aufbringen der thermisch-zyklischen Lasten auf die Proben verwendete Thermallift [137] besteht aus zwei INSTRON Thermalkammern, die übereinander aufgebaut sind. Die Kammern sind miteinander über einen Einschubtunnel verbunden, so dass ein Transportkorb zwischen den Kammern verfahren werden kann. Jede der Kammern kann Temperaturen zwischen -150°C und $+350^{\circ}\text{C}$ erreichen und über die integrierte Steuerung vordefinierte Temperaturrampen abfahren. Der Transportkorb kann über einen Linearantrieb beliebig zwischen der oberen und der unteren Kammer positioniert werden und ist an der Ober- und Unterseite mit einer Isolationsschicht versehen, die bei Erreichen der Endpositionen den Tunnel zwischen den beiden Kammern abdichtet und so einen konvektiven Wärmeaustausch zwischen den beiden Kammern unterbindet. Die Temperatur der Proben und der Kammern wird über Thermoelemente kontinuierlich überwacht und an die Steuerung übertragen.

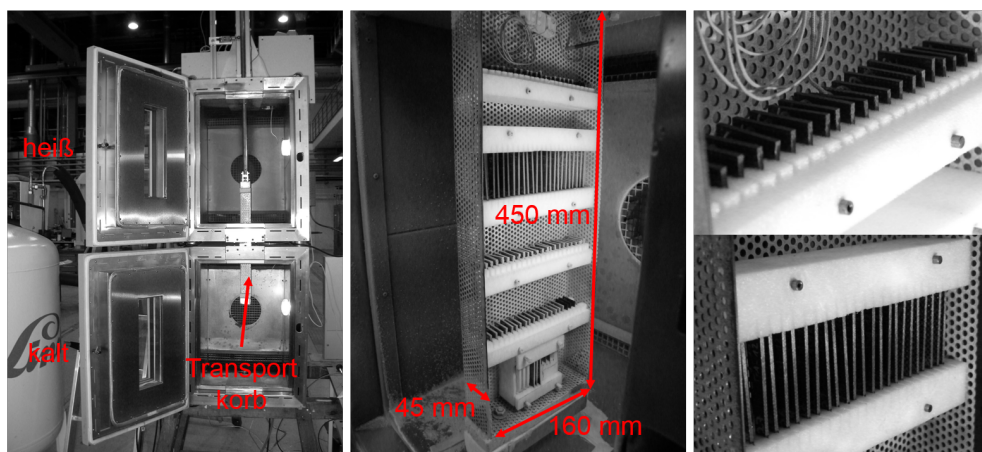


Abbildung 3.1: Thermallift zum Aufbringen einer hohen Zahl thermischer Lastzyklen. Links: Gesamtaufbau mit beiden Thermalkammern, Korb und Linearantrieb. Mitte: Abmessungen des Transportkorbs für die Proben. Rechts: Detailaufnahmen der Probenhalterungen.

Die Steuerung und Regelung des Systems erfolgt über eine LabView-Routine und ermöglicht drei verschiedene Steuerungsarten. Dies sind:

- **Zeitsteuerung:**
Nach dem Anfahren der Startposition verweilt der Transportkorb in der jeweiligen Kammer für die vorgegebene Haltezeit, bevor er in die nächste Kammer verfahren wird. Ein zusätzliches Verweilen in der Mittelstellung ist möglich. Durch den schnellen Wechsel zwischen den Kammern werden die Proben Temperaturschocks unterzogen.
- **Temperatursteuerung:**
Wie bei der Zeitsteuerung wird der Transportkorb zunächst in die Startkammer verfahren. Statt einer vorgegebenen Verweildauer wird die Proben-Isttemperatur mit der Solltemperatur verglichen. Nach Erreichen der Solltemperatur kann eine zusätzliche Haltezeit bei dieser Temperatur hinzugefügt werden, ansonsten erfolgt der Transfer in die nächste Kammer (Abbildung 3.2). Hierbei handelt es sich um die Konfiguration, mit der die untersuchten Proben zyklisiert wurden.
- **Funktionssteuerung:**
Die Funktionssteuerung kombiniert die beiden vorherigen Module und kann zusätzlich beliebige Zwischenpositionen zwischen den beiden Kammern anfahren, so dass sich auch Temperaturprofile erzeugen lassen. Dieser Modus eignet sich jedoch nur für kleinste Proben mit guter räumlicher Trennung der Proben in der Verfahrrichtung. Längere Proben würden sich gleichzeitig in beiden Kammern befinden, so dass ein extremer Temperaturgradient über die Probenlänge entstehen könnte. Des Weiteren kann in diesem Modus nicht das gesamte Volumen des Transportkorbs ausgenutzt werden, da speziell Proben, die sich an den unteren und oberen Enden des Korbs befinden, trotz der Haltepunkte einem Temperaturschock ausgesetzt wären.

Alle Betriebsmodi sind mit einer Überwachung für die Proben- bzw. Kammertemperaturen versehen, so dass bei einer zu starken Abweichung der Kammertemperatur, bei Nichterreichen der Probensolltemperatur nach einer vorgegebenen Zeit oder bei Nichterreichen der Sollposition der Versuch abgebrochen wird und ein Warnsignal ertönt.

3.1.2 Einfluss der Verfahrgeschwindigkeit auf die Belastung der zyklisierten Proben

Wie bereits erwähnt wird für das Zyklisieren der Proben ausschließlich der Betriebsmodus Temperatursteuerung (Abbildung 3.2) verwendet. Um einen guten Kompromiss zwischen der Zyklusdauer und der Belastung der Proben während des Transfers zwischen den Kammern zu finden, ist es nötig, die Verfahrgeschwindigkeit des Transportkorbs an den aktuellen Zustand anzupassen. Einflussfaktoren sind neben der Probendicke auch die im Transportkorb befindliche Masse und der verfügbare Luftraum

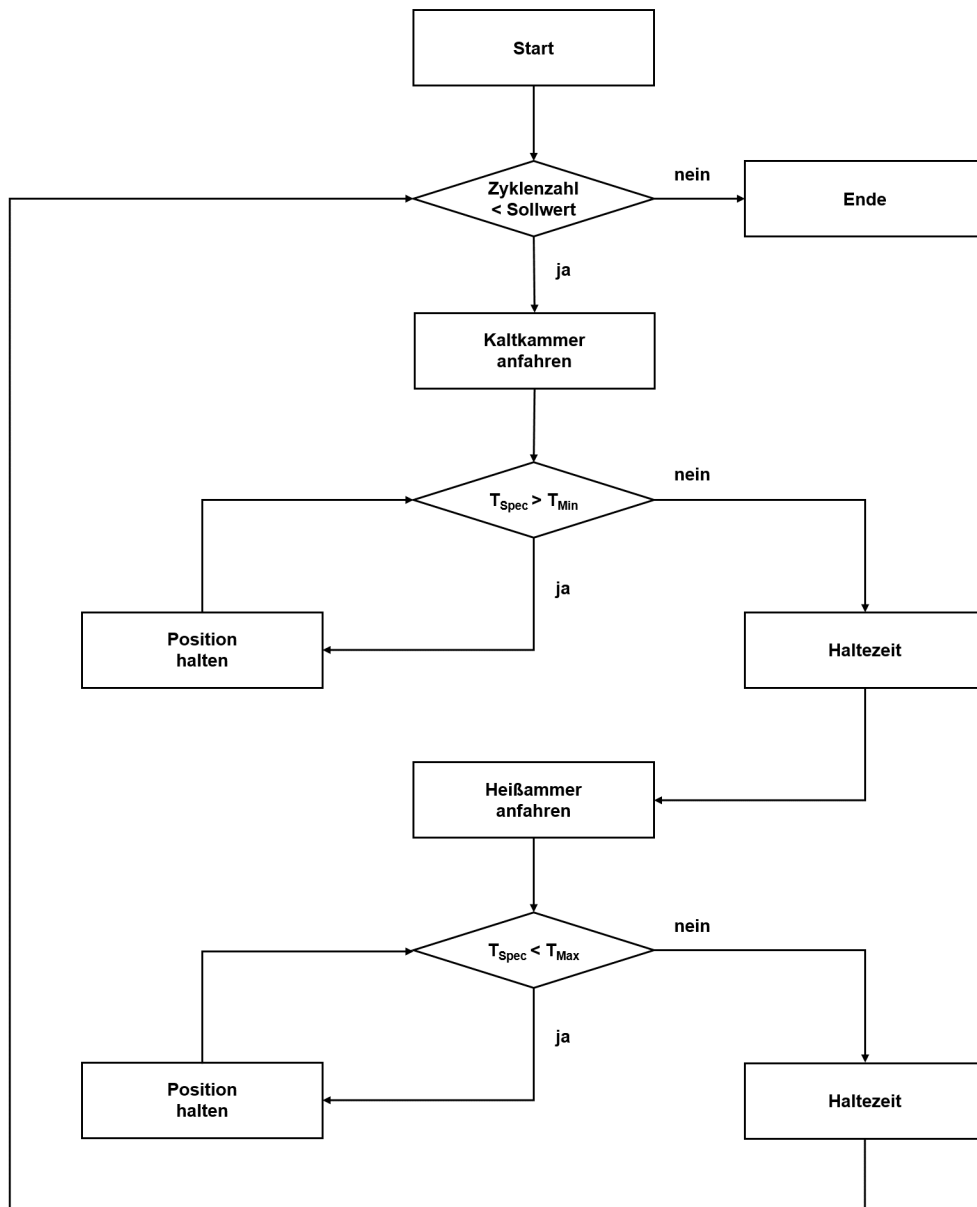


Abbildung 3.2: Regelung des Thermallifts im Betriebsmodus Temperatursteuerung.

zwischen den Proben. Durch möglichst langsames Einfahren des Korbs in die nächste Kammer lassen sich die an den Proben auftretenden Temperaturänderungsraten drastisch minimieren, ohne dass dadurch die Gesamtdauer für einen Zyklus über Gebühr verlängert wird (siehe Abbildung 3.3).

So führt eine Verringerung der Verfahrgeschwindigkeit von $100 \frac{mm}{sec}$ auf $5 \frac{mm}{sec}$ zwar zu einer um beinahe zwei Minuten verlängerten Verfahzeit, die effektive Zeit für einen Zyklus erhöht sich jedoch nur um eine Minute, da die Proben während des verlangsamten Einfahrens in die nächste Temperaturzone bereits eine Temperaturanpassung erfahren. Der beim Einfahren entstehende Temperaturschock wird jedoch deutlich re-

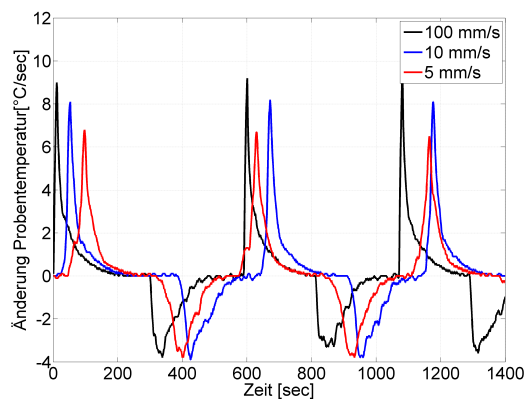


Abbildung 3.3: Einfluss der Verfahrensgeschwindigkeit des Transportkorbs auf die Temperaturänderungsrate der Proben.

duziert, wie an der um etwa 40% verringerten maximalen Temperaturänderung in Abbildung 3.3 zu erkennen ist. Zur Minimierung der Thermoschockbelastung ist daher die für die gewünschte Zyklenzahl und die daraus resultierende Testdauer minimale Verfahrensgeschwindigkeit zu wählen. Bei sehr empfindlichen oder dicken Proben kann durch eine zusätzliche Isolation des Transportbehälters eine weitere Reduktion des Temperaturschocks erreicht werden. Es ist jedoch zu beachten, dass dies zu einer weiteren Erhöhung der Zykluszeit führt.

3.2 Untersuchung der Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf Gewebelaminat

Die in Kapitel 2.2.2 vorgestellten Ergebnisse beziehen sich auf Kreuzverbunde ($0^\circ/90^\circ$) bzw. quasiisotrope Laminat. Für den Einsatz in Luft- und Raumfahrtstrukturen werden jedoch vermehrt Laminat aus Gewebeschichten verwendet, da sich durch deren Einsatz die zu verwendende Zahl von Einzelschichten reduzieren lässt. Nachfolgend werden Untersuchungsergebnisse für verschiedene Faser-Matrix-Kombinationen vorgestellt, die sich für den Einsatz unter hohen thermisch-zyklischen Lasten eignen und die für den Bau von Raumfahrtstrukturen verwendet werden. Einen Überblick über die untersuchten Laminataufbauten und die verwendeten Komponenten liefert Tabelle 3.1.

Die aufgeführten Verbundvarianten werden nach Bestimmung der wichtigsten Materialkennwerte im unzyklierten Zustand und nach den in den ECSS-Standards [5] geforderten 10 bzw. 100 Thermal-Vakuumzyklen hinsichtlich ihres Verhaltens infolge thermisch-zyklischer Belastung untersucht. Die Temperaturamplitude der Thermalzyklen wird hierfür auf $\pm 150^\circ C$ festgelegt. Dies entspricht den Temperaturextrema einer exponierten Struktur eines Satelliten im geostationären Orbit. Basierend auf dem aktuellen Stand der Technik und den Ergebnissen der Materialkennwertermittlung nach

Bezeichnung	Fasertyp	Matrixtyp	Aufbau
Verbund Typ A	Pechfaser	Cyanatester	YSH70A-Faser Leinwandgewebe (Nippon Graphite Fibre Corporation) LTM123-Matrix (Cytec Industries Inc.)
Verbund Typ B	Pechfaser	Epoxidmatrix	YSH50A-Faser Leinwandgewebe (Nippon Graphite Fibre Corporation) LY556 + Härter HY906 + Accelerator DY 070 (Huntsman International LLC)
Verbund Typ C1	PAN-Faser	Elastomer	SK802 T300 Triaxialgewebe (Sakase-Adtech Ltd. und Toray Carbon Fibers America Inc.) Elastosil S 690 (Wacker Chemie AG)
Verbund Typ C2	PAN-Faser	Elastomer	T300 Biaxialgewebe (Toray Carbon Fibers America Inc.) Elastosil S 690 (Wacker Chemie AG)

Bezeichnung	Deckschicht	Kern	Aufbau
Sandwich Typ D1	Typ A	Wabenkern	YSH70A+LTM123-Gewebedeckschicht CCORE (Invent GmbH) YSH70A+LTM123-Gewebedeckschicht
Sandwich Typ D2	Typ B	Wabenkern	YSH50A+LY556-Gewebedeckschicht CCORE (Invent GmbH) YSH50A+LY556-Gewebedeckschicht

Tabelle 3.1: Übersicht über die untersuchten Materialkombinationen.

den ECSS-Zyklen werden ausgewählte Proben mit bis zu 3000 Temperaturzyklen beaufschlagt, entsprechend einem achtjährigen Einsatz im geostationären Orbit. Um die Proben mit der jeweils notwendigen Zahl von Temperaturzyklen zu beaufschlagen, wird der in Kapitel 3.1 beschriebene Thermallift eingesetzt.

Die Untersuchungen an Proben mit 3000 Temperaturzyklen beschränken sich auf einige wenige Materialkennwerte, die unter Verwendung möglichst kleiner Proben ermittelt werden. Dies reduziert einerseits die Zeit, die für das Aufbringen eines einzelnen Zyklus benötigt wird, da das Probenvolumen in den Kammern reduziert wird, andererseits können so mehrere Proben gleichzeitig bearbeitet werden, so dass ein umfangreiches Testprogramm für die ausgewählten Tests durchgeführt werden kann.

Die Untersuchungen für die „klassischen“ Verbundwerkstoffe mit Epoxid- bzw. Cyanat-estermatrix beschränken sich des Weiteren auf die von der Matrix beeinflussten Kennwerte, da die faserdominierten Kennwerte durch die für die Fasern unkritischen Temperaturextrema nicht beeinflusst werden. Näher betrachtet werden daher der Wärmeausdehnungskoeffizient, die scheinbaren interlaminaren Scherkräfte¹ sowie mikroskopische Schliffbilder, die aus den Probekörpern für die CTE-Messung erzeugt werden. Die Sandwichproben werden nach dem Zyklieren einem Zugversuch senkrecht zu den Deckschichten unterzogen, um die Restfestigkeit der Kern-Deckschicht-Verklebung

¹Die Ermittlung erfolgt in einem Dreipunkt-Biegeversuch mit Proben geringer Abmessungen.

Zykluszahl	unter Vakuum	Mikroskopie	CTE-Messung	ILSS	Zugversuch	Druckversuch	Schubversuch	HF-Eigenschaften
0	-	L S E	L E	L	L S E	L	L	L S E
10	L S	L S E*	L E*	L	L S E*	-	-	L S E*
100	L S	L S	L	L	L S	L	L	L S E
200	-	L S	L	L	-	-	-	-
300	-	L S	L	L	-	-	-	-
400	-	L S	L	L	-	-	-	-
500	-	L S	L	L	-	-	-	-
750	-	L S	L	L	-	-	-	-
1000	-	L S	L	L	-	-	-	-
1500	-	L	L	-	-	-	-	-
2000	-	L E	L	-	-	-	-	-
2500	-	L	L	-	-	-	-	-
3000	-	L	L	-	-	-	-	-

Tabelle 3.2: Übersicht über die bei der jeweiligen Zykluszahl durchgeführten Untersuchungen (L = Laminatproben, S = Sandwichproben, E = Elastomerproben). E* mit 20 statt 10 Zyklen.

zu ermitteln. Zusätzlich werden auch hier Schlißbilder erzeugt, um die Auswirkung der Temperaturzyklen auf die Kern-Deckschicht-Verklebung zu untersuchen.

3.2.1 Auswirkungen auf Gewebelamine mit pechbasierten Kohlenstofffasern

Die entsprechend der Anforderungen aus den ECSS-Kriterien getesteten Proben aus den hochmoduligen, pechbasierten YSH-Fasern und dem Cyanatester-Matrixwerkstoff zeigen, dass nach den in den Teststandards geforderten 10 bzw. 100 Temperaturzyklen in den wenigsten Fällen eine Degradation der Materialkennwerte nachweisbar ist. In einigen Fällen kann es durch die Beaufschlagung mit 10 Temperaturzyklen sogar zu einer kurzzeitigen Verbesserung der erzielbaren Maximalwerte kommen. Diese Verbesserung der Kennwerte nach den ersten 10 Temperaturzyklen ist auf einen Abbau der nach der Fertigung vorliegenden Eigenspannungen zurückzuführen.

Durch das Aushärten der Materialien bei Temperaturen zwischen 80 und 120 Grad sowie durch die anschließende Bearbeitung der Rohmaterialien bei der Herstellung

der Probekörpergeometrien bleiben im Laminat Spannungen zurück, die zu einem früheren Versagen führen können. Durch die Beaufschlagung mit Temperaturzyklen werden die Proben mehrmals starken thermischen Lasten ausgesetzt. Insbesondere der Temperaturunterschied von bis zu 250°C relativ zur Aushärtetemperatur führt dabei zu hohen thermischen Spannungen im Laminat, durch die lokale interlaminare Spannungen abgebaut werden können. Beispiele für diesen Effekt finden sich in Abbildung 3.4.

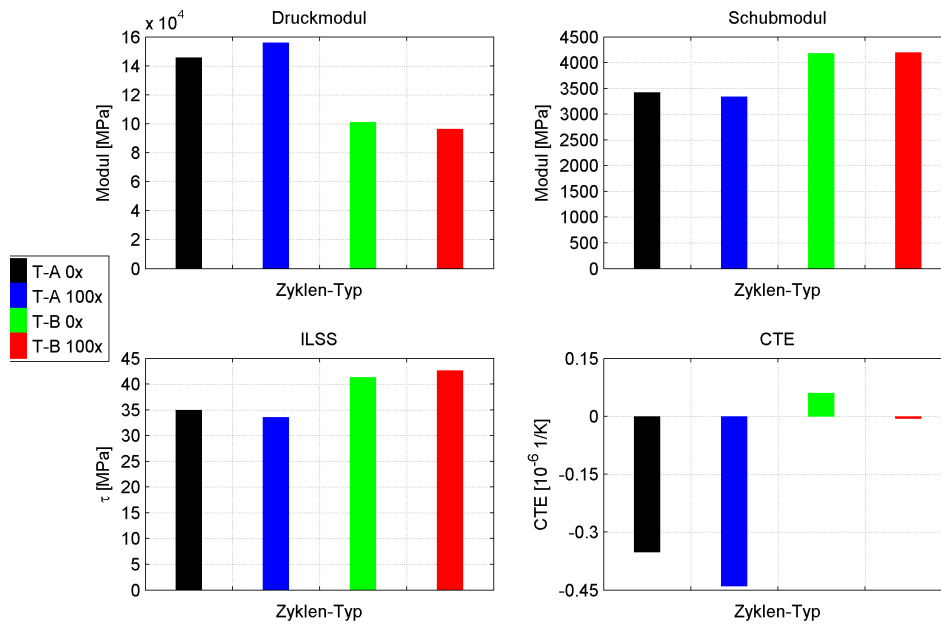


Abbildung 3.4: Ergebnisse der Materialkennwertermittlung an zwei Laminattypen im unzyklierten Zustand und nach 100 Temperaturzyklen (T-A: YSH70-Faser mit LTM123-Matrix, T-B: YSH50-Faser mit LY556-Matrix).

Abbildung 3.4 zeigt die gemessenen Änderungen des Wärmeausdehnungskoeffizienten, der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit, des Schubmoduls sowie des Druckmoduls am Beispiel der Materialtypen A (YSH70-Faser und LTM123-Caynatester-Matrix) und B (YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrixsystem). Es zeigt sich, dass insbesondere für die faserdominierten Kennwerte im direkten Vergleich mit den Ausgangswerten nur geringfügige Änderungen auftreten, in den meisten Fällen beträgt die Änderung der Kennwerte weniger als fünf Prozent des Ausgangswerts. Es ist somit anhand der Ergebnisse kaum möglich, einen Trend für die weitere Entwicklung der Kennwerte infolge zusätzlicher thermischer Zyklen abzuschätzen. Somit müssen, um die Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf faserverstärkte Werkstoffe genauer zu untersuchen, deutlich mehr Temperaturzyklen aufgebracht werden, als in den Standards empfohlen wird.

Die Untersuchungen zu den Auswirkungen von bis zu 3000 Temperaturzyklen werden an CTE- und ILSS-Proben der Materialkombinationen YSH70-Faser und LTM123-

Matrixsystem sowie YSH50-Faser und LY556-Matrixsystem durchgeführt, wobei die Temperaturmaxima bei $\pm 150^\circ\text{C}$ liegen.

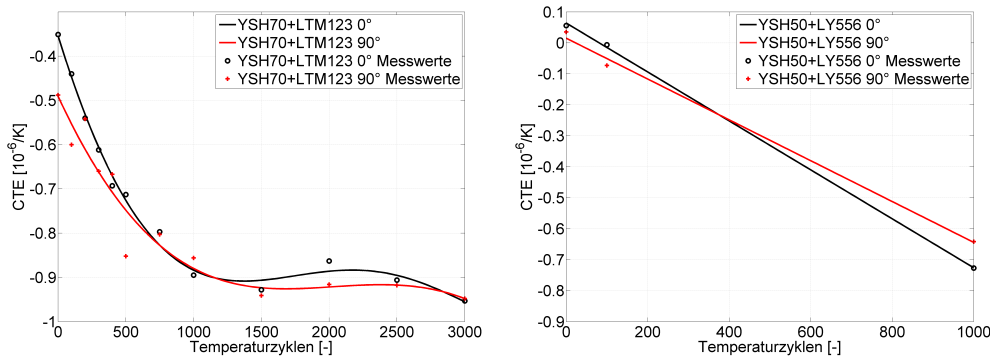


Abbildung 3.5: Entwicklung der CTE-Werte über die Zahl der aufgebrachtten Temperaturzyklen für die beiden Materialvarianten T-A (YSH70-Faser mit LTM123-Matrix) und T-B (YSH50-Faser mit LY556-Matrix).

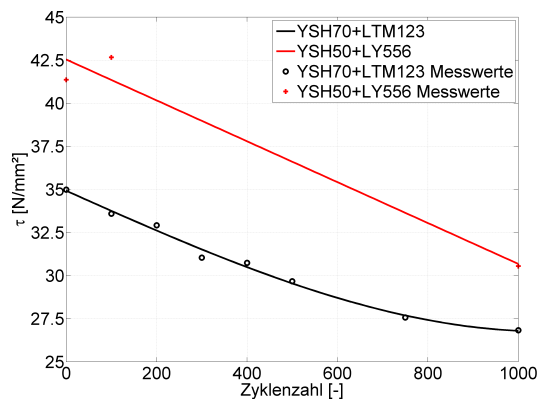


Abbildung 3.6: Entwicklung der maximal ertragbaren interlaminaren Scherspannung über die Zahl der aufgebrachtten Temperaturzyklen für die beiden Materialvarianten T-A (YSH70-Faser mit LTM123-Matrix) und T-B (YSH50-Faser mit LY556-Matrix).

Die Ergebnisse der nach Intervallen von 100, 250 bzw. 500 Temperaturzyklen bestimmten Materialkennwerte der untersuchten Proben zeigen, dass ähnlich zu den Forschungsergebnissen zu Kreuzverbunden von Ju et al.[97, 98], Timmerman et al. [173, 174] und Brown [27] mit zunehmender Zyklenzahl auch bei Gewebelaminaten eine deutliche Änderung der Kennwerte festzustellen ist. Für die CTE-Werte der beiden untersuchten Laminattypen bedeutet dies eine Verdrei- (YSH70+LTM123) bzw. Verachtfachung (YSH50+LY556) des Wärmedehnungskoeffizienten im Vergleich zum Ausgangszustand. Bei den untersuchten ILSS-Proben, deren Scherspannungen Rückschlüsse auf die Festigkeit der Anbindung der einzelnen Laminatschichten untereinander zulassen, ergeben sich Reduktionen von bis zu 30 Prozent, so dass von einer deutlichen Schwächung des Verbundwerkstoffs bezüglich der maximal ertragbaren Biegebelastung auszugehen ist.

Die Ursache für die Änderung der Kennwerte, die stärker von den Eigenschaften der Matrix abhängig sind, liegt in der Bildung von Mikrorissen in der Matrix. Diese Mikrorisse entstehen durch die hohen thermischen Eigenspannungen, die während der thermisch-zyklischen Belastung, insbesondere im kryogenen Temperaturbereich, auftreten (siehe Kapitel 2.2).

Zusätzlich zur Ermittlung der Kennwerte bei den jeweiligen Temperaturzyklenzahlen werden von den untersuchten Proben mithilfe eines Lichtmikroskops Schliffbilder erzeugt, anhand derer die zyklierten Proben auf eventuell vorhandene Mikrorisse, deren Zahl sowie Ausdehnung untersucht werden. Da sich in der Literatur [167, 149, 128, 89, 27] bereits Beispiele zum Auftreten solcher Mikrorisse in Faserverbundwerkstoffen finden, werden zusätzlich zu den CTE-Proben auf Bauteilebene auch Proben eines Sandwichmaterials untersucht (siehe Kapitel 3.2.3). Gerade die für die Luft- und Raumfahrt verwendete Sandwichbauweise ist aus mehreren Gründen prädestiniert für die Ausbildung von Mikrorissen. Zugunsten eines möglichst geringen Gesamtgewichts werden dünne Deckschichten aus hochsteifen CFK-Materialien verwendet. Diese bilden jedoch unter thermisch-zyklischer Belastung besonders schnell eine hohe Zahl von Mikrorissen. Je nach Art des verwendeten Kernmaterials und des Klebstoffes kann es außerdem zu Inkompatibilitäten hinsichtlich der CTEs der eingesetzten Materialien kommen, so dass unter Temperaturbelastung hohe Spannungen zwischen Deckschicht, Klebschicht und Sandwichkern auftreten können.

Die Schliffbilder der zyklierten CTE-Proben werden aus zwei verschiedenen Blickrichtungen auf die Probe erzeugt. Dazu wird die CTE-Probe zunächst im Verhältnis zwei zu drei geteilt. Eine Blickrichtung verläuft entlang der Probenlängsachse, die zweite senkrecht zur Schnittkante. Schliffbilder werden nach jedem Intervall des Thermalzyklus erzeugt, so dass eine fortlaufende Dokumentation der Mikrorissentstehung und -entwicklung möglich ist. Die nachfolgenden Aufnahmen 3.7 bis 3.8 zeigen jeweils die Blickrichtung entlang der Probenlängsachse im unzyklierten Zustand sowie nach den in den ECSS-Standards geforderten 100 Zyklen. Zusätzliche liegen Aufnahmen nach 500, 1000, 2000 und 3000 Temperaturzyklen vor (Abbildungen 3.9 bis 3.12), die den Zustand des Materials über die geforderten 100 Zyklen hinaus aufzeigen. Bei den in diesem Abschnitt betrachteten Schliffbildern handelt es sich ausschließlich um die Materialvariante A, also die Kombination aus YSH70-Faser und LTM123-Cyanateterminatrix. Exemplarische Schliffbilder des Materialtyps B (YSH50-Fasern und LY556-Epoxydmatrix) finden sich im Anhang A.1.

Im Ausgangszustand (Abbildung 3.7) sind über den ganzen betrachteten Bereich nur vereinzelte und in ihren Abmessungen sehr wenig ausgeprägte Mikrorisse zu erkennen. Es zeigt sich, dass diese Risse nur in Bereichen vorliegen, die einen hohen Matrixanteil aufweisen. Solche Bereiche können bei Geweben durch geringfügigen Versatz der Gewebelagen im Laminat auftreten, so dass sich zwischen den aufeinandergestapelten Kreuzungspunkten des Gewebes „Hohlräume“ bilden, die mit dem Matrixmaterial aufgefüllt werden. Somit entstehen Bereiche im Laminat, die nach dem Aushärten

aufgrund der unterschiedlichen Faser- und Matrix-CTEs sehr hohe Eigenspannungen aufweisen. Durch die Ausdehnung der Fasern und das Schrumpfen der Matrix beim Abkühlen können in diesen Bereichen Mikrorisse entstehen.

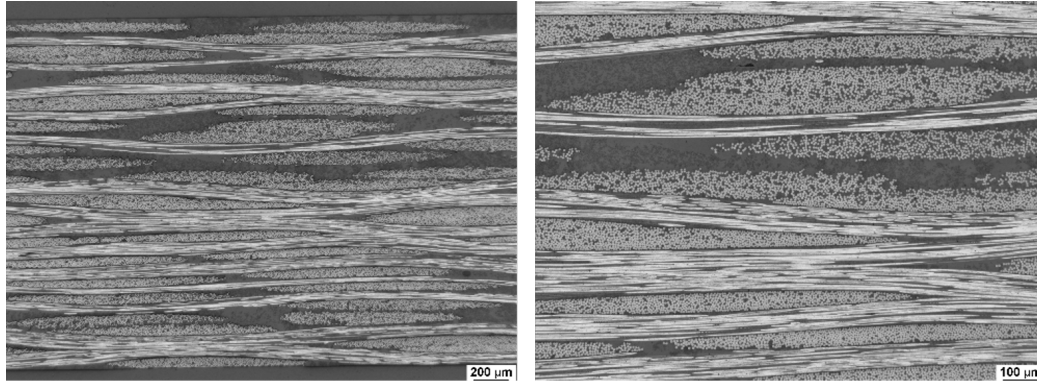


Abbildung 3.7: Schliffbilder einer Probe im unzyklierten Ausgangszustand.

Nach dem Aufbringen der ersten 100 Temperaturzyklen (Abbildung 3.8) zeigen die Schliffbilder vereinzelte Mikrorisse, deren Auftreten und Ausdehnung sich jedoch auf die Bereiche des Laminats beschränkt, die einen hohen Matrixanteil aufweisen. Ein Wachstum der Mikrorisse über diese Bereiche hinaus, eine Verzweigung oder gar die Ausdehnung in benachbarte Rovings ist nicht festzustellen. Die Untersuchung der weiteren Schliffbilder zeigt, dass sich für das vorliegende Material die Mikrorisse während der ersten 300 Temperaturzyklen auf die Laminatbereiche mit hohem Matrixanteil beschränken.

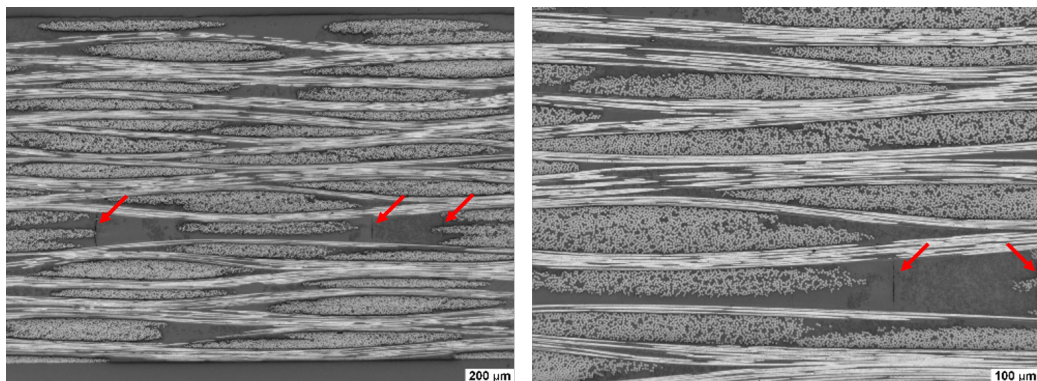


Abbildung 3.8: Schliffbilder einer Probe nach 100 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}\text{C}$.

Abbildung 3.9 zeigt Aufnahmen einer 500-fach zyklierten Probe. Hier sind in den Reinharzbereichen bereits deutlich ausgeprägte Risse zu erkennen, die sich über mehrere $100\mu\text{m}$ erstrecken und dabei auch parallel zum Riss verlaufende Rovings durchdringen. Diese Risse werden jedoch von senkrecht zur Rissausbreitungsrichtung verlaufenden Fasern gestoppt und durchdringen bzw. umlaufen diese nicht. Erste, im Entstehen begriffene Mikrorisse zeigen sich hier auch in Bereichen mit hoher Faserdichte, so dass auf eine kontinuierliche und vom vorhandenen Faservolumen unabhängige

Bildung von Mikrorissen durch die thermisch-zyklischen Lasten geschlossen werden kann. Auf der Ober- und Unterseite der Proben sind zu diesem Zeitpunkt bereits erste Ausbrüche in der Matrixoberfläche zu erkennen.

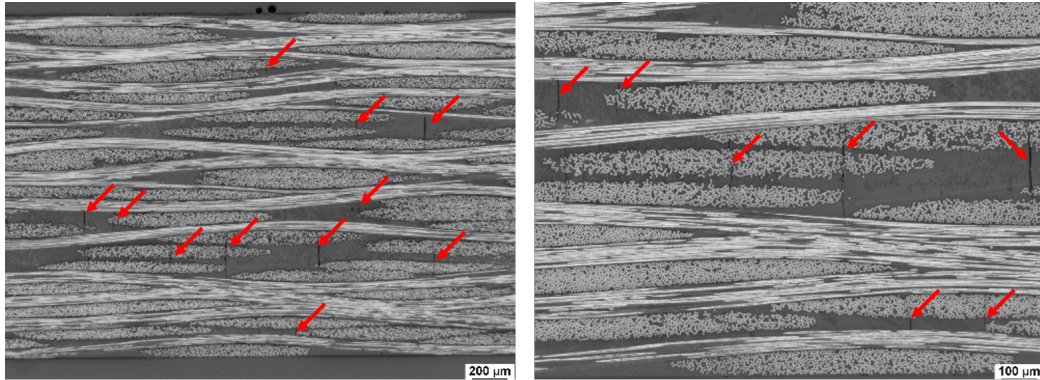


Abbildung 3.9: Schlibfbilder einer Probe nach 500 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$.

Nach weiteren 500 Temperaturzyklen (Abbildung 3.10) sind an der Oberfläche der Proben deutliche Matrixausbrüche zu erkennen. Die bereits vorhandenen Risse zeigen eine deutliche Aufweitung (bis in den zweistelligen μm -Bereich) und Verlängerung (bis zu $500\mu m$), insbesondere in Bereichen mit geringem Faservolumen. In den Laminatbereichen mit hohem Faservolumen entstehen ebenfalls eine Vielzahl von Mikrorissen, die einzelne Rovings unabhängig von deren Orientierung zur Rissausbreitungsrichtung durchdringen oder umlaufen. Vereinzelt zeigen sich nach 1000 Temperaturzyklen auch Verzweigungen in den Rissen.

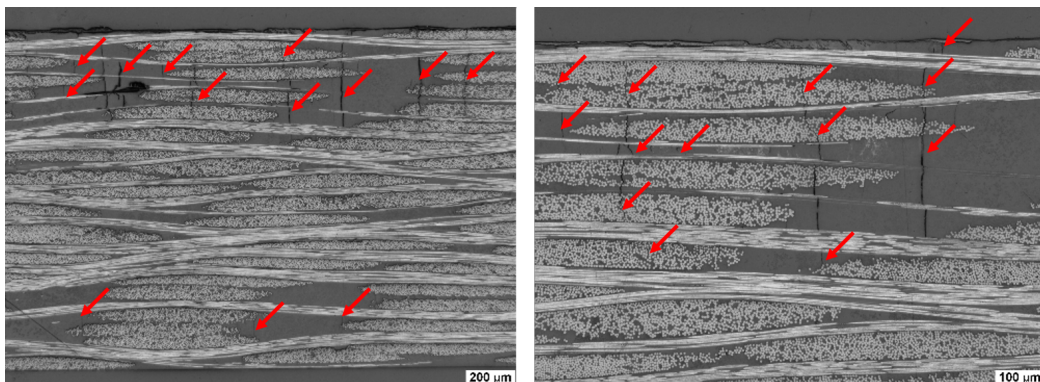


Abbildung 3.10: Schlibfbilder einer Probe nach 1000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^{\circ}C$.

Die Abbildungen 3.11 und 3.12 zeigen Schlibfbildaufnahmen von Proben nach 2000 und 3000 Temperaturzyklen. Auffallend sind die trotz der hohen Faserdichte bereits vorhandenen und aufgeweiteten Risse mit Breiten im zweistelligen μm -Bereich und Längen über mehrere $100\mu m$.

Nach insgesamt 3000 Zyklen ist die Rissausbreitung bereits so weit fortgeschritten, dass ganze Bereiche reiner Matrix von den Mikrorissen umschlossen sind, so dass bei

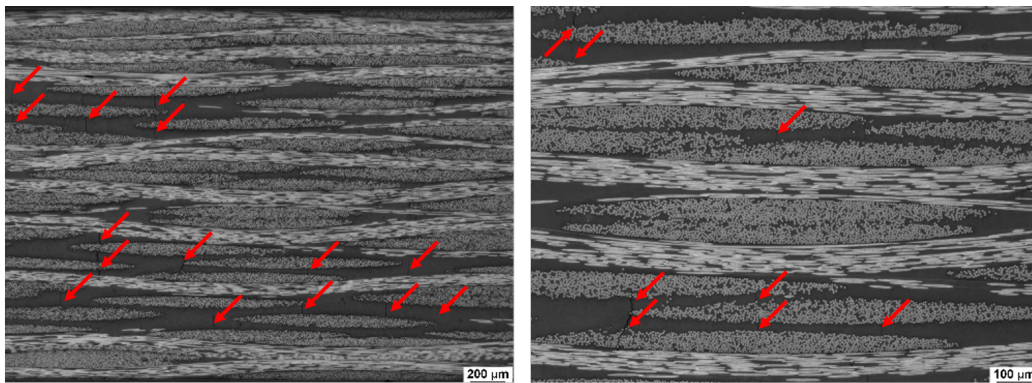


Abbildung 3.11: Schliffbilder einer Probe nach 2000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^\circ\text{C}$.

der Präparation der Schliffbilder Ausbrüche (siehe Abbildung 3.12 im rechten unteren Bildbereich) entstehen. Die Bereiche ohne Ausbrüche zeigen eine deutliche Rissaufweitung und -verlängerung auch in Bereichen mit hohem Matrixvolumenanteil.

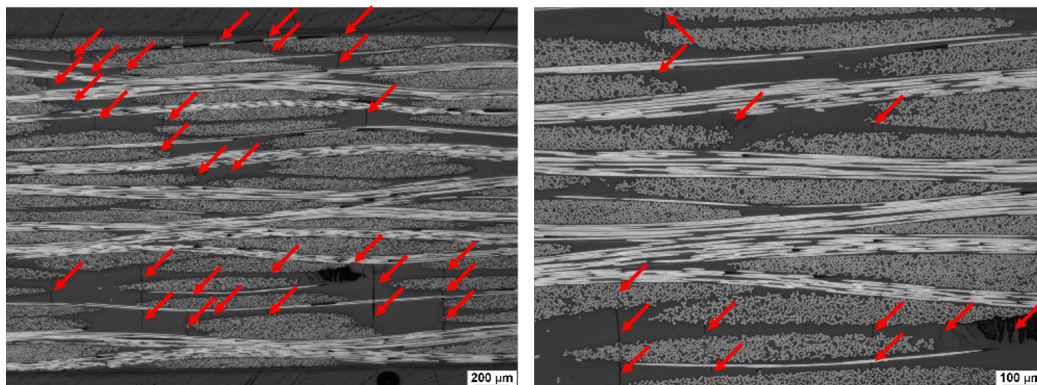


Abbildung 3.12: Schliffbilder einer Probe nach 3000 Temperaturzyklen mit $\pm 150^\circ\text{C}$.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Bildung von Mikrorissen in den untersuchten CFK-Laminaten direkt mit dem Aufbringen der ersten Temperaturzyklen einsetzt. Die Wahrscheinlichkeit für eine frühe Entstehung von Mikrorissen steigt, sofern Bereiche vorhanden sind, die einen geringen Faservolumenanteil aufweisen, da hier durch den Abkühlvorgang besonders hohe thermische Eigenspannungen vorliegen. Die Rissdichte im Laminat steigt mit zunehmender Zyklenzahl deutlich an. Nach den in den Teststandards der ECSS geforderten 100 Temperaturzyklen liegen nur vereinzelt Mikrorisse vor, nach etwa 300 bis 400 Zyklen ist bereits eine deutliche Zunahme der Mikrorissdichte zu verzeichnen und es bilden sich auch erste Risse in Bereichen mit hohem Faservolumen. Die Ausbreitung der Mikrorisse im Verlauf der weiteren Temperaturzyklen wird anfangs von den senkrecht zur Risshauptachse verlaufenden Fasern gestoppt, im weiteren Verlauf durchdringen die Mikrorisse jedoch auch senkrecht verlaufende Fasern und es bilden sich erste Verzweigungen, die sich bis hin zu vollständigen Ausbrüchen in Bereichen mit hohem Matrixvolumenanteil weiterentwickeln können.

3.2.2 Auswirkungen von Temperaturzyklen auf Beschichtungen von CFK-Laminaten

Die Auswirkungen der thermisch-zyklischen Lasten auf die HF-Kennwerte beschichteter Proben wurden bereits in Abbildung 1.2 in Kapitel 1.1 gezeigt. Die durch die Temperaturzyklen entstehenden Risse in der Aluminium- bzw. Aluminium-Plasil-Beschichtung der untersuchten CFK-Proben führen zu einem deutlichen Abfall der Signalqualität einer aus diesem Material gebauten Antenne, da die Risse in der Beschichtung zu Störsignalen führen, die wiederum einen Anstieg der Reflexionsverluste zufolge haben. Die REM-Aufnahmen in den Abbildungen 1.1 und 3.13 zeigen die in der Beschichtung auftretenden Risse für die beiden betrachteten Beschichtungsmaterialien. Das erste Auftreten der Mikrorisse in der Oberflächenbeschichtung ist von mehreren Faktoren abhängig. Dies sind:

- Dicke der aufgetragenen Schicht
- CTE des Beschichtungsmaterials
- E-Modul, Bruchfestigkeit und Bruchdehnung des Materials
- Änderung der obigen Kennwerte infolge thermisch-zyklischer Belastung

Diese Abhängigkeit erklärt auch, warum die Rissbildung und das erste Auftreten der Risse an der Oberfläche nicht bereits nach dem ersten beziehungsweise einigen wenigen Temperaturzyklen erfolgt, sondern weshalb vielmehr einige hundert Zyklen notwendig sind, bis sich die Risse nachweisen lassen.

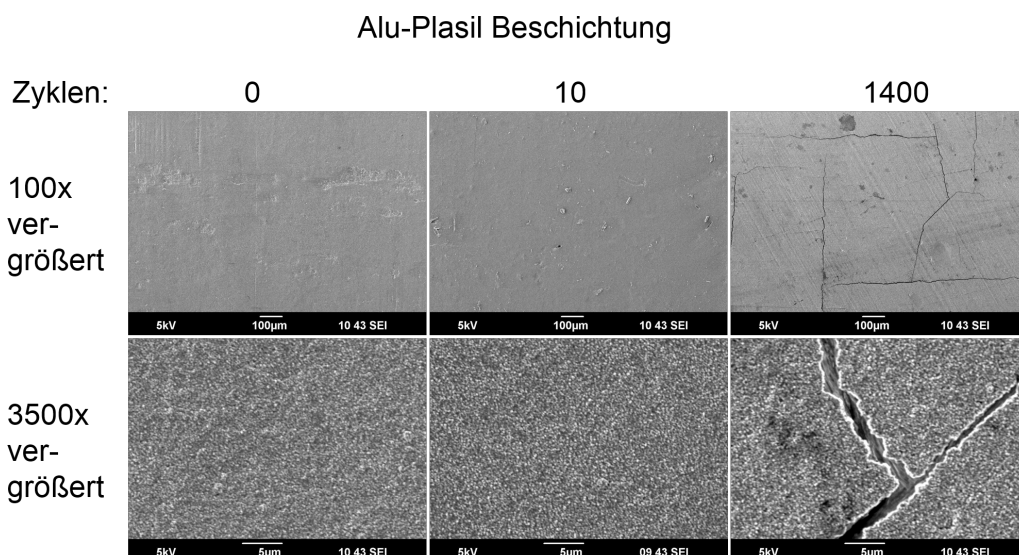


Abbildung 3.13: REM-Aufnahmen von Proben mit einer Aluminium-Plasil-Beschichtung im Ausgangszustand und nach 10 bzw. 1400 Temperaturzyklen.

Im Falle der in Abbildung 1.1 bzw. 3.13 gezeigten Rissbildung in der Beschichtung der untersuchten CFK-Proben führen die an den Risskanten auftretenden Störungen infol-

ge des in Kapitel 1.1 beschriebenen Schlitzantenneneffekts zu einer Verschlechterung der Radiofrequenzeigenschaften, die aufgrund der metallischen Oberflächenschicht für die unzyklierten Proben als ideal angesehen werden können. Die Auswirkungen auf die Reflexionsdämpfung S_{11} , die Amplitudenverschiebung ΔA und die Phasenverschiebung ΔP , jeweils im Vergleich zu einer als ideal anzusehenden Metallplatte, sind in Tabelle 3.3 aufgeführt. Die Werte für die jeweiligen Transmissionskoeffizienten, die auf die Vergleichsmessung ohne Probe im Hohlleiter referenziert werden, sind nicht aufgeführt, da hier keine messbare Änderung auftritt. Die Transmission des HF-Signals wird auch ohne die intakte Beschichtung von den darunter liegenden Gewebeschichten aus Kohlenstofffasern unterbunden und erreicht auch nach den 1400 Temperaturzyklen ähnliche Werte wie eine Metallplatte.

Beschichtung Trägermaterial	Temperatur- zyklen	Reflexionsdämpfung $S_{11}[dB]$	Amplitudenver- schiebung $\Delta A[dB]$	Phasenverschiebung $\Delta P[^\circ]$
Aluminium + Plasil	0	0	0	0
Typ A	100	0	0	0
(YSH70 + LTM123)	1400	0,2	$\pm 0,03$	$\pm 0,25$
Aluminium	0	0	0	0
Typ A	100	0	0	0
(YSH70 + LTM123)	1400	0,2	$\pm 0,03$	$\pm 0,25$

Tabelle 3.3: Übersicht über die Änderung der HF-Eigenschaften beschichteter CFK-Proben infolge thermisch-zyklischer Belastung zwischen $\pm 150^\circ C$.

Die durch die thermisch-zyklischen Lasten entstehenden Mikrorisse in der Oberflächenbeschichtung verursachen bei allen in Tabelle 3.3 aufgeführten Kennwerten nach 1400 Zyklen eine deutliche Verschlechterung. Die beschichteten Proben liefern dabei sogar schlechtere Ergebnisse als die unbeschichteten CFK-Proben des gleichen Materialtyps nach ähnlicher Belastung.

3.2.3 Auswirkungen der Temperaturzyklen auf Sandwichstrukturen mit CFK-Deckschichten und CFK-Kern

Neben den Untersuchungen an CFK-Laminaten werden die Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten auf Sandwichmaterialien untersucht. Hierfür werden die beiden Materialvarianten D1 (Gewebedeckschichten aus YSH70A-Faser und LTM123-Matrix mit einem CCore) und D2 (Gewebedeckschichten aus YSH50A-Faser und LY556-Matrix mit einem CCore) verwendet und die Zugfestigkeit der Deckschicht-Kern-Verklebung im unzyklierten Zustand² sowie nach 100 Temperaturzyklen bestimmt.

²Nach bereits erfolgter Wärmebehandlung zum Tempern des Sandwichs.

Die Ergebnisse für die Zugfestigkeiten vor und nach den Temperaturzyklen sind in Abbildung 3.14 dargestellt.

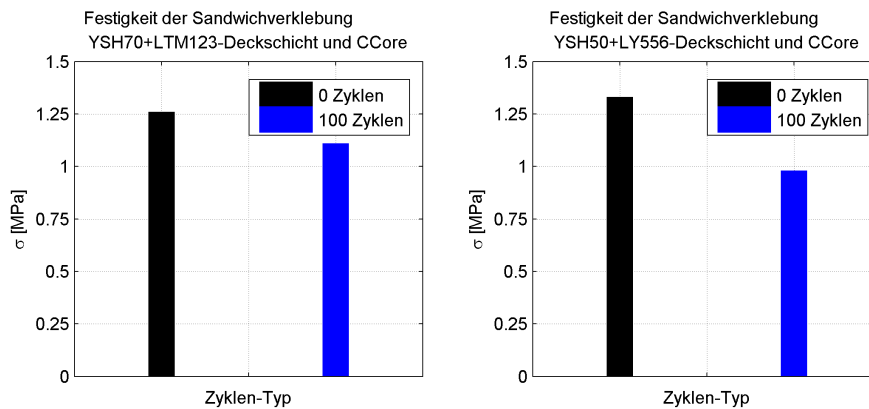


Abbildung 3.14: Zugfestigkeit der Verklebung zwischen Sandwich-Deckschicht und dem als Kern verwendeten CCore im unzyklierten Zustand und nach 100 Zyklen.

Die ertragbare Zugbelastung senkrecht zur Deckschichtverklebung verringert sich nach nur 100 Temperaturzyklen für den Typ D1 um 12% und für den Typ D2 sogar um 26%. Dieser Effekt lässt sich anhand der erzeugten Schlibbilder vor und nach dem Tempern sowie nach 100 Temperaturzyklen erklären.

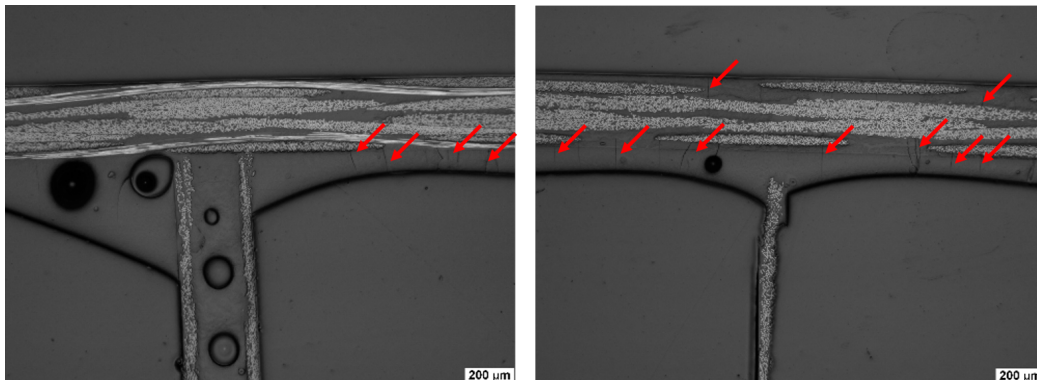


Abbildung 3.15: Schlibbilder einer Sandwichprobe. Links vor und rechts nach dem Tempern.

Im Gegensatz zu den CTE-Proben zeigen sich hier bereits im Ausgangszustand erste Mikrorisse, die jedoch auf den Bereich der Klebstoffschicht auf der Innenseite der Deckschichten begrenzt ist. Durch die erhöhte Temperatur beim Aushärten des Klebstoffs (ca. 80°C) entstehen hier bereits Spannungen zwischen der Klebstoffschicht und den Deckschichten, deren negativer CTE beim Abkühlen zu einer Ausdehnung führt und somit eine Zugspannung in die Klebstoffschicht einleitet. Durch das Tempern bei einer Temperatur von ca. 120°C wachsen die Mikrorisse aus der Klebstoffschicht in die Deckschichten hinein. Da die Deckschichten im Fall des untersuchten Sandwichs aus nur vier Lagen bestehen, neigen diese aufgrund ihrer geringen Dicke von Natur aus zu einer beschleunigten Bildung von Mikrorissen (siehe Kapitel 2.2.2), die durch

die an den Rissenden der Verklebung auftretenden Spannungsspitzen noch begünstigt wird.

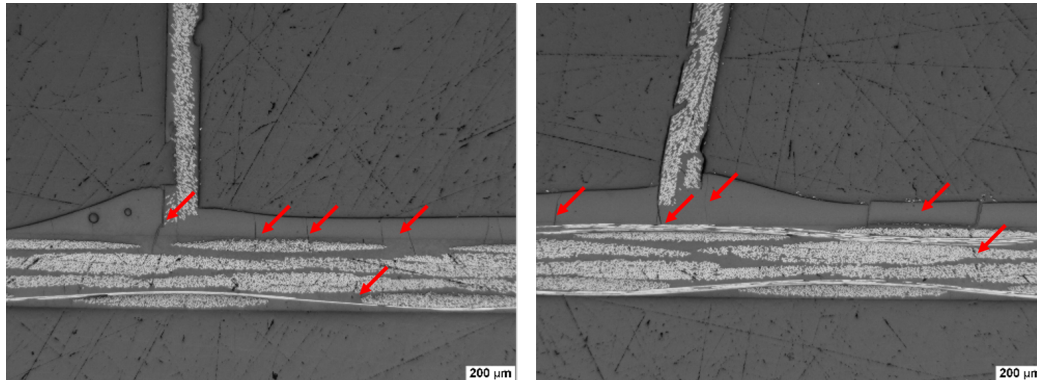


Abbildung 3.16: Schliffbilder einer Sandwichprobe nach 100 Thermalzyklen mit $\pm 150^{\circ}\text{C}$.

Nach 100 Temperaturzyklen zeigen die Schliffbilder deutlich sichtbare Risse im Bereich der Anbindung der Kernfasern an die Deckschichten. Des Weiteren sind Ausbrüche in der Klebstoffschicht zu erkennen, die ebenfalls auf den unterschiedlichen CTE der Klebstoffschicht und der Deckschicht zurückzuführen sind. Zusätzlich sind erste Mikrorisse innerhalb der Deckschichten zu erkennen, die nicht aus den von der Klebstoffschicht initiierten Mikrorissen in die Deckschicht gewachsen sind. Bei einer weiteren Fortführung der thermisch-zyklischen Belastung ist mit einer Zunahme der Mikrorisse in der Deckschicht und somit mit einer CTE-Änderung der Deckschicht analog zu den Kennwerten aus Kapitel 3.2.1 hin zu negativeren Werten zu rechnen. Somit würde der CTE-Unterschied zwischen Deckschicht und Klebschicht weiter anwachsen und die Schädigung der Verklebung zunehmen.

3.2.4 Auswirkungen der Temperaturzyklen auf die Materialkennwerte kohlenstofffaserverstärkter Silikonlamine

Neben den Untersuchungen zu den Auswirkungen thermisch-zyklischer Belastungen an CFK-Materialien werden auch Tests mit einer Kombination aus Triax- (Typ C1) und Biax-Gewebe (Typ C2) mit einer Silikonmatrix durchgeführt. Bei dem biaxialen Gewebe handelt es sich um ein Leinwandgewebe mit Verstärkungsfasern in 0° - und 90° -Richtung, bei der Triaxvariante liegen die Verstärkungsfasern unter den Winkeln $0^{\circ}/\pm 60^{\circ}$ vor. Die Kombination aus Kohlenstofffaser und Silikonmatrix bietet gegenüber der Variante mit Kunststoffmatrix den Vorteil, dass ein nach dem Aushärten noch flexibles Material vorliegt, das in Verstärkungsrichtung hohe Kräfte aufnehmen kann. Insbesondere für den Bau thermisch stabiler Membranen sind diese Materialien gut geeignet, da sich wegen des sehr geringen und negativen CTE der Verstärkungsfasern auch auf Laminebene ein niedriger CTE realisieren lässt, der jedoch aufgrund

der Silikonmatrix oberhalb und unterhalb der Glasübergangstemperatur der Silikonmatrix $T_{G,S690} = 110^{\circ}C$ unterschiedliche Werte und Vorzeichen annimmt. Unterhalb von $T_{G,S690}$ liegt der CTE aufgrund der in diesem Temperaturbereich steifen Silikonmatrix bei etwa $\alpha_{T,Triax} = (3,86 \pm 0,25) \times 10^{-6} \frac{1}{K}$ und oberhalb mit flexibler Silikonmatrix bei etwa $\alpha_{T,Triax} = (-0,36 \pm 0,08) \times 10^{-6} \frac{1}{K}$ [42, 35].

Analog zu den CFK-Materialien werden auch von den beiden Materialvarianten C1 und C2 die Materialkennwerte im unzyklierten Ausgangszustand und nach Aufbringen thermisch-zyklischer Belastungen bestimmt. Die eigentliche Kennwertbestimmung erfolgt jedoch aufgrund des bereits beschriebenen unterschiedlichen Materialverhaltens unter- und oberhalb der Glasübergangstemperatur sowie der zu erwartenden Einsatztemperaturen bei Raumtemperatur, bei hohen ($+150^{\circ}C$) und bei niedrigen Temperaturen ($-150^{\circ}C$).

Die Proben für die Bestimmung des E-Moduls werden 20 Temperaturzyklen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ unterzogen und die Materialkennwerte mit denen unzyklierter Proben verglichen. Untersuchungen analog zu den bereits diskutierten CFK-Proben sind im Fall der CFRS-Proben nicht sinnvoll. Für eine Bestimmung der interlaminaren Scherkräfte und des Druckmoduls werden dicke Proben benötigt, im Anwendungsfall liegen jedoch nur eine einzelne Lage bzw. zwei Lagen des Materials vor. Da die Materialkennwerte stark von der verwendeten Lagenzahl abhängen und mit zunehmender Lagenzahl asymptotisch bis zu ihrem Maximalwert ansteigen, würden dickere Proben zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen³. Dies liegt unter anderem an einem mit der Lagenzahl steigenden Faservolumenanteil, der darin begründet ist, dass die Fasern der einzelnen Gewebelagen beim Laminieren in die Vertiefungen der benachbarten Lage gedrückt werden, so dass mit zunehmender Zahl an Lagen der Silikonanteil und die effektive Schichtdicke abnehmen. Für die Einzellage bleiben die Kennwerte jedoch deutlich unter den theoretischen Werten.

Abbildung 3.17 zeigt die E-Moduln der beiden untersuchten Materialvarianten. Aufgrund der Faserorientierung des Triaxgewebes liegt bereits bei einer einzelnen Schicht ein quasiisotroper Aufbau vor. Dementsprechend liegen die Kennwerte auch deutlich unter denen des Biax-Gewebes, das im Gegensatz zur Triaxvariante nur geringe Unterschiede zwischen der 0° - und der 90° -Richtung zeigt. Die Faserorientierung der beiden Gewebe spielt auch bei dem Abfall der Kennwerte bei erhöhter Temperatur eine Rolle. Durch die beiden $\pm 60^{\circ}$ verlaufenden Fasern liegen beim Triax-Gewebe nur in der 0° -Richtung Verstärkungsfasern in der Lastrichtung vor. Bei Belastung in 90° -Richtung des Gewebes können die Fasern nur infolge einer Ausrichtung der beiden $\pm 60^{\circ}$ -orientierten Fasern hohe Lasten aufnehmen, wobei hohe Dehnungen und Verzerrungen des Laminats auftreten [35, 38, 161], da eine direkte Lastumlagerung auf die Fasern durch die weiche Silikonmatrix nicht erfolgen kann.

³Wie von Datashvili et al. [35] für den Materialtyp C2 gezeigt wurde.

Beide Materialvarianten zeigen infolge der Zyklen geringfügige Änderungen in den gemessenen E-Moduln, die Änderung liegen im Bereich zwischen 6% und 29% und lassen nur bei der Triax-Variante einen eindeutigen Trend erkennen. Hier kommt es infolge der Temperaturzyklen zu einer Erhöhung der E-Moduln. Diese Zunahme ist auf die bei erhöhten Temperaturen fortschreitende Vernetzung der Silikonmatrix zurückzuführen, so dass durch thermisch-zyklische Lasten der E-Modul der Silikonmatrix ansteigt, was sich wiederum positiv auf den Laminat-E-Modul auswirkt.

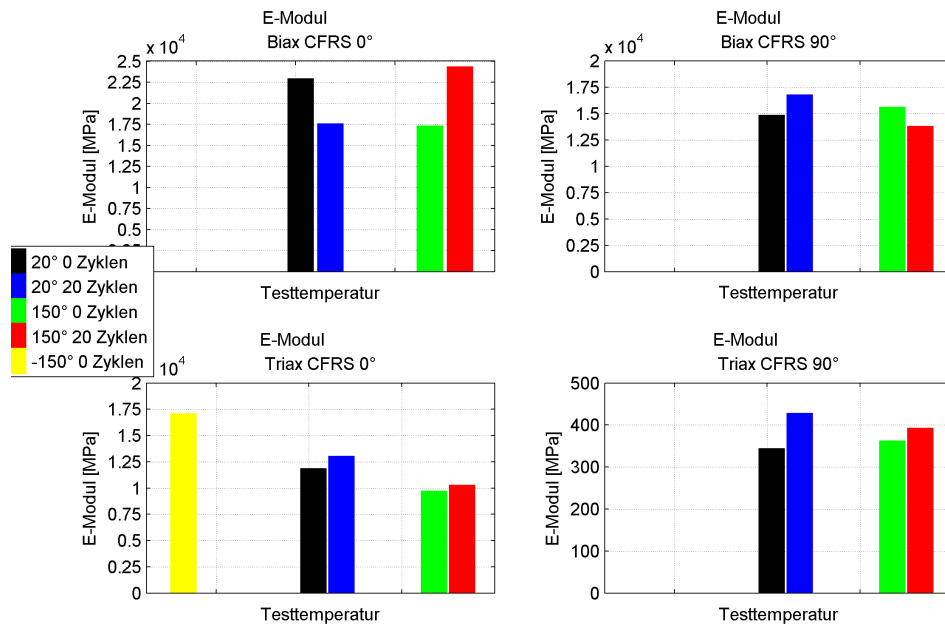


Abbildung 3.17: E-Moduln zyklierter und unzyklierter CFRS-Gewebe bei Raumtemperatur und $\pm 150^\circ\text{C}$.

Die Ermittlung der Materialkennwerte für die Triax-CFRS-Materialien weist im Vergleich zu den CFK-Materialien eine Besonderheit auf. Im Gegensatz zu den normativen Vorgaben für die Kennwertermittlung muss bei den CFRS-Proben häufig von der Norm abgewichen werden, um die für den jeweiligen Anwendungsfall geeigneten Materialkennwerte zu ermitteln. Bei Betrachtung des Ausgangsmaterials wird klar, dass allein die Kompressibilität in Dickenrichtung bei der Bestimmung der Kennwerte einen negativen Einfluss hat. So ist sicherzustellen, dass nach dem Spannvorgang nicht bereits eine Schädigung der Verstärkungsfasern durch den Druck der Spannvorrichtung auf das Material vorliegt. Des Weiteren müssen die Probenabmessungen angepasst werden, da die auftretenden Randeffekte für diesen Materialtyp ungleich höher sind, so dass zum Beispiel für die Bestimmung des E-Moduls die Probenbreite erhöht werden muss.

Weitere zu beachtende Punkte sind die bereits erwähnte Änderung der Materialkennwerte mit der Anzahl der verwendeten Lagen, die für einzelne Lagen extrem niedrige Biegesteifigkeit sowie die Eigenschaft, dass sich aufgrund der geringen Matrixsteifigkeit

keit bei hohen Lasten die Faserstränge in Lastrichtung ausrichten. Die geringe Biegesteifigkeit und die Silikonoberfläche des Materials verhindern die Verwendung von Extensometern und DMS zur Dehnungsmessung. Ein Extensometer würde aufgrund des exzentrischen Gewichts zu einer Verformung der Probe führen und DMS können auf der Silikonoberfläche nicht appliziert werden. Eine Dehnungsmessung ist somit nur unter Verwendung optischer Messmittel⁴ sinnvoll.

Die Ausrichtung der Fasern bei hohen Lasten (siehe Abbildung 3.18) führt dazu, dass bei Auswertung der Ergebnisse nach Norm der erzielbare E-Modul und die Bruchspannung in einem Bereich ermittelt werden, in dem die Belastung des Materials bereits zu einer Zerstörung der Struktur geführt hätte. Wird die Auswertung jedoch auf den Bereich begrenzt, der durch die später im Einsatz auftretenden Spannungen definiert wird, so ergeben sich realistischere Werte für die Materialeigenschaften. Ein Nachteil bei dieser Methode liegt jedoch in den geringen Dehnungen, die durch die niedrigen Lasten hervorgerufen werden. Diese liegen für die getesteten Proben zwischen 0,05% und 0,2%. Die so ermittelten Startwerte der E-Moduln sind in Abbildung 3.18 dargestellt.

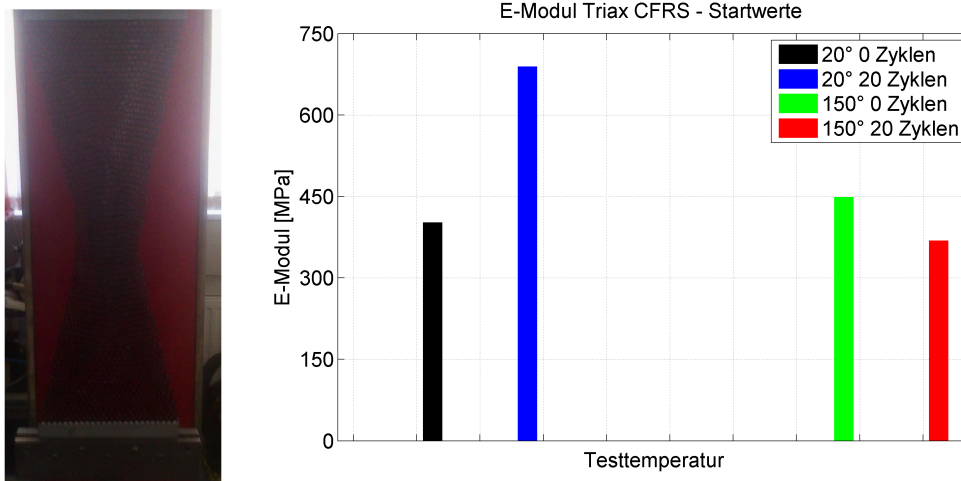


Abbildung 3.18: Links: Verformung einer Triax-Probe unter hoher Zugbelastung. Rechts: E-Moduln zyklierter und unzyklierter Triax-CFRS-Gewebe bei Raumtemperatur und +150°C für niedrige Lastlevel bzw. Dehnungen.

Zwar zeigen beide getesteten Varianten des Triax-Materials Änderungen infolge der zyklisch-thermischen Belastung, ein eindeutiger Trend ist jedoch nicht erkennbar. Aufgrund des sehr schmalen Auswertungsbereichs ist auch die Streuung der Messergebnisse recht hoch, so dass entweder die Zahl der Zyklen erhöht werden muss oder eine deutlich höhere Messauflösung notwendig ist, um eindeutige Tendenzen ablesen zu können.

Analog zu den untersuchten CFK-Materialien werden von den CFRS-Proben Schliffbilder vor und nach dem Zyklieren erzeugt, um durch die zyklischen Lasten entstan-

⁴Zum Beispiel mit einem Stereokorrelationsmesssystem zur Dehnungs- und Verformungsmessung.

dene Delaminationen und Risse detektieren zu können. Da es sich bei dem CFRS-Material um einen bei Raumtemperatur aushärtenden Verbund handelt, sind die thermischen Eigenspannungen deutlich geringer als zum Beispiel bei den in Kapitel 3.2.1 behandelten Verbundwerkstoffen. Hinzu kommt, dass der Matrixwerkstoff oberhalb von -110°C einen extrem geringen E-Modul aufweist und als Elastomer sehr hohe Dehnungen ertragen kann. Die kritischen Temperaturen sind deshalb auf den Bereich zwischen -150°C und etwa -100°C limitiert. Oberhalb von T_G kann die Silikonmatrix den durch den negativen CTE der T300-Fasern hervorgerufenen Dehnungen folgen, ohne dass Schäden im Verbund auftreten.

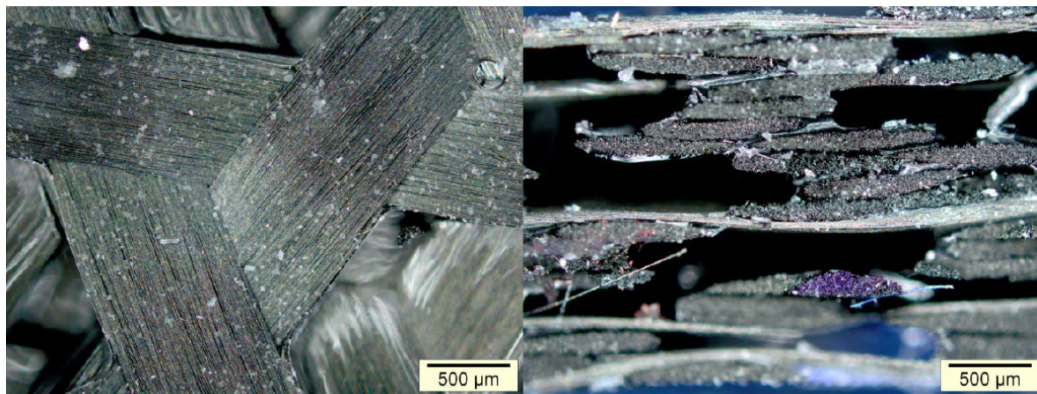


Abbildung 3.19: Schliffbilder einer unzyklierten Triax-CFRS-Probe.

Die beiden Abbildungen 3.19 und 3.20 zeigen jeweils Aufnahmen flächig auf die Oberfläche des Verbunds sowie senkrecht zu den Einzelschichten. Optisch sind keine Unterschiede zwischen der unzyklierten und der zyklierten Aufnahme festzustellen. Die Faserbündel sind in beiden Aufnahmen gleichmäßig mit der Silikonmatrix benetzt bzw. durchtränkt. Mikrorisse und Delaminationen sind nicht zu erkennen. Es muss hier jedoch angemerkt werden, dass die Eigenschaften dieses Verbundwerkstoffes dazu führen, dass aufgrund des negativen Faser-CTEs sich eventuell vorhandene Risse beim Erwärmen wieder schließen würden. Zusätzlich verstärkt wird dieser Effekt durch die Verformbarkeit des Silikons bei Temperaturen oberhalb von T_G und die Adhäsion der Silikonoberflächen.

Eine weitere Reihe von Schliffbildern an Proben mit 2000 Temperaturzyklen soll zeigen, ob durch eine deutliche Erhöhung der Zyklenzahl auch bei der Silikonmatrix Materialausbrüche auftreten, die mithilfe der Mikroskopie nachzuweisen sind. Zwar ist der kritische Temperaturbereich für die Rissentstehung sehr gering, die vorangehenden Untersuchungen sowie die zur Entstehung von Mikrorissen vorliegenden Erkenntnisse lassen jedoch darauf schließen, dass nicht nur eine hohe thermische Belastung, sondern auch die Zahl der Zyklen und die Dicke des Laminats eine Rolle bei der Entstehung und dem Fortschreiten von Mikrorissen spielen. Die Abbildung 3.21 zeigt beispielhaft eine Aufnahme einer 2000-fach zyklierten Triax-CFRS-Lage in Seitenansicht und mit Blick senkrecht auf die 0° -Lage. Bis auf die in der Draufsicht zu erkennenden Risse

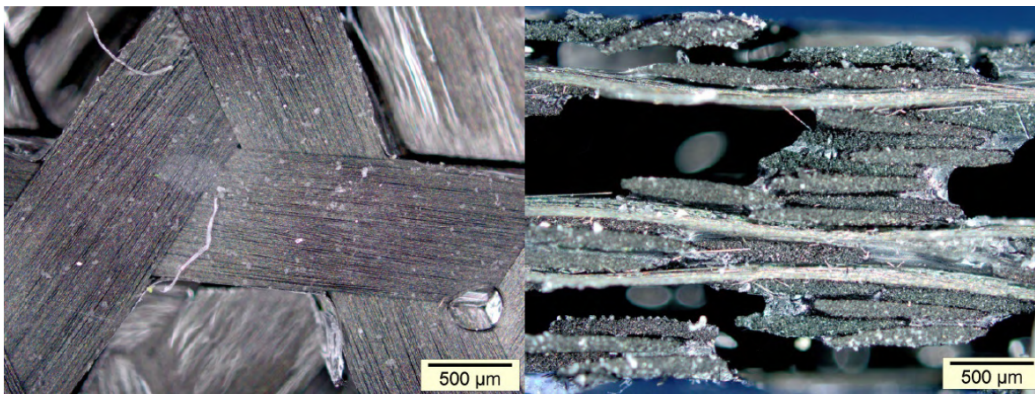


Abbildung 3.20: Schliffbilder einer 20-fach zyklerten Triax-CFRS-Probe.

in einzelnen Filamenten, die durch den Schleif- und Polierprozess nach dem Einbetten entstehen, sind keinerlei Risse oder Ausbrüche in der Silikonmatrix zu erkennen.

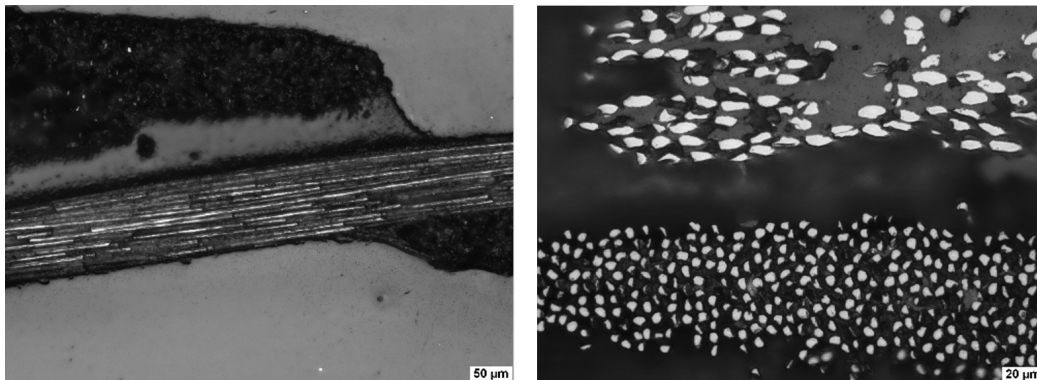


Abbildung 3.21: Schliffbilder einer 2000-fach zyklerten Triax-CFRS-Probe.

3.3 Zusammenfassung

Die in diesem Kapitel diskutierten Untersuchungen thermisch-zyklischer Lasten auf verschiedene Gewebelaminaten mit Cyanat ester-, Epoxid- und Silikonmatrix sowie auf zwei Varianten eines CFK-Sandwich mit CCore-Wabekern zeigen, dass sich nach den in den Normen geforderten Temperaturzyklen in den meisten Fällen noch keine eindeutigen Aussagen zur Entwicklung der Materialkennwerte treffen lassen. Erste Tendenzen lassen sich frühestens nach 100 Temperaturzyklen ableiten, die hierbei ermittelten Werte sind jedoch insbesondere für die matrixdominierten Materialkennwerte noch nicht aussagekräftig. Die anhand der CTE- und ILSS-Proben durchgeführten Versuchsreihen zu den Auswirkungen von bis zu 3000 thermischen Lastzyklen zeigen, dass verlässliche Aussagen erst nach bis zu 1000 Zyklen möglich sind, wobei die benötigte Zyklenzahl stark von der gewählten Materialkombination, der Dicke der Prüfkörper und den Temperaturextrema abhängt.

Die in der Literatur zu findenden Aussagen hinsichtlich des Verhaltens pechbasierter Fasern in Kombination mit einer Cyanateterminatrix konnten auch für Gewebelaminaten bestätigt werden. Die zusätzlich untersuchte Kombination mit Epoxid-Matrix zeigt eine noch deutlicher ausgeprägte Tendenz zur Bildung von Mikrorissen bis hin zur Entstehung großflächiger Ausbrüche in Bereichen mit hohem Matrixanteil. Es konnte gezeigt werden, dass die Mikrorissbildung ihren Anfang in Bereichen mit hohem Matrixanteil nimmt und sich mit zunehmender Zyklenzahl auch in Bereiche mit hohem Faservolumen ausdehnt. Anhand der Länge und Breite sowie der Position im Laminat kann auf den Zeitpunkt der Entstehung geschlossen werden. Wie das Beispiel der untersuchten Sandwich-Proben zeigt, kann auch eine Klebstoffschicht und der an der Grenze der Verklebung entstehende CTE-Unterschied zur beschleunigten Entstehung von Mikrorissen beitragen, wobei bei dem hier gezeigten Beispiel bereits nach wenigen Zyklen eine Ausdehnung der Mikrorisse aus der Klebschicht in die benachbarte Deckschicht zu beobachten ist.

Lediglich die Kombination aus Kohlenstofffasergewebe und Silikonmatrix bildet eine Ausnahme hinsichtlich der Entstehung von Mikrorissen. Dies ist einerseits auf die geringe Steifigkeit des Matrixwerkstoffes, andererseits auf die hohe Duktilität und die aufgrund der Aushärtung bei Raumtemperatur deutlich geringeren thermischen Eigenstressungen zurückzuführen.

Für die Auslegung von Strukturen mit sehr hohen Anforderungen an die Steifigkeit und Dimensionsstabilität unter Temperatureinfluss ist es notwendig, die Entwicklung der Materialeigenschaften über einen hinreichend langen Zeitraum zu untersuchen. Durch Kenntnis der Kennwertverläufe über die Zahl der thermischen Lastwechsel können die idealen Auslegungspunkte für die jeweilige Missionsanforderung unter Berücksichtigung der zu erwartenden Temperaturextrema und der Missionsdauer bestimmt werden, so dass über den gesamten Einsatz eine gleichbleibende Performance gewährleistet werden kann.

4 Auswahl geeigneter Messverfahren zur Entwicklung hochpräziser thermoelastischer Deformationsmesssysteme

In diesem Kapitel werden die für die Untersuchungen in dieser Arbeit in Frage kommenden Messsysteme vorgestellt. Für die Bestimmung der thermoelastischen Deformationen werden geeignete Verfahren identifiziert, die physikalischen Prinzipien hinter den Verfahren erläutert und mögliche Einsatzgrenzen und Fehlerquellen beschrieben. Abschließend erfolgt zum einen eine Bewertung dieser Verfahren hinsichtlich der Eignung für den Einsatz im Laborversuch und zum anderen wird eine Auswahl der Messsysteme für die Verwendung in den zu entwickelnden Messaufbauten vorgenommen.

4.1 Übersicht verfügbarer Messverfahren für hochpräzise Verformungsmessungen

Dieser Abschnitt dient dazu, einen Überblick über aktuell im Einsatz befindliche Messverfahren für die hochpräzise Bestimmung von Längen- bzw. Geometrieänderungen zu geben. Hierfür werden zunächst die verschiedenen Klassen von Messverfahren vorgestellt, in die sich die jeweiligen Methoden eingruppiieren lassen. Anschließend werden die Verfahren bezüglich ihrer Funktionsweise und der erzielbaren Genauigkeiten beurteilt, bevor eine Bewertung hinsichtlich der Tauglichkeit für die thermoelastische Deformationsmessung im Labor, der Anwendbarkeit für unterschiedliche Materialien und des Anschaffungspreises erfolgt.

4.1.1 Klasseneinteilung der Messverfahren

Um die Vielzahl verfügbarer Messmethoden miteinander vergleichen zu können, wird zunächst eine Klassifizierung vorgenommen. Eine erste Einteilung der Verfahren kann

zum Beispiel danach erfolgen, ob für den Einsatz des Messsystems physischer Kontakt zum Prüfkörper notwendig ist. Es wird daher im Folgenden zwischen taktilen, initial-taktilen und berührungslosen Verfahren unterschieden. Weitere Unterteilungsmöglichkeiten eröffnen sich beispielsweise auch über die erfassten Ausschnitte auf dem Prüfkörper, so dass zwischen punktuell, linienförmig, flächig und räumlich messenden Systemen unterschieden werden kann. Für die weiteren Ausführungen soll jedoch die bereits erwähnte Einteilung nach dem Prüfkörperkontakt verwendet werden.

Zu der Gruppe taktiler Verfahren gehören all jene Systeme, die während des gesamten Messvorgangs physischen Kontakt zum Messobjekt benötigen, um die jeweilige Messgröße bestimmen zu können. Eines der in der Industrie am häufigsten verwendeten Systeme ist beispielsweise der Tastarm einer Koordinatenmessmaschine.

Die Gruppe der initial-taktilen Verfahren beinhaltet all jene Messsysteme, für deren Verwendung der Prüfkörper als Vorbereitung der eigentlichen Messung mit Targets oder Mustern versehen werden muss, die jedoch während der eigentlichen Messkampagne keinen weiteren physischen Kontakt zum Prüfobjekt benötigen. Das wohl am weitesten verbreitete Verfahren aus dieser Gruppe ist die Photogrammetrie.

Die letzte Gruppe bilden die berührungslosen Verfahren, wobei hier im strengen Sinn weder während noch vor oder nach der Messung eine Berührung des Messobjekts nötig ist. Zu den gängigsten Beispielen für diese Anwendung zählen die heute weit verbreiteten Laserscanner bzw. Interferometer.

Die jeweiligen Gruppen können natürlich noch weiter unterteilt werden. So differenziert zum Beispiel Teutsch [171] bei den berührungslosen Messverfahren zwischen Triangulation, Interferometrie und laufzeitbasierten Verfahren, während Bauer [15] mit der koaxialen Antastung und der Triangulation lediglich zwei Hauptgruppen der berührungslosen Verfahren unterscheidet.

4.1.2 Taktile Messverfahren

Zunächst wird die Gruppe taktiler Messverfahren betrachtet, die für die Messung physischen Kontakt zum Prüfobjekt benötigen. Ohne Anspruch auf Vollständigkeit dieser Übersicht werden im Speziellen die punktuell messenden, kabelgebundenen Dehnmessstreifen und Thermoelemente, die linienförmig messenden faseroptischen Sensoren, deren Zuleitung gleichzeitig auch den Sensor darstellt, Wegsensoren sowie die ebenfalls punktuell messenden Koordinatenmessgeräte betrachtet.

Koordinatenmessgeräte:

Die am häufigsten eingesetzten taktilen Messsysteme zur Bestimmung räumlicher Objektkoordinaten sind Koordinatenmessmaschinen. Im Regelfall sind dies Messgeräte, die in Portalbauweise aufgebaut sind bzw. über einen Kreuztisch verfügen. Die Messung erfolgt über einen druckempfindlichen Tastsensor, mit dem Punkte auf der Ober-

fläche des Prüfkörpers angefahren werden. Die Koordinaten des Prüfobjekts liegen dann für die angefahrenen Punkte im Maschinenkoordinatensystem vor. Alternative Bauweisen unter Verwendung kardanisch gelagerter Ausleger mit Handgriffen für die handgeführte Bedienung bzw. Einsätze und Aufnahmen für die Integration in vorhandene CNC-Maschinen sind ebenfalls erhältlich. Diese Messsysteme erreichen Messgenauigkeiten bis zu $0,1\mu\text{m}$ pro Meter (z. B. Zeiss Prismo 12/9/7) und Messachse und können je nach Komplexität des Prüfkörpers auch automatisiert die Oberfläche abtasten. Der Nachteil dieser taktilen Systeme liegt neben dem hohen Anschaffungspreis¹ in dem begrenzten Bauraum und dem Zeitaufwand für die Erfassung der Messpunkte. Eine Abtastung empfindlicher oder filigraner Oberflächen ist mit diesen Systemen kaum möglich, ebenso verhält es sich mit der Bestimmung thermoelastischer Deformationen, da die Betriebstemperaturen auf einen sehr engen Bereich limitiert sind.

Wegsensoren:

Zur Gruppe der Wegsensoren oder auch Wegaufnehmer zählen all jene Messsysteme, die die Längen- bzw. Abstandänderung eines Prüfkörpers entlang einer Achse erfassen können. Die Wegänderung wird mithilfe verschiedener Verfahren ermittelt, wobei die gängigsten Varianten Inkrementalgeber, Potentiometer, induktive oder kapazitive Sensoren darstellen, die auch für den Einsatz unter hohen Temperaturen erhältlich sind. Wie auch bei den bereits erwähnten Koordinatenmessmaschinen lassen sich mit diesen Verfahren hohe Messgenauigkeiten erzielen, wobei eine Messung mehrerer Positionen mit einem Sensor ebenso wenig möglich ist wie die gleichzeitige Erfassung mehrerer Koordinatenrichtungen mit einem einzelnen Sensor.

Punktuell messende kabelgebundene Sensoren:

Kabelgebundene Sensoren wie Dehnmessstreifen (DMS) und Thermoelemente sind in der Messtechnik Standard und werden aufgrund ihrer einfachen Handhabbarkeit, Zuverlässigkeit und Genauigkeit sowie der geringen Kosten bevorzugt eingesetzt. Aus den Positionen und Dehnungsmesswerten der DMS kann unter Verwendung geeigneter Algorithmen [124, 150] auf die Verformung der Prüfkörpers zurückgerechnet werden, so dass in Kombination mit den Temperaturdaten der Thermoelemente eine thermoelastische Deformationsmessung möglich ist. Nachteilig bei der Verwendung von DMS und Thermoelementen ist die notwendige Verklebung der Sensoren mit der Oberfläche und das Gewicht der Verkabelung, die einen Einsatz bei der Vermessung von Membranstrukturen oder empfindlichen Oberflächen erschweren bzw. verhindern können.

Faseroptische Messsysteme:

Ein weiteres taktilen Messsystem stellt die Gruppe der faseroptischen Sensoren dar. Dieser Sensortyp kann, ähnlich wie ein DMS beziehungsweise ein Thermoelement, zur Bestimmung von Dehnungen und Temperaturen eingesetzt werden, wobei die faseroptischen Sensoren die Möglichkeit bieten, in einen einzigen Strang mehrere Sen-

¹In bereits vorhandene CNC-Maschinen integrierbare Prüfköpfe reduzieren die Anschaffungskosten deutlich.

soren zu integrieren, die sowohl für die Dehnungs- als auch für die Temperaturmessung verwendet werden können. Werden faseroptische Sensoren eingesetzt, so werden die Messwerte nicht elektrisch, sondern optisch zu der jeweiligen Auswerteeinheit transportiert, so dass die ermittelten Messgrößen nicht durch äußere Störgrößen wie zum Beispiel Hintergrund- und Partikelstrahlung bei Weltraumanwendungen beeinflusst werden. Man unterscheidet bei faseroptischen Sensoren verschiedene Sensortypen, die sich in der Art der Messwerterzeugung und der Zahl der Sensoren pro Strang unterscheiden:

- Einpunkt Sensoren:

Bei diesem Typ befindet sich am Ende der Glasfaser ein Gallium-Arsenid-Kristall (GaAs), dessen Bandkante sich nach Renschen [152] bei einer Temperaturveränderung um $0,4 \frac{nm}{K}$ verschiebt. Während der Messung wird weißes Licht in die Glasfaser eingestrahlt, dessen Rückstrahlung mit einem Spektrometer analysiert wird. Aus der detektierten spektralen Verschiebung können Temperaturänderung zwischen $-200^{\circ}C$ und $+300^{\circ}C$ bestimmt werden.

- Multi-Punkt Sensoren:

Multi-Punkt Sensoren oder auch Faser-Bragg-Gitter Sensoren basieren auf der Reflexion einer bestimmten Wellenlänge des von einem durchstimmbaren Laser eingestrahlt Lichts an einem sogenannten Bragg-Gitter. Diese Gitter werden mittels UV-Licht in die Glasfaser eingeschrieben und reagieren auf Dehnung und Temperaturänderungen mit einer Verschiebung der zurückgestrahlten Wellenlänge. Durch die Verwendung bestimmter Wellenlängen für die Sensoren können mehrere Dutzend Sensoren in eine einzige Faser eingeschrieben werden, so dass mit nur einer Faser eine hohe Zahl von Messstellen für Temperatur oder Dehnung erzeugt werden kann, wobei Temperaturen zwischen $-200^{\circ}C$ und $+700^{\circ}C$ mit einer Genauigkeit von bis zu $\pm 0,1^{\circ}C$ und Dehnungen zwischen 0 und $15000 \frac{\mu m}{m}$ mit einer Genauigkeit von einem Mikrostrain bestimmt werden können. Zusätzlich ermöglicht dieser Sensortyp dynamische Messungen im Frequenzbereich bis $100kHz$ mit Beschleunigungen im Bereich von $\pm 10g$.

- Quasi-kontinuierliche Sensoren:

Diese Sensortypen basieren auf verschiedenen Rückstreuungsarten (Brillouin, Raman und Rayleigh). Hierfür wird die innere Struktur der Glasfaser mit ihren Brechzahlschwankungen und lokalen Defekten verwendet, um die für jede Faser einzigartige Rückstreuungscharakteristik zu erfassen. Das in die Faser eingebrachte Laserlicht wird an den Brechzahländerungen und Defekten reflektiert und die Impulslaufzeit für jeden Rückstreuungspunkt wird aufgezeichnet. Durch Temperaturänderung und mechanische Lasten wird bei erneuter Messung ein im Vergleich zur Initialmessung gestauchtes bzw. gestrecktes Rückstremuster erfasst. Aus den Stauchungen und Streckungen können die Dehnungen bzw. Temperaturänderungen über die gesamte Faserlänge erfasst werden, wobei die Faser in Segmente unterteilt wird, deren geringste Längenabmessung lediglich einen

Millimeter beträgt. Bezüglich der Genauigkeit und der maximalen Messbereiche ähnelt dieser Typ dem Multi-Punkt-Sensor. Aufgrund der hohen Zahl an Messstellen, die bei jeder Messung abgetastet werden müssen, und dem daraus resultierenden Datenstrom können jedoch nur Abtastfrequenzen im Bereich einiger Hertz erzielt werden, so dass dieser Typ für dynamische Messungen nicht geeignet ist.

Die Verwendung faseroptischer Sensoren führt jedoch auch zu einigen Problemen. So ist die Applikation des Sensors im Vergleich zu DMS und Thermocouples aufwendiger, da die gesamte Faser verklebt werden muss. Die Materialeigenschaften des verwendeten Klebstoffes sowie die Geometrie der Klebstoffschicht zwischen Sensor und Substrat können die Messergebnisse beeinflussen. Um mit einer einzigen Faser Temperatur und Dehnung bestimmen zu können, müssen die Teile der Faser, die für die Temperaturmessung verwendet werden sollen, von der Verklebung entkoppelt werden, um eine freie Ausdehnung der Faser bei Temperaturänderung sicherstellen zu können. Hierfür müssen die Fasern zum Beispiel mit einem Teflonschlauch ummantelt werden, der die freie Ausdehnung erst möglich macht, gleichzeitig aber auch zu einer Aufdickung des Sensors führt. Diese zusätzliche Aufdickung kann bei der Integration in CFK-Lamine zu hohen Spannungen im fertigen Verbund führen. Dies ist jedoch unumgänglich, da die verklebte Faser für die Dehnungsmessung die Temperaturdaten der freien Faser benötigt, um die Temperaturdehnungsanteile aus der Gesamtdehnung eliminieren zu können.

4.1.3 Initial-taktile Verfahren

Aus der Gruppe der initial-taktilen Messsysteme werden mit der Photogrammetrie und der Stereokorrelation zwei bildgebende Messsysteme betrachtet. Beide Systeme benötigen für die Auswertung ein optisches Muster, anhand dessen räumlicher Verschiebung bzw. Verzerrung die Geometrieänderung des Prüfobjekts visualisiert werden kann. Da für die Applikation des Musters ein physischer Kontakt zum Prüfkörper nötig ist², stellen diese beiden Verfahren eine Zwischenstufe zwischen den taktilen und den berührungslosen Verfahren dar.

Photogrammetrie:

Unter der auf Triangulationsverfahren basierenden Photogrammetrie versteht man nach Luhmann [114] Methoden, um „aus einem oder mehreren Bildern eines Objektes indirekt dessen Form und Lage durch Bildmessungen sowie dessen inhaltliche Beschreibung durch Bildinterpretation zu gewinnen“. Es ist dabei zwischen verschiedenen Systemen zu unterscheiden, die die benötigten Aufnahmen zeitgleich mit mehreren

²Im Falle der Photogrammetrie ist unter Verwendung projizierter Targets auch eine vollständig berührungslose Messung möglich. Da die Projektionsmethode aber nicht auf allen Oberflächen angewendet werden kann, wird die Photogrammetrie nicht zur Gruppe der berührungslosen Messverfahren gezählt.

stationären Kameras oder über einen längeren Zeitraum mit einer frei beweglichen Kamera erzeugen. Unter Verwendung der bekannten Kameraparameter, also der Größe und Auflösung des Sensors sowie der Brennweite, deren Kombination auch als innere Orientierung bezeichnet wird, werden die Bildkoordinaten der Abbildung erstellt. In einem weiteren Schritt wird für die Einkamerasysteme die äußere Orientierung, also die Position der Kamera im Messraum bestimmt, bevor aus der nun bekannten inneren und äußeren Orientierung die 3D-Koordinaten des Messobjektes berechnet werden können.

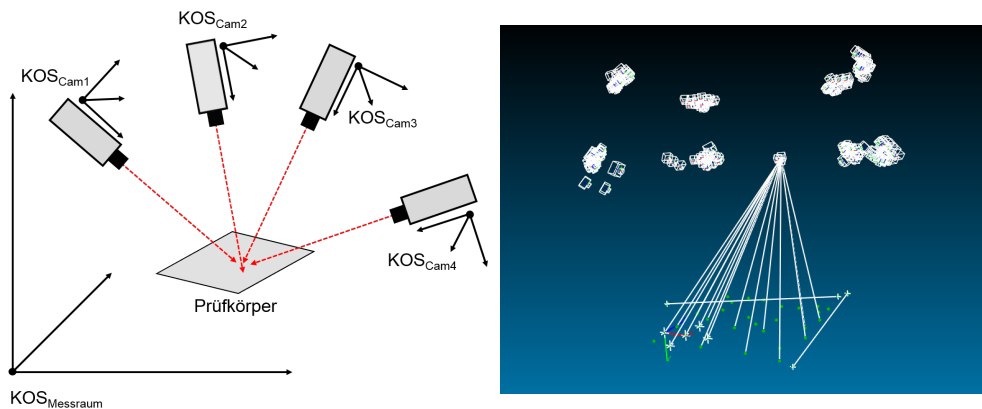


Abbildung 4.1: Links: Schematische Darstellung einer photogrammetrischen Messung eines Prüfkörpers aus mehreren Kameras bzw. Kamerapositionen. Rechts: Visualisierung der aus einer Position erfassten Targets und der Abbildungsachse aus der Kamera zum Target.

Die aktuell erhältlichen Photogrammetriesysteme sind in der Lage, Messauflösungen von bis zu $\pm 7\mu m$ zu erreichen. Durch die heute verfügbare Rechenleistung können so trotz der großen Datenmengen auch komplexe Messaufgaben mit hoher Präzision in kurzer Zeit bearbeitet werden. Je nachdem, welches System verwendet wird, ergeben sich jedoch auch einige Nachteile beim Einsatz photogrammetrischer Messsysteme. Die für die Messung benötigten Targets, Passpunkte und Maßstäbe können nicht auf allen Oberflächen verwendet werden. Dies liegt einerseits an der dadurch zusätzlich aufbrachten Masse und andererseits an der Beeinträchtigung der Oberfläche des Messobjektes durch die Klebstoffschicht bzw. das Applikationsverfahren. Ein weiteres Problem ergibt sich bei komplexen Messaufgaben durch die Zeit, die für die Bildaufnahme benötigt wird. Insbesondere bei Einkamerasystemen kann sich das Messobjekt durch Änderung der vorherrschenden Umgebungsbedingungen verformen, wodurch die Messung verfälscht wird.

Stereokorellation:

Die Stereokorrelationsmessung gehört wie die Photogrammetrie zu den Triangulationsverfahren. Analog zu den photogrammetrischen Verfahren wird das Messobjekt von zwei Kameras erfasst. Diese Kameras haben einen fest definierten Abstand und Winkel zueinander, so dass über einen vorgelagerten Kalibrierprozess die exakte Aus-

richtung und Position der Kameras im Messraum bestimmt werden kann. Nach der Kalibrierung können Objekte mit durch die Kameraposition und das Kamerablickfeld festgelegten Abmessungen erfasst werden. Für die eigentliche Messung können entweder Objekteigenschaften wie zum Beispiel Kanten, geometrische Strukturen und Kontrastunterschiede oder stochastische Muster verwendet werden. Über diese charakteristischen Eigenschaften können während der Messung geometrische Änderungen und, das Vorhandensein eines flächigen, durchgehenden Musters vorausgesetzt, auch Dehnungsfelder erfasst werden. Hierfür werden die Bildpaare an jedem Messpunkt zu einem dreidimensionalen Abbild zusammengesetzt, indem die Musterpunkte in beiden Kameraansichten zusammengeführt werden. Aus der zwischen den Messpunkten detektierten Verschiebung des Punktmusters lässt sich wiederum die Verformung und die vorliegende Dehnung des Prüfkörpers bestimmen.

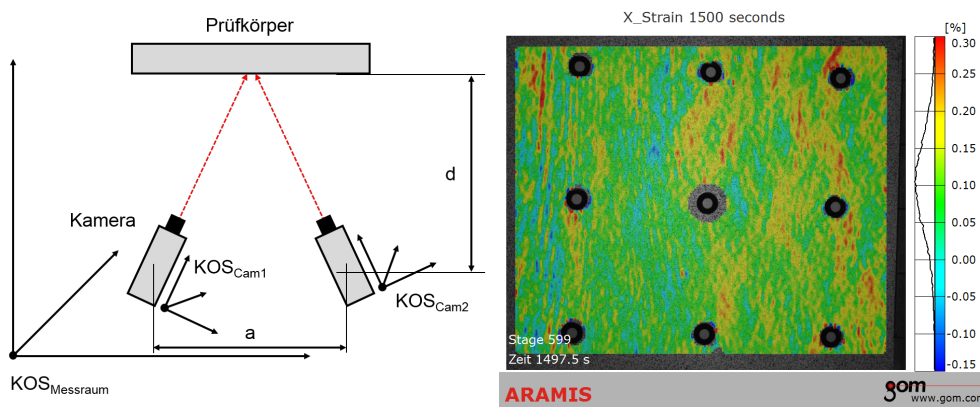


Abbildung 4.2: Links: Funktionsprinzip einer Stereokorrelationsmessung. Rechts: Visualisierung der thermisch induzierten Dehnung einer CFK-Platte.

Mithilfe von Stereokorrelationssystemen lassen sich Dehnungen und Verformungen mit einer Genauigkeit von ca. 10^{-4} des erfassten Messraums auflösen. Dies liegt zwar deutlich unterhalb der Dehnungsaufösung, die sich beispielsweise mit einem Dehnmessstreifen erreichen lässt, der Vorteil liegt jedoch in der flächigen Erfassung des Dehnungsfelds, die im Gegensatz zur punktuellen Messung eines DMS Rückschlüsse auf das Verhalten eines größeren Bereichs (zum Beispiel das Dehnungsfeld um eine Bohrung bei Zugbelastung) zulässt. Aktuell im Handel erhältliche Systeme bieten zudem die Möglichkeit, Analogsignale, zum Beispiel Kraftsignale von Zugprüfanlagen, oder Sensordaten einzulesen, so dass eine Korrelation zwischen Anregung und Systemantwort ohne Umwege möglich ist. Nachteile der Verwendung dieses Systems liegen in der relativ aufwändigen Vorbereitung und dem nach der Kalibrierung fest definierten Messraum. Insbesondere bezüglich der erzielbaren Tiefenschärfe kann dieser bei sehr kleinen Messvolumina stark begrenzt sein, wodurch sich Messungen an Objekten mit starker Verformung in Tiefenrichtung kompliziert gestalten können. Die für die Bestimmung des Dehnungsfelds notwendige Applikation eines stochastischen Musters kann bei empfindlichen Oberflächen zu Beschädigungen führen und bei einigen Oberflächen, insbesondere wenn diese nicht ausreichend rau sind, zu einem

Verlaufen der Farbmuster führen, so dass eine Musterapplikation schlichtweg nicht möglich ist.

Laser Tracker:

Laser Tracker verwenden zur Abstandsmessung nachgeführte Laserinterferometer, die automatisch einem zum Beispiel von Hand geführtem Target folgen können. Die von dem Interferometer bestimmten Abstände zum Target werden automatisch in das interne Koordinatensystem des Lasertrackers übertragen, so dass sich unter Verwendung der am Markt erhältlichen Systeme (z.B. Leica Geosystems GmbH) Messobjekte schnell und mit hoher Präzision digitalisieren lassen.

Neben des hohen Anschaffungspreises liegt der größte Nachteil dieses Messsystems in dem handgeführten Tracker, der für jede zu erfassende Koordinate auf dem Prüfkörper ausgerichtet werden muss. Insbesondere für die Vermessung der Geometrie dünner, biegeweicher Körper und Membranstrukturen ist dieses Messsystem daher nicht geeignet.

4.1.4 Berührungslose Verfahren

Aus der Gruppe der berührungslos arbeitenden Messsysteme werden das Moiré-Verfahren, die Deflektometrie, das Streifenprojektionsverfahren, das artverwandte Lichtschnittverfahren, die Laserinterferometrie, das Laserradar und das auf Infrarotsensoren basierende Time-of-Flight Messverfahren zur Bestimmung von Geometrien und Verformungen betrachtet. Für die Bestimmung von Temperaturfeldern werden Infrarotsensoren bzw. die Thermographie beleuchtet.

Moiré-Verfahren:

Das Moiré-Verfahren gehört zur Gruppe der interferometrischen Messverfahren. Für die Verformungsmessung eines Körpers mit diesem Verfahren wird, unter Verwendung eines Gitters mit hinreichender Periodizität und definiertem Streifenabstand, ein Streifenmuster aus einer Richtung auf die Oberfläche des zu betrachtenden Körpers projiziert und durch ein Referenzgitter mit ebenfalls definiertem Abstand aus einer anderen Richtung betrachtet. Werden die Abstände und die Orientierung der Projektionsquelle und des Referenzgitters zum Messobjekt korrekt eingestellt, so ergibt sich auf der Beobachtungsseite des Referenzmusters ein Interferenzbild in Form eines Moiré-Musters. Diese Muster entstehen, sofern sich feine Gitterstrukturen unter einem Winkel überlagern, die Periodizität eines der Gitter gestört ist oder wenn beide Effekte kombiniert auftreten. In der digitalen Photographie ist dieser Effekt, der hier durch die Überlagerung des Sensorgitters mit strukturierten, periodischen Oberflächen auftritt (siehe Abbildung 4.3), als unerwünschte Störung bekannt.

In der Messtechnik wird dieser Effekt genutzt, um dynamisch oder statisch Verformungen und Geometrien zu vermessen. Entsprechend Abbildung 4.3 sind mit dem Moiré-Verfahren sowohl statische als auch dynamische Geometriemessungen möglich.

Für die statische Messung entspricht Ebene 2 der Referenzebene, mit deren Muster die Aufnahme des Prüfkörpers, symbolisiert durch Ebene 1, verglichen wird. Aus der sich ergebenden Änderung der Intensitätsverteilung lässt sich somit die Geometrie des Prüfkörpers rekonstruieren. Für die dynamische Messung werden während des Verformungsvorgangs Aufnahmen des Prüfkörpers erzeugt. Durch Vergleich der Folgeaufnahmen mit der Referenzaufnahme lassen sich die Verformungszustände während des Gesamtvorgangs rekonstruieren. Für beide Anwendungsfälle können die Linien des Moiré-Musters als Höhenlinien auf dem Messobjekt interpretiert werden.

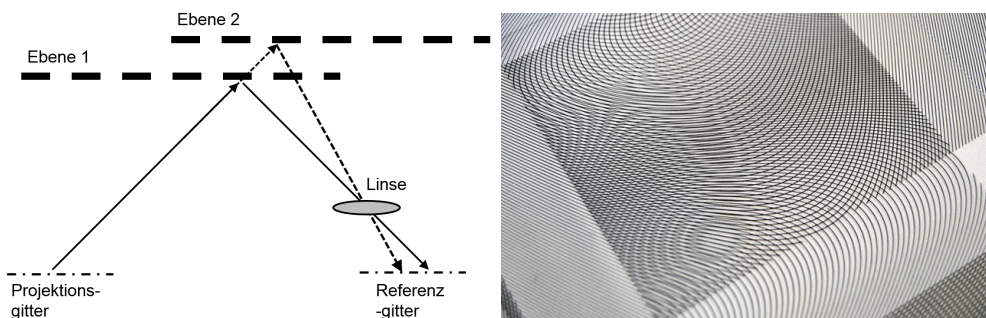


Abbildung 4.3: Links: Funktionsprinzip des Moiré-Verfahrens. Rechts: Beispiel für den aus der Überlagerung zweier Gitter entstehenden Moiré-Effekt.

Anwendung findet dieses Verfahren heute zum Beispiel in der Verformungsmessung von Modellen im Windkanal [131, 132], da hier ein direkter Zugriff auf die Oberfläche während des Betriebs nicht möglich ist, wobei bei einer Beobachtungsfläche von ca. $0,25m^2$ aus einem Meter Abstand Auflösungen von etwa $50\mu m$ erzielt werden. Nachteile des Moiré-Verfahrens sind die nicht vorhandene Auflösung von lateralen Bewegungen und die Notwendigkeit einer Referenzfläche bei statischen Deformationsmessungen. Gerade bei Messungen mit Temperaturlasten kann die Referenzfläche ebenfalls Verformungen aufweisen, wodurch die Messgenauigkeit reduziert wird.

Deflektometrie:

Die Deflektometrie eignet sich besonders gut für die Vermessung spiegelnder Oberflächen [90]. Hierfür wird in den meisten Fällen unter Verwendung eines Bildschirms ein computergesteuertes Linien- oder Schachbrettmuster in der Nähe der spiegelnden Oberfläche positioniert, so dass die Spiegelung mithilfe einer bzw. mehrerer Kameras abgetastet werden kann. Die Kamera und der Projektionsschirm sind dabei mit festen Winkeln und Abständen zueinander positioniert. Die Kamera sieht somit ein durch die Krümmung der Oberfläche verzerrtes Muster, so dass aus dem bekannten Muster und der aufgezeichneten Verzerrung die die Verzerrung hervorrufende Oberflächenkontur bestimmt werden kann. Im Gegensatz zu Triangulationsverfahren wie zum Beispiel der Photogrammetrie wird bei der Deflektometrie die Kamera nicht auf die abzutastende Fläche fokussiert, sondern auf den Schirm, der das Muster erzeugt. So geht zwar etwas laterale Auflösung bei der Oberflächenabtastung verloren, gleichzeitig steigt aber das Auflösungsvermögen für die Erfassung des Musters und die lo-

kale Oberflächenkrümmung. In Abhängigkeit von der Größe der beobachteten Fläche lassen sich Höhenänderungen im zweistelligen Nanometerbereich nachweisen. Es gilt jedoch zu beachten, dass die lokale Messgenauigkeit der Deflektometrie höher ist als die globale, die im Bereich einiger Mikrometer liegt.

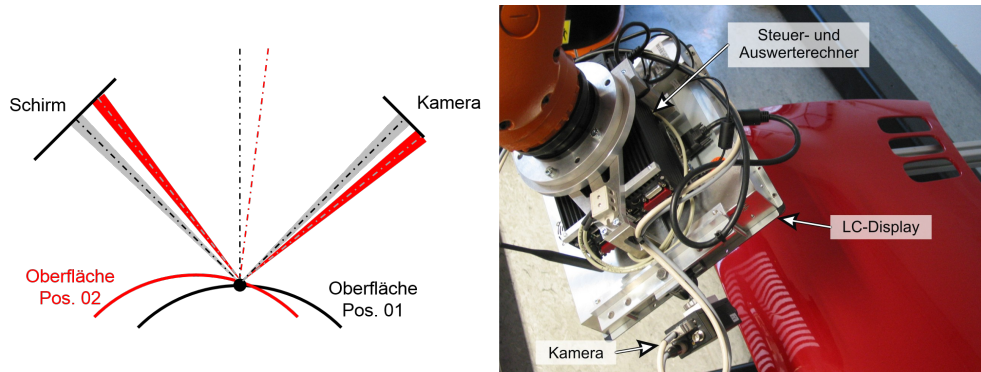


Abbildung 4.4: Links: Veranschaulichung des Funktionsprinzips der Deflektometrie-messung. Rechts: Industrielles Anwendungsbeispiel aus dem Automobilbau [60].

Aktuell wird die Deflektometrie nur zur Vermessung spiegelnder Oberflächen eingesetzt. Es wurden jedoch bereits erste erfolgreiche Versuche unternommen, auch diffuse Oberflächen mittels Deflektometrie zu vermessen, indem ein Infrarotmuster vom Projektor abgestrahlt wird [101]. Die Limitierung auf spiegelnde Oberflächen begrenzt den Anwendungsbereich dieses Messsystems ebenso wie die im Vergleich zu anderen Messsystemen aufwendigere Vorbereitung und Justage für den jeweiligen Einsatzzweck, da die Kombination aus Projektionsschirm und Kamera für jeden Messbereich neu ausgerichtet werden muss.

Streifenprojektion:

Bei der Abtastung einer Prüfkörperoberfläche mittels des Streifenprojektionsverfahrens [142, 77] wird ein flächenhaftes Streifenmuster auf die Oberfläche des Messobjekts projiziert. Die sich aus der Oberflächenkontur und dem Streifenmuster ergebende Intensitätsverteilung des Schnittlinienbildes, eine phasenmodulierte Intensitätsverteilung, wird mithilfe einer bzw. mehrerer Kameras aufgezeichnet und kann unter Anwendung des Triangulationsverfahrens für die gesamte Prüfkörperfläche ausgewertet werden. Unter Verwendung von Phasenauswerteverfahren kann jedem erfassten Objektpunkt ein Phasenwert zugeordnet werden, der unter Einbeziehung der Kamerabildebene und der einzelnen Pixelkoordinaten sowie der Orientierung zwischen Kamera und Projektor für die Bestimmung der 3D-Objektkoordinaten genutzt werden kann.

Wichtige Bestandteile sind hierbei natürlich der Projektor zur Erzeugung der Streifenmuster und die Kamera für die Abtastung der Intensitätsverteilung. Der Projektor muss in der Lage sein, ein bekanntes, räumlich strukturiertes Muster möglichst detailgetreu und ohne Qualitätsverlust darzustellen. Moderne Einheiten können zudem beliebige Farbmuster und Gray-Codes mit sehr geringer Verzeichnung, gleichmäßiger Aus-

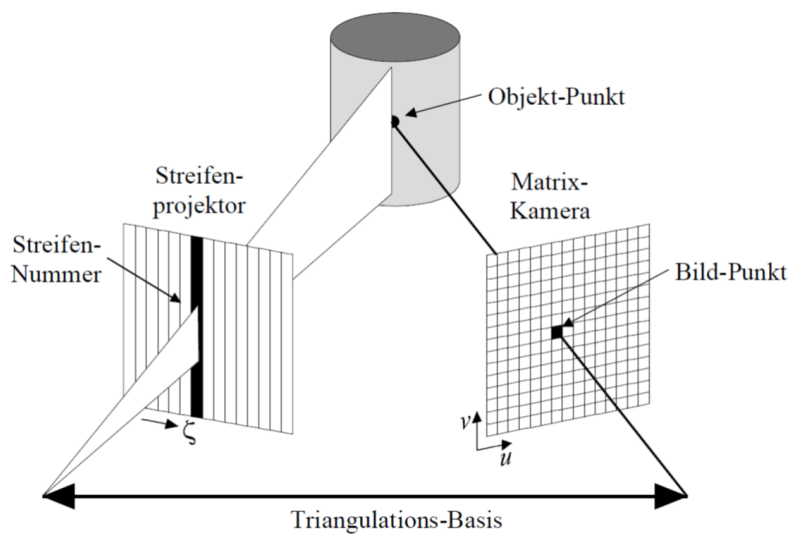


Abbildung 4.5: Prinzipskizze einer Geometriemessung mit dem Streifenprojektionsverfahren [186].

leuchtung und hoher Bildwiederholfrequenz erzeugen. Die projizierten Muster werden von der Kamera erfasst, so dass die Intensitätsverteilung für die einzelnen Pixel und daraus die Phasenwerte abgeleitet werden können. Dies erfolgt wiederum mithilfe des Phasenschiebeprozesses, bei dem unterschiedliche, phasenverschobene Intensitätsverteilungen aufgezeichnet werden, wodurch negative Einflüsse (z.B. Schwankung der Reflexions- und Streueigenschaften sowie Beleuchtungsfehler) weitestgehend eliminiert werden können. Je nach verwendetem System erfolgt die Bestimmung der Systemparameter, also der Position von Prüfkörper, Projektor und Kamera, durch vorhergehendes Einmessen oder durch Selbstkalibrierung, wobei bei letzterem Verfahren auf Grundprinzipien der Photogrammetrie zurückgegriffen wird, so dass anhand ausgewählter Strahlenbündel die Koordinaten der Systemkomponenten im Prüfraum berechnet werden können. Die Genauigkeit der heute verfügbaren Systeme liegt im Submillimeterbereich bis hin zu einigen Mikrometern, wobei dies letztendlich vom benötigten Messvolumen abhängig ist.

Lichtschnittverfahren:

Für die Prüfkörpervermessung mithilfe des Lichtschnittverfahrens wird ein gefächerter Lichtstrahl (in den meisten Fällen ein Laserstrahl) auf das Messobjekt projiziert. Dieser Lichtstrahl schneidet den Körper entlang der illuminierten Lichtebene und erzeugt ein Höhenprofil des Körpers entlang der Schnittlinie. Durch Aufzeichnung des so erzeugten Höhenprofils mithilfe einer Kamera, deren Standort relativ zur Lichtquelle bekannt ist, kann unter Anwendung von Triangulationsverfahren eine Berechnung der Oberflächenkoordinaten erfolgen.

Abbildung 4.6 zeigt die Funktionsweise des Lichtschnittverfahrens. Der von der Lichtquelle ausgesandte Strahl wird unter Einsatz einer zylinderförmigen Linse in ein Licht-

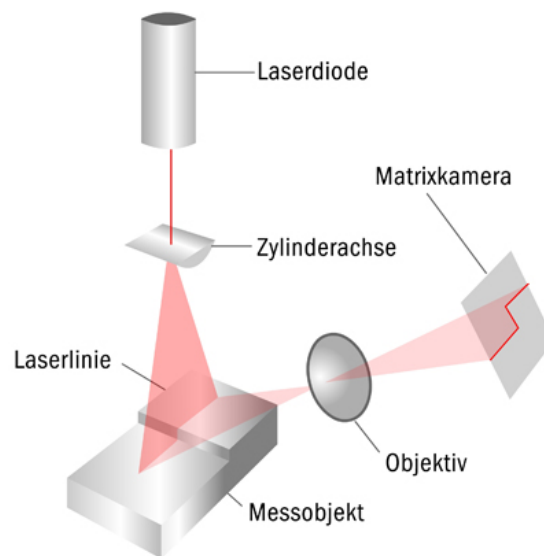


Abbildung 4.6: Prinzipskizze des Lichtschnittverfahrens [184].

band gleichbleibender Intensität aufgefächert, das die Prüfkörperoberfläche entlang der Schnittlinie beleuchtet. Die illuminierte Linie wird mittels einer Kamera abgetastet, aus deren pixelweiser Abbildung letztendlich die Höheninformation gewonnen wird.

Um ein Objekt vollständig erfassen zu können, bieten sich demzufolge zwei Varianten an, nämlich die Rotation des Prüfkörpers, die für die Abtastung kleiner Körper zu bevorzugen ist, oder die Rotation des Messaufbaus um die Vertikalachse des Prüfkörpers. Beide Varianten stellen hohe Anforderungen hinsichtlich der Schrittweite, Achs- und Winkeltreue des Rotationssystems. Zusätzlich werden die Koordinaten der jeweiligen Rotationsachse sowie Passpunkte für die Bündelausgleichung und Rekonstruktion der Liniendaten zum Gesamtkörper benötigt. Werden all diese Anforderungen erfüllt, so lassen sich Messgenauigkeiten von ca. $35\mu\text{m}$ in einem Messvolumen von $3,7\text{m}^3$ realisieren³. Das Lichtschnittverfahren eignet sich jedoch nicht für alle Anwendungen. Spiegelnde und geriffelte Oberflächen führen zu Interferenzen, die die Messung beeinflussen. Ebenso problematisch sind transparente Materialien, sogenannte Volumenstreuer, bei denen das Licht in das Material eindringen kann, wodurch eine eindeutige Zuordnung der Höhenprofile erschwert wird. Oberflächenrauigkeiten können „Speckle-Rauschen“ verursachen, das sich nur durch eine stärker geöffnete Kameraapertur und dem damit einhergehenden Verlust an Schärfentiefe ausgleichen lässt.

Interferometrie:

Interferometer machen sich die Welleneigenschaft von Licht für die relative Bestimmung von Abständen zunutze, indem sie das Interferenzbild zweier sich überlagernder Lichtwellen für die Bestimmung des Gangunterschieds auswerten. Aus dem Gangunterschied und der Wellenlänge der Lichtquelle lässt sich unter Verwendung einer Refe-

³Fraunhofer 3D-Koordinatenmessarm für berührungslose Messungen.

renzlänge die relative Abstandsänderung eines Körpers berechnen. Klassische Beispiele für diese Anwendung sind das Michelson- bzw. das Mach-Zehnder-Interferometer. Nachfolgend sind ausgewählte Varianten aus der aktuellen Messtechnik für die punktuelle bzw. flächige Abstandsmessung aufgeführt.

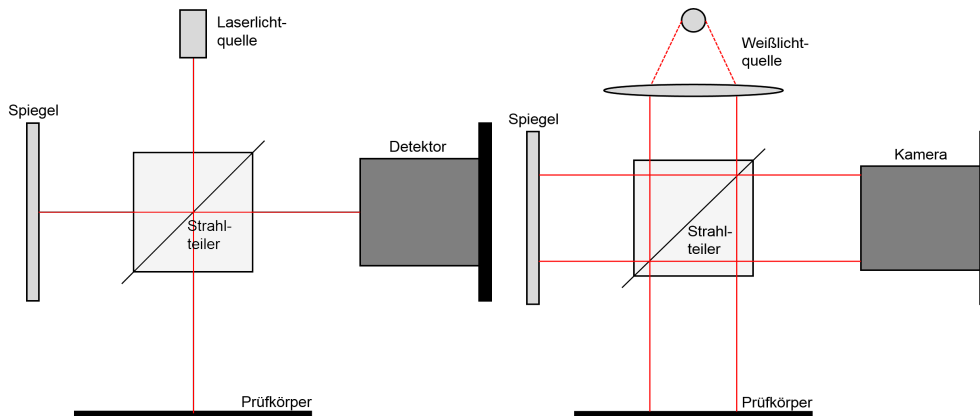


Abbildung 4.7: Funktionsschema zweier Varianten des Interferometers für die punktuelle und die flächige Messung. Links: Mach-Zehnder-Interferometer für die punktuelle Messung. Rechts: Weißlichtinterferometer zur flächigen Oberflächenabtastung.

Planspiegel-Laserinterferometer:

Für die punktuelle Abstandsmessung hervorragend geeignet sind Planspiegel-Laserinterferometer, die sich hinsichtlich des Strahlengangs nicht von dem in Abbildung 3.9 dargestellten Aufbau unterscheiden. Als Lichtquelle werden häufig frequenzstabilisierte Laserlichtquellen verwendet, die nach einer Einlaufzeit von einigen Minuten sehr hohe Frequenzstabilitätswerte im Bereich von $\pm 5 \cdot 10^{-9}$ über mehrere Stunden erreichen. Zusammen mit der Kompensation von im Strahlengang auftretenden Änderungen der Umweltbedingungen sind somit hochpräzise Abstandsmessungen mit einer Auflösung von 20pm möglich. Moderne Geräte vereinen bis zu drei Strahlengänge in einem Gehäuse, so dass neben der reinen Abstandsmessung auch die Bestimmung von Längenänderungen relativ zu einer Basis bzw. die Bestimmung von Nick- und Gierwinkeln einer durch die Messpunkte aufgespannten Ebene ermöglicht werden.

Weißlichtinterferometrie:

Für die flächige Messung werden mit den mikroskopischen und den telezentrischen Weißlichtinterferometern zwei verschiedene Typen eingesetzt, die sich hinsichtlich der Größe des Messfelds und der lateralen Auflösung deutlich unterscheiden. Aufgrund des geringen Messvolumens der mikroskopischen Weißlichtinterferometer werden diese nicht näher betrachtet. Interessanter, wenn auch nur für kleine Prüfkörper, ist der telezentrische Typ, der zumindest für die Vermessung von Prüfkörpern mit einer Fläche von einigen cm^2 eingesetzt werden kann, ohne dass mehrere Messungen nötig sind, wobei laterale Auflösungen zwischen $10\mu\text{m}$ und $50\mu\text{m}$ [166] bei einer vertikalen Auflösung von einigen nm erreicht werden. Einen typischen Messaufbau für den

telezentrischen Ansatz mit Weißlichtquelle, Referenzspiegel, Strahlteiler und Kamera zeigt Abbildung 4.7.

Weißlichtinterferometer verwenden eine kohärente Lichtquelle im Nanometerbereich, wodurch sie, im Gegensatz zu klassischen Interferometern, in der Lage sind, die Oberflächenrauigkeit eines Prüfkörpers zu erfassen. Um das für die Auswertung nötige Interferenzbild zu erzeugen, müssen die Abstände zwischen Strahlteiler und Spiegel sowie zwischen Strahlteiler und Objekt gleich groß sein. Durch Verfahren des Prüfkörpers und des Spiegels kann so das gesamte Höhenprofil des Prüfkörpers abgetastet werden. So entstehen - für jede der Messebenen - Interferenzbilder mit unterschiedlichen Helligkeiten, so dass jedem Kamerapixel pro Messebene ein entsprechender Höhenwert zugeordnet werden kann. Durch Kombination der Informationen aller Messebenen ergibt sich somit ein Höhenbild der Oberfläche mit Nanometerauflösung.

3D-Messung mit Time-of-flight Kameras:

Der Einsatz von Time-of-flight (TOF) Kameras ermöglicht die Erstellung von 3D-Bildern mit einer einzigen Aufnahme, indem die Laufzeit eines Lichtimpulses bzw. eines modulierten Lichtstrahls zwischen Ausstrahlung durch die Kamera und der Detektion des reflektierten Strahls durch den Sensor der Kamera bestimmt wird. Als Sensor werden CMOS⁴-Imager verwendet, so dass jeder Pixel auf dem Sensor bei der Messung einen Entfernungspunkt liefert. Die Verwendung eines modulierten Lichtstrahls, bei der der Phasenunterschied zwischen ausgesandtem und eintreffendem Licht gemessen wird, bietet momentan die höchste Genauigkeit bei der Entfernungsmessung.

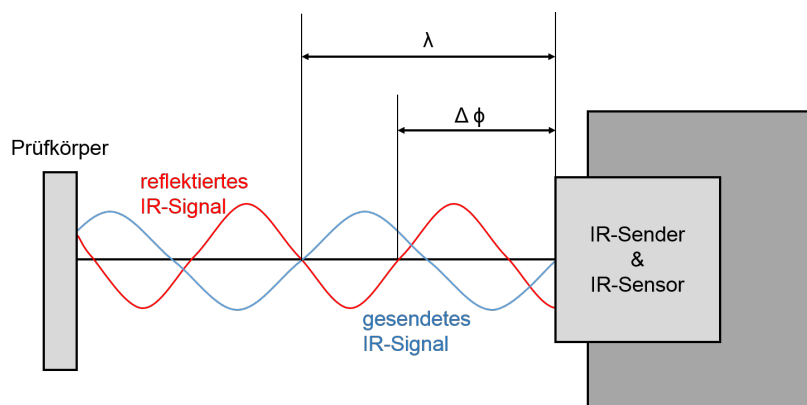


Abbildung 4.8: Prinzipskizze zu Funktion der 3D-Time-of-flight Kamera.

Aktuell erhältliche Modelle bieten ein vollständig in den Kamerachip integriertes System, bei dem Sensor und Lichtquelle auf einem Chip vereint sind. Mit dieser Anordnung lassen sich Bildauflösungen von 320×240 Pixeln realisieren, wobei die Messauflösung bei Entfernungen bis $100m$ im Millimeterbereich liegt. Störeinflüsse durch andere Lichtquellen, wie zum Beispiel das Sonnenlicht bei Außenanwendungen, können durch eine Kombination aus optischem Bandpassfilter und Lock-In-Verstärkung

⁴Complementary metal-oxide-semiconductor

unterdrückt werden, wodurch nur noch Licht im Wellenlängenbereich der ausstrahlenden Infrarot-LEDs und der passenden Modulationsfrequenz zum Sensor durchdringen kann. Dieses Messprinzip wird jedoch von einigen Effekten beeinflusst. Hierbei wäre einerseits die Bewegungsunschärfe zu nennen, die durch schnelle Bewegungen im Bereich der Kamera auftritt, für quasistatische Messungen jedoch zu vernachlässigen ist. Andererseits treten einige Effekte auf, die durch die Verwendung eines IR-Sensors entstehen. Dies sind unter anderem die Beeinflussung der Messung durch die Emissivität der Oberfläche sowie die Beeinflussung der Entfernungsmessung durch die an der Oberfläche auftretende Lichtstreuung [78]. Eine weitere Beeinträchtigung kann infolge von Kanten auf dem Prüfkörper auftreten. Wird der ausgesandte Lichtstrahl an einer Ecke reflektiert, so kann es zur Mehrfachreflexion des Lichtstrahl und somit zu Mehrdeutigkeiten in der Abstandsmessung kommen [56].

Laserscanner:

Laserscanner treten heute immer mehr in Konkurrenz zu Photogrammetriesystemen. Die auf dem Markt befindlichen Systeme bestehen aus einer Laserquelle, der zur Messung des vom Objekt reflektierten Lichts benötigten Photodiode und einem zweiachsigen Steuersystem zur Ausrichtung des Laserstrahls, über das die Position des Laserstrahls gesteuert wird. Die Abtastung der Oberfläche des Prüfkörpers erfolgt über die Laufzeitmessung vom Aussenden des Laserpulses bis zur Detektion der Rückstreuung durch die Photodiode. Alternativ zum 3D-Laserscanner sind mittlerweile auch 4D-Scanner verfügbar, die durch Verwendung zweier Galvanometer-Ablenkspiegel und die Phasendifferenzmessung zweier aufmodulierter Messsignale bis zu 500000⁵ Messpunkte in einer Sekunde [114] abtasten können und somit eine bis zu hundert Mal größere Abtastrate erzielen als die 3D-Variante.

Heute verfügbare System erzielen in Anhängigkeit von der Objektgröße Messgenauigkeiten von ca. $10 \frac{\mu m}{m}$ und erreichen so unter günstigsten Bedingungen Auflösungen ähnlich derer aktuell auf dem Markt erhältlicher Photogrammetriesysteme. So werden mittlerweile auch erste thermoelastische Deformationsmessungen an Prüfkörpern in Thermal-Vakuumkammern [88] durchgeführt, wobei der Laserscanner sich außerhalb der Kammer befindet und durch spezielle Schaugläser auf den Prüfling gerichtet wird.

Ein Nachteil dieses Systems zeigt sich beispielsweise bei der Vermessung komplexer Objekte, für deren Erfassung mehrere Messpositionen nötig sind. Zur Auswertung müssen die aus den verschiedenen Messpositionen vorhandenen Polarkoordinaten in ein einheitliches Koordinatensystem übertragen werden. Auch die hohe Punktdichte kann zu einem zusätzlichem Arbeitsschritt führen, da die Daten für die weitere Bearbeitung in einem CAD-System zunächst auf eine sinnvolle verwendbare Menge reduziert werden muss.

Infrarotsensoren:

Infrarotsensoren können neben den in der Messtechnik eingesetzten kabelgebundenen

⁵Bis zu 1000000 Pixel pro Sekunde für den Z+F IMAGER® 5010X.

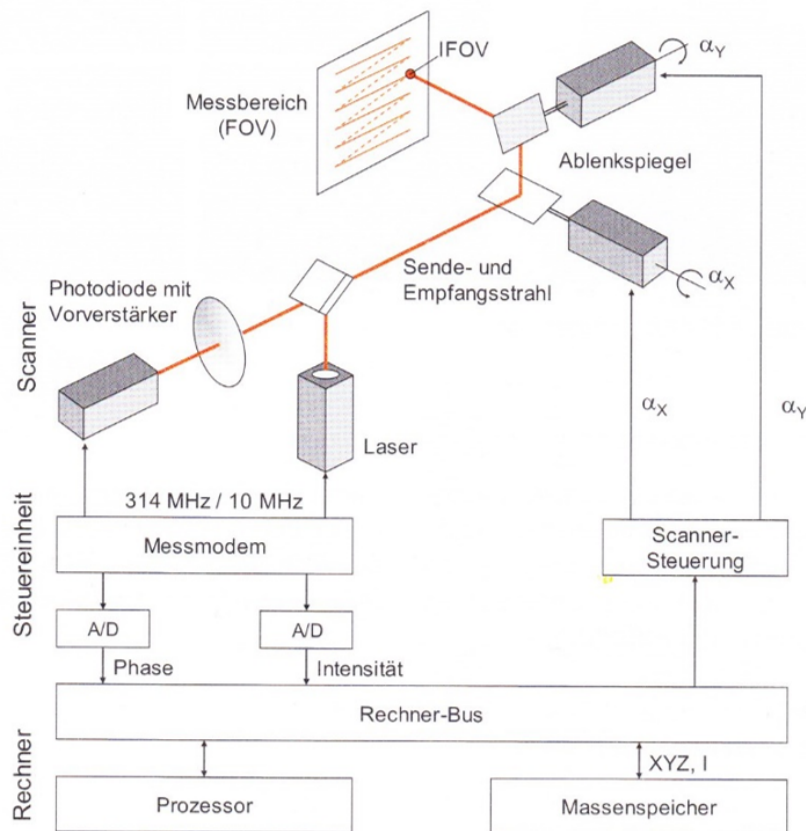


Abbildung 4.9: Funktionsschema eines 4D-Laserscanners nach [183].

Sensoren (z. B. Thermoelemente) zur Bestimmung der Temperatur eines Punktes bzw. einer Fläche eingesetzt werden. Für die punktuelle Messung bieten sich Pyrometer an, während für die flächige Abtastung Thermographiekameras besser geeignet sind. Der Vorteil dieser Messsysteme liegt darin, dass im Gegensatz zur Verwendung von Thermoelementen kein direkter Kontakt zwischen Sensor und Prüfkörper nötig ist. Somit können auch empfindliche Oberflächen und Materialien mit geringem Eigengewicht und geringer Biegesteifigkeit (z. B. Membranwerkstoffe) vermessen werden, ohne dass durch die Temperaturmessung der Prüfkörper beeinflusst wird.

Der Einsatz einer Thermographiekamera bietet den bereits erwähnten Vorteil der flächigen Abtastung des jeweiligen Prüfkörpers, so dass Temperaturdaten für den gesamten vom Sensor abgedeckten Bereich vorliegen. So können selbst bei größeren Objekten lückenlose Temperaturmessungen vorgenommen werden, wobei ausgeschlossen werden kann, dass sich auf dem Objekt Bereiche mit abweichender Temperatur (z. B. durch lokale Abschattung bzw. Kontakt zu einem Objekt mit hoher Wärmekapazität) einstellen, die aufgrund der lokalen Messungen nicht detektiert werden.

Man unterscheidet bei Infrarotkameras grundsätzlich zwischen zwei Systemen: Zum einen zwischen den Kameras mit aktiver Sensorkühlung, deren Infrarotsensor z. B. durch die Zufuhr von flüssigem Stickstoff auf die für den Betrieb der Fotodioden nötige

Temperatur gebracht wird, und zum anderen den ungekühlten Kameras, deren Sensor aus einem Array aus Mikrobolometern besteht. Diese Mikrobolometer können auch bei Raumtemperatur arbeiten und benötigen lediglich eine Temperaturstabilisierung, so dass die ungekühlten Kameras deutlich günstiger in der Anschaffung sind. Ein Vergleich beider Varianten zeigt, dass die gekühlten Kameras eine höhere Messgenauigkeit sowie ein schnelleres Ansprechverhalten auf Temperaturänderungen haben und je nach verbautem Sensor Wellenlängenbereiche zwischen 3 und $9\mu\text{m}$ abdecken. Die etwas trägeren Bolometerkameras arbeiten dagegen im langwelligen Infrarotspektrum zwischen 8 und $12\mu\text{m}$.

Für die Bestimmung des Temperaturfeldes auf einem Prüfkörper sind beide Typen gleich gut geeignet, wichtiger ist hier die Größe des von der Kamera erfassten Blickfeldes und die Zahl der Pixel, mit denen dieses aufgelöst wird. Je höher die Pixeldichte auf dem Messfeld ist, umso mehr Temperaturmesspunkte stehen für die spätere Auswertung zur Verfügung und umso detailreicher ist das von der Kamera abgespeicherte Bild.

Sowohl Pyrometer als auch Thermographiekameras arbeiten mit Sensoren, die mithilfe der von einem Körper abgegebenen Wärmestrahlung auf die Temperatur des abstrahlenden Körpers zurückschließen lassen. Basierend auf diesem Messprinzip ist es jedoch nötig, die Emissivität des zu vermessenden Körpers zu kennen. Für die Verwendung eines Pyrometers ist die korrekte Einstellung der Emissivität unerlässlich. Bei Einsatz einer Thermographiekamera können Abweichungen zwischen gemessener und realer Temperatur durch die zusätzliche Verwendung von Thermoelementen an Positionen, die von der Kamera erfasst werden, ausgeglichen werden.

4.2 Bewertung und Selektion der Messverfahren für die thermoelastischen Verformungsmessungen

Der nachfolgende Abschnitt dient zur Definition der Anforderungen an die Messverfahren, mit denen die in den folgenden Kapitel vorgestellten Messsysteme zur Bestimmung thermoelastischer Verformungen umgesetzt werden. Nach der Definition der Anforderungen erfolgt die Auswahl der Messverfahren für die Temperatur- und Verformungsmessung sowie eine Begründung für die Verwendung der jeweiligen Verfahren.

4.2.1 Auswahl des Temperaturmessverfahrens

Zunächst muss für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen die Temperatur des Prüfkörpers bzw. die aufgebrachte Temperaturänderung bestimmt werden. Um

eine möglichst gute Korrelation mit den Dehnungs- und Verformungsdaten zu ermöglichen, muss die Temperaturmessung in einem lokal eng begrenzten Bereich um die jeweilige Messstelle für die Verformung und Dehnung liegen. Bei zu weit entfernten und nicht ausreichend genau lokalisierbaren Messstellen können ortsbedingte Temperaturabweichungen auftreten, wodurch den Dehnungs- und Verformungsmesswerten ungenaue Temperaturwerte zugeordnet würden.

Eine weitere Anforderung für die Temperaturmessung liegt in der Genauigkeit der gemessenen Werte. Für die spätere Berechnung der temperaturinduzierten Verformungen und die Korrelation mit FE-Modellen sollte die Genauigkeit im Bereich von $\pm 1^\circ\text{C}$ liegen. Dies ist ein Wert, der sich mit aktuell verfügbarer Temperaturmesstechnik auch unter Laborbedingungen gut realisieren lässt. Da die Testaufbauten möglichst universell einsetzbar sein sollen, ist zudem eine möglichst geringe Beeinflussung des Gesamtgewichts des Prüfkörpers, beispielsweise bei Messungen an den bereits erwähnten Membranen, und die Sicherstellung einer intakten Oberfläche des Prüfkörpers, speziell bei Beschichtungen, anzustreben.

Für die Temperaturmessung wird trotz des Anschaffungspreises⁶ aufgrund der vorab formulierten Anforderungen auf Thermographiekameras zurückgegriffen, da diese in der Lage sind, die Temperatur der gesamten erfassten Prüfkörperfläche zu bestimmen. Durch den Einsatz verschiedener Objektive kann das Messfeld und der Abstand der Kamera an die jeweilige Messaufgabe angepasst werden, so dass sich ein äußerst flexibel einsetzbares System mit ausreichender Temperaturgenauigkeit ergibt. Sofern die Emissivität des zu untersuchenden Prüfkörpers bekannt ist, ist auch die absolute Temperaturmessung sehr präzise. Um etwaige Abweichungen aufgrund ungenauer Emissivitätswerte zu vermeiden, können während der Datenaufzeichnung zusätzlich Thermolemente (z. B. vom Typ PT100) im Sichtfeld der Kamera platziert werden, so dass eine Korrelation der Messwerte möglich ist.

4.2.2 Auswahl der Verfahren für die Dehnungs- und Verformungsmessung

Eine Anforderung an die Messsysteme für die Verformungs- und Dehnungsmessung ist zunächst einmal eine ausreichend hohe Messauflösung, um die auftretenden Verformungen und Dehnungen detektieren zu können. Dieser Punkt wird neben der Auflösung des Messsystems natürlich auch von den während der Untersuchung erzielbaren Temperaturfeldern auf dem Prüfkörper beeinflusst. Eine weitere Anforderung ergibt sich direkt aus der Temperaturerhöhung des Prüfkörpers. Die Genauigkeit des zur Verformungsmessung verwendeten Messsystems darf durch das Temperaturfeld nicht beeinflusst werden. Wie bereits bei der Temperaturmessung erwähnt, so gilt auch für die

⁶Der Anschaffungspreis für eine Bolometerkamera liegt zwischen 25000 und 50000 Euro. Eventuell entstehen zusätzliche Kosten für Objektive zur Erhöhung der Einsatzflexibilität hinsichtlich des abgedeckten Messbereichs und der Messauflösung.

Verformungs- und Dehnungsmesssysteme, dass der von ihnen abgedeckt Einsatzbereich bezüglich Größe und Komplexität der zu untersuchenden Prüfkörper möglichst variabel sein muss, um ein breites Spektrum an Materialien abdecken zu können. Es muss möglich sein, entweder eine relative Änderung der Messgrößen über den gesamten Temperaturänderungsvorgang aufzuzeichnen oder einen Vergleich zwischen dem Ausgangszustand und dem sich aufgrund des Temperaturfelds einstellenden Zustands zu ermöglichen. Des Weiteren sollte durch die Beschaffenheit der Prüfkörperoberfläche keinerlei Beeinträchtigung des Messsystems entstehen und im Falle empfindlicher Oberflächen durch die Messung keinerlei Schädigung der Oberfläche auftreten. Tabelle 4.1 zeigt die aus den Anforderungen an die Messverfahren abgeleitete Bewertungsmatrix:

Verfahren	Messauflösung	Temperaturinvarianz	Variabilität	rel. / abs. Messung	Störung der Oberfläche	Kosten
Koordinatenmessgerät	+	--	--	++	-	-
Wegsensoren	++	+	-	++	-	+
DMS	++	+	+	++	--	++
Thermoelemente	++	+	+	++	--	++
FOS	++	-	++	++	--	-
Photogrammetrie	++	++	++	++	-	+
Stereokorrelation	++	++	+	++	-	-
Lasertracker	++	-	+	+	-	-
Moiré-Verfahren	+	+	-	+	++	-
Deflektometrie	++	-	--	+	++	-
Streifenprojektion	+	+	+	+	++	-
Lichtschnittverfahren	+	+	+	+	++	+
Interferometrie	++	++	-	+	++	+
Time-of-Flight	+	+	+	-	++	+
Laserscanner	++	+	+	+	++	-
Infrarotsensoren	+	++	+	+	++	-

Tabelle 4.1: Bewertungsmatrix für die Auswahl geeigneter Messverfahren. Bewertet wird mit - - für nicht ausreichend bzw. zu hoch, bis + + für sehr gute Eignung. Die selektierten Systeme sind fett gedruckt.

Für die punktuelle Messung von Verschiebungen und Dehnungen wird die Messung mithilfe eines Planspiegel-Laserinterferometers gewählt, da diese Methode eine sehr hohe punktuelle Messauflösung im Nanometerbereich liefert. Die durch die Tempera-

turänderungen auftretenden Abweichungen des Messsystems können durch Messung der Umgebungsbedingungen kompensiert werden, so dass eine Beeinträchtigung der Messgenauigkeit im Bereich der Messstrecke nicht zu erwarten ist. Bei entsprechender Entkopplung des Laserinterferometers vom Prüfkörper und dem Anregungssystem lassen sich große Temperaturbereiche von kryogenen Temperaturen bis zu mehreren 100°C abdecken. Wird für die Messung ein Interferometer mit mehreren Messstrahlen verwendet, so wird auch eine Deltamessung über zwei auf dem Prüfobjekt befindliche Punkte ermöglicht, deren Genauigkeit nicht von der Lagerung des Prüfkörpers abhängig ist.

Als weiteres Messverfahren wird ein auf Rayleigh-Backscattering beruhendes faseroptisches Messsystem ausgewählt, wobei die Option einer punktuellen bzw. linienförmigen Messung unterschiedlicher Messgrößen mit einem Sensorstrang im Vordergrund steht. Aufgrund der als Sensor verwendeten Glasfaser ist es möglich, die gesamte Faserlänge als Sensor für Temperatur und Dehnungsmessung zu nutzen, wobei die Position für Dehnungs- und Temperaturmessung frei gewählt werden kann. Somit ist es möglich, eine Vielzahl an Messstellen zu generieren, ohne dass eine große Zahl von Zuleitungen zu den Messstellen notwendig ist. Die Applikation kann zumindest für die Dehnungsmessung während der Fertigung des Prüfkörpers (z. B. während des Laminiervorgangs oder während des Verklebens des Sandwichkerns mit der Deckschicht) erfolgen, so dass ein integrierter Sensor vorliegt. Alternativ ist auch eine Applikation auf der Oberfläche des Testobjekts möglich, wobei ein UV-aushärtender Klebstoff genutzt werden kann, so dass durch den Aushärtevorgang keine zusätzliche Spannung in das System eingebracht wird.

Für die flächige Dehnungs- und Verformungsmessung werden mit der Photogrammetrie und der Stereokorrelation zwei Verfahren ausgewählt, die sich in ihrer Anwendung und ihrem Funktionsprinzip ähneln. Beides sind Verfahren auf Triangulationsbasis, die durch Aufnahme zweidimensionaler Bilder eine 3D-Rekonstruktion des Prüfkörpers ermöglichen, anhand derer die Verformung ausgewertet werden kann. Die Stereokorrelation ermöglicht zusätzlich die Bestimmung des auf dem Prüfkörper vorherrschenden Dehnungsfelds. Die photogrammetrische Vermessung erlaubt, aufgrund der bei dem ausgewählten System nicht im Messraum fixierten Position der Kameras, die geometrische Vermessung auch komplexer Geometrien mit Kanten, Rundungen und Schrägen. Sie ist hinsichtlich der Größe des zu erfassenden Messobjekts lediglich nach unten hin limitiert, da die optische Abtastung hier Grenzen setzt. Die Stereokorrelation ist somit eine gute Ergänzung zur Photogrammetrie, da mit dem Zweikamerasystem mit fixen Kamerapositionen auch kleinere Objekte mit hoher Genauigkeit erfasst werden können. Für die Abtastung großer und komplexer Geometrien ist dieses Verfahren aufgrund der festen Kameraposition weniger gut geeignet. Die Kombination der beiden Verfahren deckt jedoch einen Großteil der Messaufgaben ab. In Bereichen, in denen sich die beiden Varianten überschneiden, kann durch einen kombinierten Einsatz beider Verfahren eine lokale Dehnungsmessung über die Koordinaten der Photogramme-

triemessung auf dem Prüfkörper mit hoher Genauigkeit zugeordnet werden, so dass die Dehnungsdaten im Postprocessing für den Abgleich mit einem FE-Modell verwendet werden können.

Die restlichen Verfahren eignen sich zwar ebenfalls zur Bestimmung von Geometrie- und Verformungsdaten, sind zum Teil aber zu stark auf bestimmte Oberflächeneigenschaften limitiert (z. B. Deflektometrie), noch nicht auf einem technischen Entwicklungsstand, der einen Einsatz als Messmittel rechtfertigt (z. B. 3D-Time-of-Flight) oder in der Anschaffung zu teuer. Die Photogrammetrie stellt im Vergleich zu den nicht ausgewählten Systemen einen guten Kompromiss hinsichtlich der Variabilität des Messsystems, der erzielbaren Messgenauigkeit und dem Anschaffungspreis dar. Im Falle der Stereokorrelation ist der Anschaffungspreis zwar höher als bei der Photogrammetrie, dafür deckt das Messsystem ein großes Einsatzspektrum ab und lässt sich zum Beispiel bei der Bestimmung von Dehnungs- und Verformungsdaten während Standard-Materialtests in den alltäglichen Betrieb integrieren.

5 Untersuchung der Anpassbarkeit und Messgenauigkeit der ausgewählten Messsysteme

In diesem Kapitel werden die für die Untersuchungen in dieser Arbeit verwendeten Messsysteme und die ihnen zugrunde liegenden Funktionsprinzipien betrachtet und die sich daraus ergebenden Einsatzbereiche und Messauflösungen abgeleitet. Zusätzlich werden mögliche Fehlerquellen und die daraus resultierenden Messfehler und -ungenauigkeiten sowie Kompensationsmöglichkeiten diskutiert.

5.1 Thermographie

Für die Bestimmung der infolge der thermischen Anregung entstehenden Temperaturfelder wird aufgrund der Möglichkeit einer flächigen Temperaturmessung ohne eine hohe Zahl zusätzlicher, auf dem Prüfkörper zu applizierender Thermoelemente auf Thermographiekameras zurückgegriffen. Verwendung finden hierfür die beiden in Tabelle 5.1 aufgeführten Systeme mit stickstoffgekühltem MCT¹-Sensor bzw. ungekühltem Mikrobolometersystem. Prinzipiell sind beide Systeme für die in dieser Arbeit durchgeführten Messungen geeignet. Für den in Kapitel 8.4.2.2 betrachteten Antennenreflektor mit einer projizierten Apertur von fünf Metern ist jedoch eine höhere Pixeldichte sowie ein Weitwinkelobjektiv nötig, um den gesamten Prüfkörper erfassen zu können, weshalb hierfür auf die Mikrobolometer-Variante zurückgegriffen wird.

Wie bereits in Kapitel 4.1.4 beschrieben detektieren Pyrometer und Thermographiekameras die von einem Körper abgegebene Wärmestrahlung im Wellenlängenbereich zwischen $8\mu m$ und $12\mu m$, aus deren Intensität die Temperatur des Prüfkörpers berechnet wird. Zur korrekten Berechnung der Temperatur des emittierenden Körpers muss jedoch dessen Emissivität ε_{th} bekannt sein. Bei Körpern unbekannter Emissivität können Pyrometer und Thermographiekameras fehlerhafte Temperaturwerte liefern. Die heute verwendeten Thermographiesysteme ermöglichen jedoch eine nachträgliche Anpassung des eingestellten Emissivitätswerts, so dass eine Korrektur auch im Nachhinein möglich ist. Hierzu müssen die Temperaturdaten eines im Bild befindlichen

¹Mercury-Cadmium-Telluride

Typ	Agema 900LW	Flir SC660
Detektor	Quecksilber-Cadmium-Tellurid Sensor	ungekühlter Mikrobolometer
Frequenz	15Hz 30Hz bei Windowing	30Hz 60 – 120Hz bei Windowing
Bildauffösung	272 × 136 Pixel	640 × 480 Pixel
spektrale Empfindlichkeit	8μm – 12μm	7,5μm – 13μm
Messbereich	–30°C – +1500°C	–40°C – 1500°C
nominelle Temperaturauffösung	0,08°C bei 30°C	0,03°C bei 30°C
Messgenauigkeit	±1°C (red. Messbereich) ±2°C	±1°C (red. Messbereich) ±2°C

Tabelle 5.1: Spezifikationen der verwendeten Thermographiekameras.

Messpunktes, zum Beispiel über ein Thermoelement, erfasst werden und für den Abgleich vorliegen.

Die Messauflösung der verwendeten Kamerasysteme ist neben der jeweiligen Pixelzahl von den verwendeten Objektiven und dem sich einstellenden Messbereich abhängig. Eine Verdopplung der Objektivbrennweite bei konstanter Dingweite führt aufgrund der damit einhergehenden Halbierung des betrachteten Bereichs, dem Field of view (FOV), zu einer Verdopplung der geometrischen Auflösung der Kamera.

5.2 Faseroptisches Messsystem auf Basis der Rayleigh-Rückstreuung

Das auf Rayleigh-Rückstreuung basierende faseroptische Messsystem LUNA ODiSI A50, ODiSI steht für Optical Distributed Sensor Interrogator, wird über die Polytec GmbH vertrieben. Ausgangsmaterial für die verwendeten Sensorfasern ist in den meisten Fällen Silizium-Tetrachlorid ($SiCl_4$) bzw. Germanium-Tetrachlorid ($GeCl_4$).

Herstellung der Sensorfaser:

Während der Herstellung wird ein Glashohlstab, der später die Ummantelung (Cladding) der Faser bildet, von außen erhitzt und mit einem Gasgemisch aus Sauerstoff und dem jeweiligen Ausgangsmaterial durchströmt. Infolge dieses als Chemical Vapour Deposition bezeichneten Verfahrens entsteht auf der Innenseite des Hohlstabes eine Schicht hochreinen Silizium-Oxids (SiO_2), deren Eigenschaften durch Hinzufügen weiterer Gase beeinflusst werden kann.

Durch weiteres Erhitzen kollabiert der Hohlstab, wodurch der eigentliche Preform entsteht, dessen Kern das hochreine Silizium-Oxid bildet. In einem Faserziehturm wird dieser bis zum Schmelzpunkt erhitzt und der entstehende Faden gestreckt, bis der gewünschte Durchmesser erreicht ist. Das Verhältnis von Mantel und Kern bleibt dabei ebenso konstant wie der Brechzahlverlauf über die Faserdicke. Nach Erreichen des gewünschten Durchmessers wird die Faser mit einer zusätzlichen Schutzschicht versehen, um sie vor mechanischen Einflüssen zu schützen.

Fasertypen:

Die auf Rückstreuung basierenden faseroptischen Messsysteme verwenden Single- oder Multi-Mode-Fasern, deren Sensorfasern sich lediglich bezüglich des Kerndurchmessers unterscheiden:

Single-Mode-Fasern verwenden Kerndurchmesser von bis zu $9\mu m$ und eine Ummantlung mit einem Durchmesser zwischen 125 und $250\mu m$. Sie zeichnen sich durch eine sehr geringe (Zer-)Streuung des eingebrachten Lichtpulses aus, so dass Distanzen bis zu mehreren Kilometern ohne Verwendung von Signalverstärkern überbrückt werden können. Aufgrund des geringen Kerndurchmessers eignet sich dieser Fasertyp nur für die Übertragung einer einzigen Mode (Wellenlänge) zwischen 1310 und $1550nm$. Dieser Fasertyp weist die geringste Dämpfung sowie die höchste Übertragungsgeschwindigkeit der aktuell verwendeten Fasern auf, ist jedoch auch hinsichtlich der Anschaffung am teuersten.

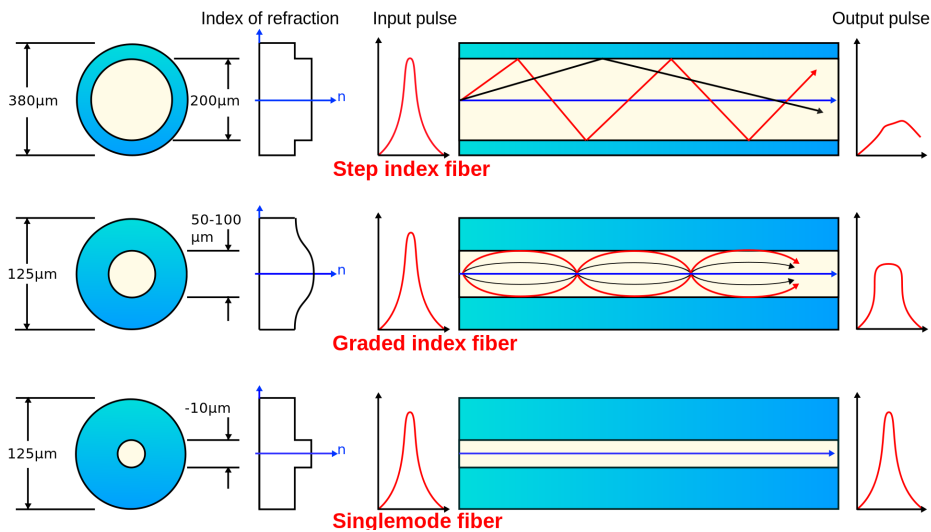


Abbildung 5.1: Übersicht über die verschiedenen Fasertypen für die faseroptischen Messsysteme, deren Verhalten hinsichtlich der Signalübertragung und Signaldämpfung. Oben und in der Mitte: Fasern des Multi-Mode-Typs. Unten eine Single-Mode-Faser [44].

Multi-Mode-Fasern haben mit 50 bis $60\mu m$ einen im Vergleich zu den Single-Mode-Fasern dickeren Kern, der einfallende Lichtwellen auf verschiedene Pfade, die sogenannten Moden, zerstreut. Dieser Effekt führt einerseits zu einem deutlichen Energie-

verlust der stark abgelenkten Strahlen, andererseits zu Störungen am Empfänger, da sich die eintreffenden Signale überlappen können. Um diese Überlappungen zu vermeiden, ist es daher notwendig, den Datendurchsatz durch die Faser zu begrenzen. Eine Sonderform der Multi-Mode-Fasern stellen die sogenannten Graded-Index-Multi-Mode-Fasern dar. Um die erwähnte längere Laufzeit der stark zerstreuten Signale zu minimieren, wird bei diesem Fasertyp der Brechungsindex n vom Zentrum nach außen so angepasst, dass die gestreuten Signale sich im Außenbereich des Kerns schneller fortbewegen können, wodurch die Überlappung am Empfänger reduziert wird.

Die Lichtgeschwindigkeit im Vakuum beträgt $c_0 = 2,99792458 \cdot 10^8 \frac{m}{s}$, bei der zugehörigen Vakuumbrechzahl von $n = 1$. Je höher die optische Dichte des Mediums ist, das der Lichtstrahl durchquert, je höher also die zugehörige Brechzahl, umso niedriger ist die resultierende Lichtgeschwindigkeit innerhalb des Mediums:

$$n = \frac{c_0}{c_{ph}} \quad (5.1)$$

Für beide Fasertypen gilt, dass der in der Faser laufende Lichtstrahl nur dann durch die Faser geleitet werden kann, sofern bei einer Ablenkung des Lichtstrahls aus der Kernhauptachse der Winkel θ , unter dem der Strahl auf die Ummantlung trifft, oberhalb des kritischen Winkels θ_c bleibt.

$$\theta > \theta_c = \sin^{-1} \left(\frac{n_{Ummantlung}}{n_{Kern}} \right) \quad (5.2)$$

Ähnliches gilt auch für den Eintrittswinkel θ_a des Lichtstrahls in die Faser. Vor dem Eintritt in die Faser befindet sich der Lichtstrahl in der Luft ($n_{Luft} = 1,000292$). Somit ergibt sich für den Eintrittswinkel in die Faser:

$$\theta_a = \sin^{-1} \left(n_{Kern}^2 - n_{Ummantlung}^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.3)$$

Werden die Winkelanforderungen für den Eintrittswinkel und für den Reflektionswinkel erfüllt, so wird der Lichtstrahl vollständig innerhalb des Kerns reflektiert und die Signalverluste bleiben auf einem niedrigen Niveau. Bei Nichterfüllung ist eine Strahlführung innerhalb der Faser nicht mehr möglich und es treten hohe Verluste durch ungeführte Strahlen auf (siehe Abbildung 5.2).

Rückstreuungsarten:

Neben der von LUNA für das ODISI A50 verwendeten Rayleigh-Rückstreuung existieren zwei weitere Rückstreuungsarten [18], die sich hinsichtlich der Interaktion des Lichtimpulses mit der verwendeten optischen Faser deutlich unterscheiden. Dies sind einerseits die Raman-Rückstreuung, andererseits die Brillouin-Rückstreuung:

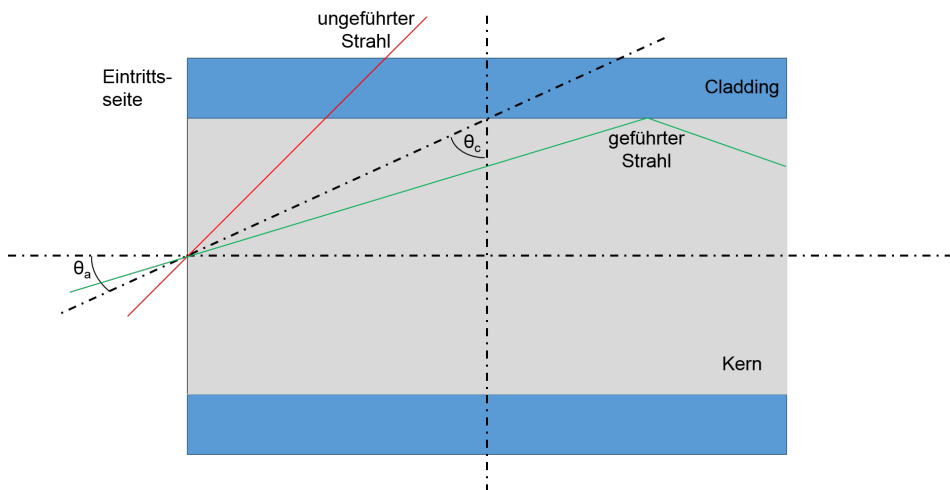


Abbildung 5.2: Auswirkung des Eintrittswinkels und des Reflexionswinkels auf die Strahlführung innerhalb der optischen Faser. Eine Unterschreitung des kritischen Winkels θ_c führt zur Entstehung ungeführter Strahlen und somit zu Signalverlusten.

- Raman-Rückstreuung:

Die Raman-Rückstreuung basiert auf der Interaktion der Photonen des durch die Faser laufenden Lichtpulses mit den Atomen der Faser. Hierbei entstehen wiederum Photonen mit höherer bzw. niedrigerer Energie als das anregende Photon des Lichtstrahls. Wird Energie vom Photon auf das Atom übertragen, so befindet sich das Atom nach der Übertragung auf einem höheren Energieniveau als vorher, wodurch die Energie und die Frequenz des emittierten Photons niedriger sind als die des anregenden Photons. Dieser Vorgang wird als Stokes-Raman-Streuung bezeichnet. Erfolgt die Energieübertragung jedoch vom Atom auf das Photon, so befindet sich das Atom nach der Interaktion auf einem niedrigeren Energieniveau und das emittierte Photon weist demzufolge eine höhere Energie und Frequenz auf als das anregende Photon. Dieser Fall wird als Anti-Stokes-Raman-Streuung bezeichnet. Die Intensität der Anti-Stokes-Raman-Streuung ist von der Temperatur der optischen Faser abhängig, so dass durch einen Vergleich der Energieniveaus eine Temperaturmessung möglich wird. Der Effekt der Raman-Streuung ist jedoch nur sehr schwach ausgeprägt und die Ortsauflösung liegt bei diesem Verfahren bei lediglich einem Meter. Eine Dehnungsmessung ist mithilfe der Raman-Rückstreuung nicht möglich.

- Brillouin-Rückstreuung:

Die Brillouin-Rückstreuung basiert auf der Bestimmung der Frequenzänderung des Lichts auf dem Weg durch die optische Faser. Die Rückstreuung entsteht, ähnlich zur Raman-Rückstreuung, durch die Interaktion des Lichtpulses mit den Atomen der Faser. Die atomare Bewegung führt dabei zu einem messbaren Doppereffekt im Signal. Aus der durch den Dopplereffekt entstehenden Frequenzverschiebung kann die auf die Faser einwirkende Temperatur oder die vorherrschenden

de Dehnung berechnet werden. Die Verwendung der Brillouin-Rückstreuung erhöht, verglichen mit der Raman-Rückstreuung, die Ortsauflösung des Messsystems. Jedoch sind die erzielbaren Ortsauflösungen von 100mm bis zu 10mm immer noch unzureichend. Hinzu kommt die im Vergleich zu den anderen Verfahren komplexere Auswertung.

- Rayleigh-Rückstreuung:

Bei der Rayleigh-Rückstreuung handelt es sich um den am stärksten ausgeprägten Rückstreueffekt. Die Rückstrahlung erfolgt an den folgenden intrinsischen Änderungen der Materialeigenschaften:

- Molekulare Verteilung
- Dichte
- Materialzusammensetzung

Diese Änderungen führen zu einer Variation des Brechungsindex n an der jeweiligen Bereichsgrenze, so dass über die gesamte Faserlänge ein für jede Faser charakteristisches Rückstreumuster, ähnlich einem Fingerabdruck, entsteht. Die Rayleigh-Rückstreuung erlaubt dadurch, analog zur Brillouin-Variante, die Bestimmung von Temperatur und Dehnung längs der Faser. Hierfür wird die Laufzeit des Lichtsignals bis zur Rückstreuung an einer charakteristischen Stelle bestimmt und mit der Laufzeit für die unbelastete Faser verglichen. Somit kann aus dem Laufzeitunterschied die Position und aus der Frequenzverschiebung die Dehnungs- bzw. Temperaturänderung bestimmt werden. Mithilfe der Rayleigh-Rückstreuung lässt sich eine sehr hohe Ortsauflösung von bis zu $10\mu\text{m}$ bei einer Faserlänge von 70m erzielen. Gleichzeitig können Temperaturänderungen mit einer Genauigkeit von $0,1^\circ\text{C}$ und Dehnungen mit $1\frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$ bestimmt werden, wobei die hierfür nötige Sensorlänge unter 1mm liegt.

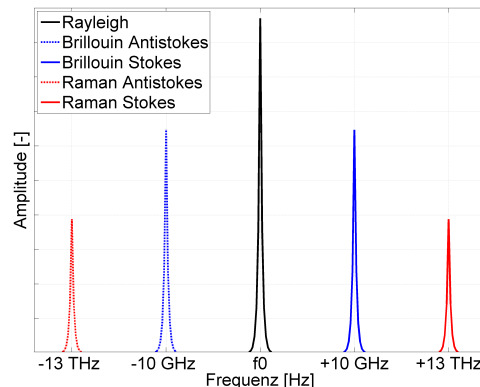


Abbildung 5.3: Übersicht über die Intensität und die Frequenz der auftretenden Rückstreuungsarten nach [188].

Aufbau des verwendeten Messsystems:

Das Luna ODiSI A50 verwendet für die Dehnungs- und Temperaturmessung aufgrund der höheren Genauigkeit und Ortsauflösung die Rayleigh-Rückstreuung. Als Sensoren kommen ausschließlich Single-Mode-Fasern zum Einsatz, die mithilfe eines Swept-Wavelength-Interferometers (SWI), also einem Interferometer, dessen Laserfrequenz mithilfe einer durchstimmbaren Lichtquelle (Tunable Light Source TLS) kontinuierlich den eingestellten Frequenzbereich durchfährt, abgetastet werden. Vor dem Eintritt in die optische Faser wird der Lichtpuls an einem Strahlteiler aufgespalten und auf die Messstrecke (Distance Under Test DUT) und die Referenzstrecke aufgeteilt. Der Detektor vergleicht die empfangenen Signale beider Strecken und ermittelt die sich in der Messstrecke ergebenden Brechzahlunterschiede, die als Funktion der Wellenlänge aufgetragen werden. In einem zweiten Schritt wird mittels einer Fourier-Transformation das Signal als Spektralverschiebung über die Faserlänge dargestellt.

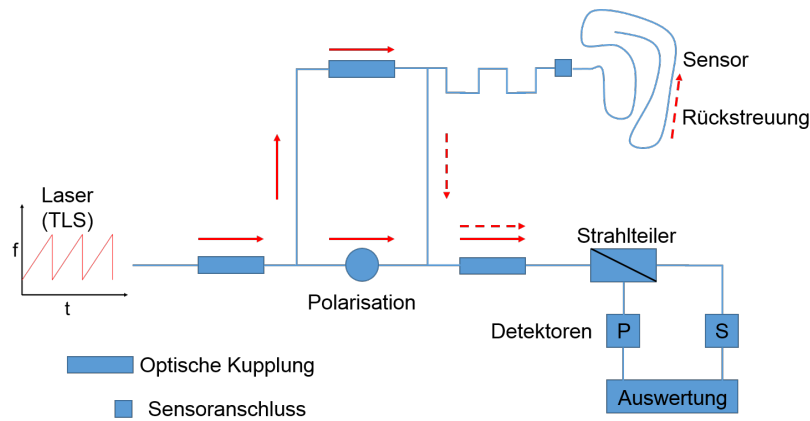


Abbildung 5.4: Aufbau eines auf Rayleigh-Rückstreuung basierenden faser-optischen Messsystems mit Swept-Wavelength-Interferometer und einstellbarer Laserlichtquelle [111].

Berechnung der Dehnungs- und Temperaturänderung:

Im unbelasteten Zustand hat ein Teilstück der Faser ein reflektiertes Spektrum $U_j\nu$. Bei mechanischer bzw. thermischer Belastung ändert sich die Frequenz des reflektierten Spektrums um den Wert $\Delta\nu_j$, so dass sich ein neues Spektrum $U_j(\nu - \Delta\nu_j)$ einstellt. Durch einen Vergleich der beiden Rückstreuungsspektren lässt sich aus der Spektralverschiebung auf die zugehörige Dehnungs- bzw. Temperaturänderung schließen:

$$-\frac{\Delta\nu_j}{\nu} = K_T\Delta T + K_\varepsilon\varepsilon = \frac{\Delta\lambda}{\lambda} \tag{5.4}$$

Eine weitere Möglichkeit, die Dehnungs- und Temperaturänderung zu berechnen, ergibt sich aus der in Gleichung 5.4 dargestellten Verschiebung der Resonanzwellenlänge $\Delta\lambda$. Die beiden Faktoren K_T und K_ε werden auf den jeweiligen Ausgangszustand angepasst, um die korrekten Werte für die Dehnung und Temperatur zu erhalten. Je nach

Art der Messung und dem Zustand, bei dem die Baseline bestimmt wird, kann über diese Faktoren eine Anpassung der Messwerte erfolgen, um systembedingte Abweichungen auszugleichen (z. B. über ein Ausgleichspolynom höherer Ordnung). Für die Bestimmung des Ausgleichspolynoms bzw. des Faktors ist es nötig, die Frequenzverschiebung der Faser über den gesamten Einsatzbereich zu ermitteln. Die Temperatur und die Dehnung des Substrats, auf dem die Faser appliziert wurde, muss dabei durch externe Sensoren bestimmt werden. Für die Wellenlänge wird die mittlere Wellenlänge $\bar{\lambda}$ des Sweep-Bereichs eingesetzt:

- Für den Faktor K_ε gilt bei konstanter Temperatur:

$$\varepsilon = -\frac{\bar{\lambda}}{cK_\varepsilon} \Delta\nu \quad (5.5)$$

- Für den Faktor K_T gilt, keine mechanische Dehnung vorausgesetzt:

$$\Delta T = -\frac{\bar{\lambda}}{cK_T} \Delta\nu \quad (5.6)$$

Beeinflussung der Messgenauigkeit:

Die Aufspaltung von Gleichung 5.4 für die Kalibrierung und die Bestimmung der beiden Faktoren K_ε und K_T entsprechend der Gleichungen 5.5 und 5.6 zeigt bereits ein Problem der Dehnungs- und Temperaturmessung mit faseroptischen Sensoren. Für eine exakte Messung eines der beiden Werte muss der jeweils korrespondierende Wert ebenso bestimmt werden. Eine reine Dehnungsmessung ohne die zeitgleiche Temperaturmessung in der Nähe der Dehnungsmessstellen ist unter Umständen fehlerbehaftet, da zu der mechanischen Dehnung in Abhängigkeit vom Substrat und der Umgebungstemperatur eine thermische Dehnung hinzukommen kann, die den gemessenen Dehnungswert erhöht bzw. verringert. Ähnlich verhält es sich auch mit der Bestimmung der Temperatur. So neigt zum Beispiel Teflon² aufgrund des hohen CTEs dazu, bei niedrigen Temperaturen Druckspannungen auf den Sensor auszuüben, die wiederum zu einer fehlerhaften Temperaturmessung führen können.

Einer der größten Einflussfaktoren auf die Messgenauigkeit faseroptischer Messsysteme ist die Klebstoffschicht zwischen Faser und Prüfkörper, wobei neben dem verwendeten Klebstofftyp und seinen Materialkennwerten vor allem die Geometrie der Verklebung eine wichtige Rolle spielt:

- **Verwendeter Klebstofftyp:**
Hierbei ist zwischen verschiedenen Arten des Klebstoffes zu unterscheiden. Standard ist ein zum System gehöriger UV-aushärtender Klebstoff (UV 2181 ME

²Zur mechanischen Entkopplung der Sensorfasern vom Substrat werden für die Temperaturmessung zum Teil Teflonschläuche verwendet.

Polytec PT GmbH), der sich aufgrund seiner niedrigen Viskosität gut verarbeiten lässt und erst durch Einsatz einer UV-Lampe aushärtet. Problematisch bei diesem Klebstoff ist jedoch die Kontrolle der Aushärtung unter der UV-Lampe, da sich, gerade beim Einsatz von Handlampen, die Prozessqualität nur schwer auf einem konstanten Niveau halten lässt. Andere Varianten sind der Einsatz von Klebstoffen für die Applikation von Dehnmessstreifen (z. B. Tokyo Sokki Kenkyujo CN) oder, sofern die Applikation auf eine Faserverbund-Oberfläche erfolgen soll, auch der Einsatz des jeweiligen Matrixwerkstoffes. Der Einsatz des Matrixwerkstoffes bietet hierbei auch den Vorteil bekannter Prozesse und Materialkennwerte, der bei dem UV-aushärtenden Klebstoff nicht gegeben ist. Unabhängig von der verwendeten Variante sind jedoch Testläufe zur Charakterisierung des Verhaltens der Kombination aus Faser, Klebstoff und Substrat unerlässlich.

- Einfluss der Materialkennwerte:

Die Materialkennwerte des verwendeten Klebstoffes wirken sich auf die Übertragung der Dehnung vom Prüfkörper auf den faseroptischen Sensor aus. Gemäß Mahl et al. [119] führt, die gleiche Dicke der Klebstoffschicht vorausgesetzt, ein höherer E-Modul des verwendeten Klebstoffes zu einer Verringerung des Edge Errors E_{edge} . Als Edge Error wird die Abweichung zwischen der am Prüfkörper vorliegenden und der vom Sensor gemessenen Dehnung bezeichnet. Diese Abweichung geht mit einer verringerten Strain Transfer Rate STR einher, die sich aus der gemessenen und der vorherrschenden Dehnung des Bauteils ableiten lässt.

$$E_{edge} = \frac{|\varepsilon_{straingauge} - \varepsilon_{FOS}|}{\varepsilon_{FOS}} \cdot 100 \quad (5.7)$$

$$STR = \frac{\varepsilon_{FOS}}{\varepsilon_{straingauge}} \cdot 100 \quad (5.8)$$

Dieser Effekt tritt insbesondere im Randbereich der Verklebung zwischen Faser und Prüfling auf und wird zur Mitte des verklebten Bereichs hin kleiner. Experimentelle Untersuchungen mit verschiedenen Klebstoffen und Verklebungslängen sowie FEM-Untersuchungen zeigen, dass der Edge Error an sich und der Bereich, über dem er auftritt, durch die Verwendung eines Klebstoffes mit höherem E-Modul reduziert werden kann, da ein steiferer Klebstoff die im Randbereich der Klebung auftretenden Verluste durch Schubeffekte verringert, wie die Abbildungen 5.5 und 5.6 zeigen. Die Länge des Bereichs, in dem der Edge Error auftritt, wird durch die Länge der Verklebung nicht beeinflusst, jedoch zeigt sich, dass die Steifigkeit des Klebstoffes bei konstanter Verklebungslänge einen Einfluss auf die Ausdehnung des Bereichs mit hohem Edge Error bzw. niedriger Strain Transfer Rate hat.

Eine wichtige Rolle bei der Auswahl des Klebstoffes spielt auch dessen CTE. Wie in Kapitel 2.2.2 gezeigt wurde, kann ein CTE-Mismatch zwischen Faser, Klebstoff und Substrat bei hohen Temperaturlasten zur Bildung von Mikrorissen führen. Untersuchungen mit Aluminiumproben und dem UV 2181 ME Klebstoff zeigen, dass thermisch-zyklische Lasten mit kryogenen Temperaturen zur Bildung von Rissen in der Klebstoffschicht führen. Diese Risse wirken sich negativ auf die Messdaten aus, da im Bereich der Risse die optische Faser nicht länger in den Klebstoff eingebettet ist, wodurch das Signalrauschen drastisch ansteigt.

- Geometrie der Klebstoffschicht:

In den Ausführungen zum Einfluss der Materialkennwerte des verwendeten Klebstoffes wurde bereits gezeigt, dass die Geometrie der Verklebung einen Einfluss auf die Genauigkeit der Messung mit einem faseroptischen Sensor haben kann. Der bereits vorgestellte Edge Error ist in seiner Ausprägung bzw. Ausdehnung zwar lediglich von den Materialkennwerten der Klebstoffschicht abhängig, wird die Verklebungslänge jedoch zu kurz gewählt (Abbildung 5.5, links), so kann es passieren, dass die Dehnungsübertragung aufgrund des Edge Errors in keinem Bereich der Faser ausreichend hohe Werte erzielt, wodurch im Vergleich zum Prüfkörper zu geringe Dehnungen angezeigt werden.

Ein weiterer Faktor ist der Querschnitt der Verklebung [124]. Von besonderer Bedeutung ist hierbei die Dicke der Klebschicht zwischen der Faser und dem Prüfkörper. Diese muss einerseits dick genug sein, um die Dehnung vom Prüfkörper in die Faser einkoppeln zu können, andererseits dünn genug, um die Schubverluste in der Klebstoffschicht minimal zu halten. Abbildung 5.6 zeigt die Ergebnisse einer FEM-Analyse zur Auswirkung der Klebschichtdicke auf den Edge Error, wobei die Materialkennwerte des Klebstoffes konstant gehalten wurden. Über die zunehmende Dicke der Klebstoffschicht zwischen Substrat und Faser ist der ansteigende Edge Error deutlich zu erkennen.

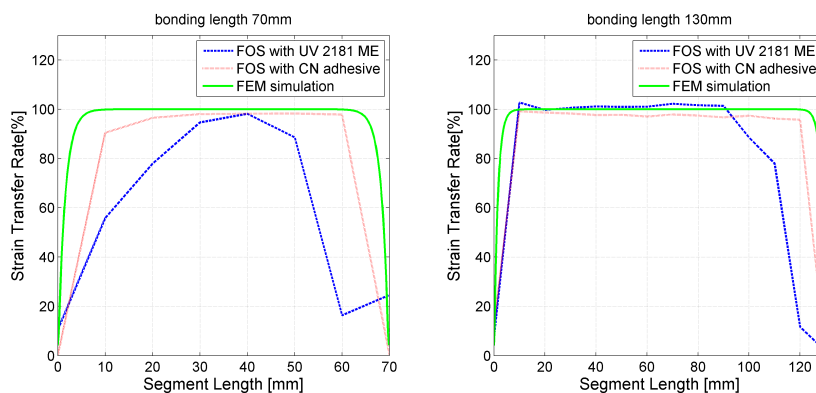


Abbildung 5.5: Einfluss der Länge der Verklebung auf die mit dem Edge Error korrespondierende Strain Transfer Rate für die Klebstoffe UV 2181 ME, CN und eine FE-Simulation mit einem Klebstoff-E-Modul von 750MPa [119].

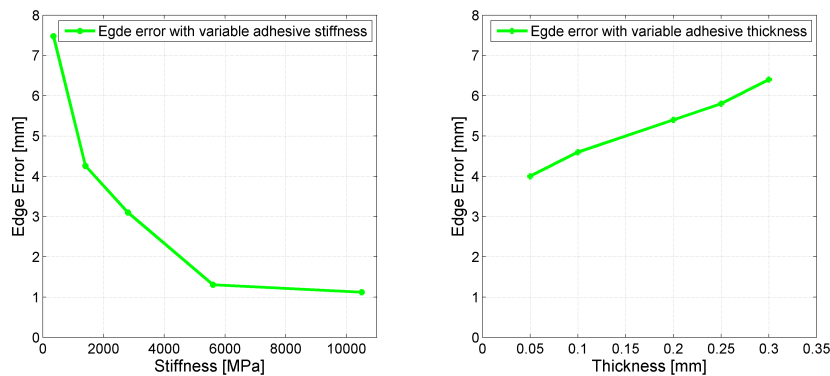


Abbildung 5.6: Links: Einfluss des E-Moduls bei konstanter Klebstoffschichtdicke. Rechts: Einfluss der Dicke der Klebstoffschicht bei konstantem E-Modul auf den Edge Error [119].

5.3 Dreistrahl-Planspiegel-Laserinterferometer

Aufbau des Messsystems:

Bei dem ausgewählten Laserinterferometer handelt es sich um ein Dreistrahl-Laserinterferometer mit Planspiegelreflektoren des Typs SP 2000 TR der Firma SIOS. Das Gerät verfügt über drei Einzelstrahlen, die aus einer frequenzstabilisierten Helium-Neon-Laserlichtquelle mit einer Wellenlänge von $\lambda_{Laser} = 632,8 \text{ nm}$ gespeist werden, die nach einer Einlaufzeit von 20 Minuten eine Frequenzstabilität von $2 \cdot 10^{-8} \text{ Hz}$ sicherstellt. Die drei Messstrahlen treten an der Vorderseite des Gehäuses aus und spannen dabei ein Ursprungssystem auf, wobei der Abstand des horizontalen und vertikalen Strahls jeweils 12 mm beträgt. Dieser Abstand kann durch Verwendung von Vorsatzprismen auf 4 mm verringert werden. Abweichend von der Standardausführung besitzt das Laserinterferometer ein Gehäuse und eine Justageeinheit aus Invar36. Im Bereich der Raumtemperatur weist Invar36 einen sehr geringen CTE von ca. $2 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ auf, so dass der Einfluss auftretender Temperaturänderungen am Gehäuse auf die Messgenauigkeit des Interferometers minimiert wird. Zusätzlich wurde die Justagevorrichtung überarbeitet, so dass auch ein Betrieb mit vertikal ausgerichteten Messstrahlen ermöglicht wird. Der Messbereich des Interferometers liegt bei einer Wegauflösung von 20 pm zwischen $0 - 2000 \text{ mm}$, wobei für Nick- und Gierwinkel jeweils ein Winkelmessbereich von $\pm 1,5 \text{ arcmin}$ bei einer Winkelauflösung von $0,002 \text{ arcsec}$ erzielt wird.

Messgenauigkeit und Störeinflüsse:

Die Anordnung der drei Messstrahlen ermöglicht neben der Bestimmung des Abstands auch die Bestimmung des Nick- und Gierwinkels einer Fläche. Durch Vorsatzprismen ist es weiterhin möglich, den Abstand der Strahlen zu verringern bzw. zu vergrößern. Wird einer der Messstrahlen auf eine Referenzfläche ausgerichtet, so kann aus den gemessenen Längenänderungen zwischen Referenzstrahl und den beiden auf dem Prüfkörper liegenden Messpunkten auch eine Deltamessung erfolgen. Ein weite-

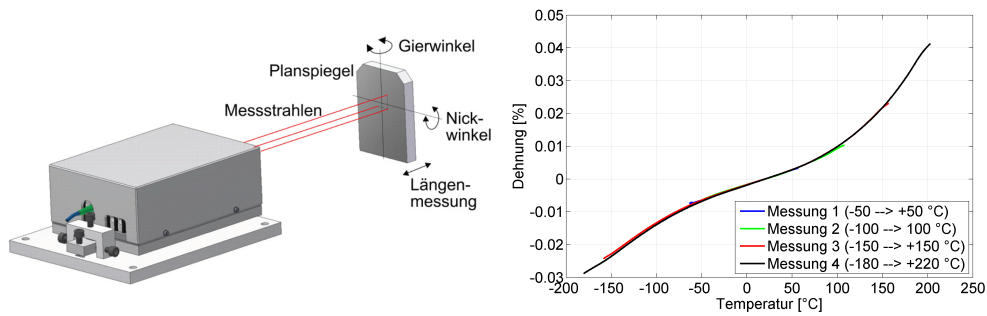


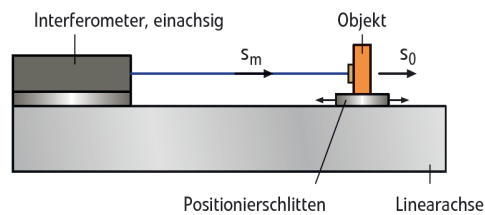
Abbildung 5.7: Links: SIOS Dreistrahl-Laserinterferometer mit Planspiegelreflektor und bestimmbar messbaren Messgrößen [164]. Rechts: CTE-Verläufe von Invar36-Proben für verschiedene Temperaturbereiche.

Der Vorteil des dreistrahligen Aufbaus liegt in der Möglichkeit, sogenannte Abbé'sche Fehler [143, 172, 182] zu kompensieren. Gemäß dem Abbé'schen Prinzip wird die höchste Messgenauigkeit mit einem Interferometer nur dann erzielt, wenn die Objektachse und der Messstrahl fluchten. Bei einer Abweichung von Messstrahl und Objektachse nimmt der Einfluss der Objektverkipfung auf den Messfehler mit zunehmender Abweichung zu.

a) Messachse fluchtend zur Objektachse:

Abbé'sches
Komparatorprinzip
eingehalten

$$s_m = s_0$$



b) Messachse **nicht** fluchtend zur Objektachse:

Verletzung des
Abbé'schen
Komparatorprinzips!

$$s_m \neq s_0$$

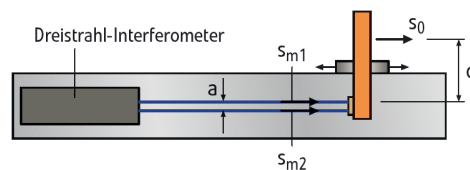


Abbildung 5.8: Verdeutlichung des Abbé'schen Fehlers am Beispiel einer Messung mit fluchtendem Messstrahl und Objektachse sowie für den Fall nicht fluchtender Achsen [143]. Durch die Bestimmung der Kippwinkel der Messebene bei Verwendung eines Dreistrahlinterferometers kann der Abbé-Fehler korrigiert werden.

Für die Korrektur des bei nicht fluchtender Mess- und Objektachse auftretenden Abbé-Fehlers wird lediglich die Differenz der Messstrahlängen Δs und deren Abstand a ins Verhältnis gesetzt. Somit ergibt sich der Kippwinkel aus folgender Gleichung:

$$\tan \alpha = \frac{\Delta s}{a} \quad (5.9)$$

Die erzielbare Messgenauigkeit eines Michelson-Interferometers, bei dem analog zu dem vorgestellten Dreistrahl-Laserinterferometer das Licht in einen Mess- und einen Referenzstrahl aufgespalten wird, lässt sich wie folgt approximieren[143]. Unter der Annahme, dass das von der Lichtquelle ausgesandte Licht in Form einer ebenen Welle vorliegt, die von dem im Strahlengang befindlichen Strahlteiler in zwei kohärente Wellen aufgeteilt wird, die bei Überlagerung miteinander interferieren, lässt sich die Interferenzintensität aus der Intensität der Teilwellen I_1 und I_2 , der Vakuumwellenlänge λ_0 , dem Phasenwinkel δ , dem Brechungsindex der den Messstrahl umgebenden Luft n_{Luft} , einem optischen Interpolationsfaktor, dem sogenannten Interferometerfaktor i_I und dem zu bestimmenden Weg s berechnen:

$$I = I_1 + I_2 + 2\sqrt{I_1 I_2} \cdot \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{\lambda_0} \cdot n_{Luft} \cdot i_I \cdot s\right) \quad (5.10)$$

Somit ergibt sich die zu bestimmende Strecke s mit der Ordnungszahl δ zu:

$$s = \frac{\delta \cdot \lambda_0}{i_I \cdot n} \quad (5.11)$$

Aus Gleichung 5.11 wiederum lässt sich unter Verwendung des elektronischen Interpolationsfaktors e des Interferometers die Wegquantisierungseinheit s_q , also die kleinste noch auflösbare Messstrecke ableiten:

$$s_q = \frac{\lambda_0}{e \cdot i_I \cdot n} \quad (5.12)$$

Somit ergibt sich zum Beispiel bei einer Messstrecke s von einem Meter und einer Wegquantisierungseinheit s_q von einem Nanometer eine relative Messauflösung von $10^{-9} \frac{1}{m}$.

Aus den Gleichungen 5.9, 5.10 und 5.11 wird deutlich, dass die Messgenauigkeit eines Interferometers stark von der Brechzahl der den Messstrahl umgebenden Luft n_{Luft} abhängt. Die Brechzahl wiederum hängt von den Umgebungsbedingungen Druck p , relative Feuchte F_{rel} und Temperatur T ab, wird jedoch auch von anderen Einflussfaktoren wie zum Beispiel dem Verhältnis der in der Luft enthaltenen Gase (z. B. CO_2) beeinflusst. Eine Korrektur dieser Störgrößen entlang des Messstrahls ist somit für präzise Messungen unumgänglich und kann unter Verwendung der Edlén-Gleichung [50, 19] erfolgen.

$$n = 1 + 2,8793 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{p}{1 + 3,671 \cdot 10^{-3} \cdot T} - 4,2 \cot 10^{-8} \cdot F_r \quad (5.13)$$

Neben der Überwachung der genannten Einflussgrößen ist es sinnvoll, den Messstrahl nur über eine möglichst kurze Strecke durch die Luft laufen zu lassen, da die Überwachung der Störgrößen unter anderem durch die Schichtung der Luft nur für sehr kurze Strecken möglich ist.

Ein weiterer Einflussfaktor für die Präzision einer Interferometermessung, der aus den Gleichungen ersichtlich wird, ist die Frequenzstabilität der Laserlichtquelle. So liegt nach Schott et al. [164] die Frequenzstabilität eines unstabilisierten Einfrequenz He-Ne-Laser bei $\frac{\Delta f}{f} = 10^{-6}$, während die des vorliegenden stabilisierten He-Ne-Lasers zwischen 10^{-8} und 10^{-9} liegt.

Unter Bezugnahme auf die dargestellten Einflussgrenzen muss hinsichtlich der Verwendung des Interferometers bei einer gleichzeitigen Temperaturänderung innerhalb der Messstrecke eine Einschränkung erfolgen. Da der Einsatzbereich des Geräts auf einen Temperaturbereich zwischen 15°C und 30°C limitiert ist, ist es nicht möglich, den Abstand zum Prüfkörper ausreichend klein zu wählen, um eine Beeinflussung der Messung durch sich einstellende Temperaturschichten auszuschließen, da sich ansonsten das Gerät zu stark aufheizen würde. Es muss also für eine Messung über einen hohen Temperaturbereich ein möglichst großer Bereich der Messstrecke im Vakuum liegen, so dass die Temperatureinflüsse weitestgehend eliminiert werden können.

5.4 Bildgebende Messverfahren

Im folgenden Abschnitt werden die beiden bildgebenden Messverfahren Stereokorrelation und Photogrammetrie hinsichtlich ihrer Funktionsweise und der die Messgenauigkeit beeinflussenden Faktoren und Störgrößen betrachtet.

5.4.1 Stereokorrelationsmessung

Aufbau des Messsystems:

Für die Stereokorrelationsmessungen wird das System Aramis 5M der Gesellschaft für optische Messtechnik (GOM) ausgewählt. Das aus zwei Kameras, zwei polarisierbaren Beleuchtungseinheiten und einem Stativ zur Ausrichtung bestehende Messsystem (siehe Abbildung 5.11) verwendet in der vorliegenden Ausführung Kameras mit einer Auflösung von fünf Megapixel (2448×2050 Pixel) und einer Brennweite von 50mm , mit denen Messbereiche im mm^2 - und m^2 -Bereich abgedeckt werden. Aus den aufgenommenen Bilddaten der beiden Kameras können die 3D-Koordinaten der Prüfkörperoberfläche sowie deren Verschiebungen, Dehnungen und Dehnraten berechnet werden. Die Dehnungsauflösung der untersuchten Bauteiloberfläche A_{Mess} wird mit einer Genauigkeit von $A_{Mess} \cdot 10^{-4}$ erfasst. Die maximale Dehnungsauflösung liegt aufgrund der optischen Begrenzung durch die verwendeten Objektive bei $0,005\%$.

Kalibrierkörper	Messfläche [mm ²]	Δl_{min} [μm]
CQ / CP20 30 × 24	35 × 29	≥ 1,45
CQ / CP20 55 × 44	50 × 41	≥ 2,05
	65 × 50	≥ 2,50
CP20 175 × 144	150 × 120	≥ 6,00
	175 × 140	≥ 7,00

Tabelle 5.2: Verfügbare Kalibrierkörper, Messbereiche und mindestens erforderliche Längenänderung Δl_{min} zur Detektion einer Verschiebung bzw. Dehnung für die von den 50mm Objektiven erreichbare Dehnungsauflösung von 0,005%.

Messgenauigkeit und Störgrößen:

Durch Verschieben des Stativs, der auf einem horizontalen Reiter montierten Kameras sowie durch Anpassung des Kamerawinkels relativ zur Reiterachse ist es möglich, das von den Kameras abgedeckte Messfeld (siehe Tabelle 5.2) an die jeweiligen Aufgaben anzupassen. Die Anpassbarkeit des von den Kameras beobachteten Messraums unterliegt jedoch optischen Grenzen, die durch die Kombination aus verwendeter Brennweite des Objektivs, der Arbeitsblende und der Dingweite, also dem Abstand des Objekts zum Objektiv, bedingt sind.

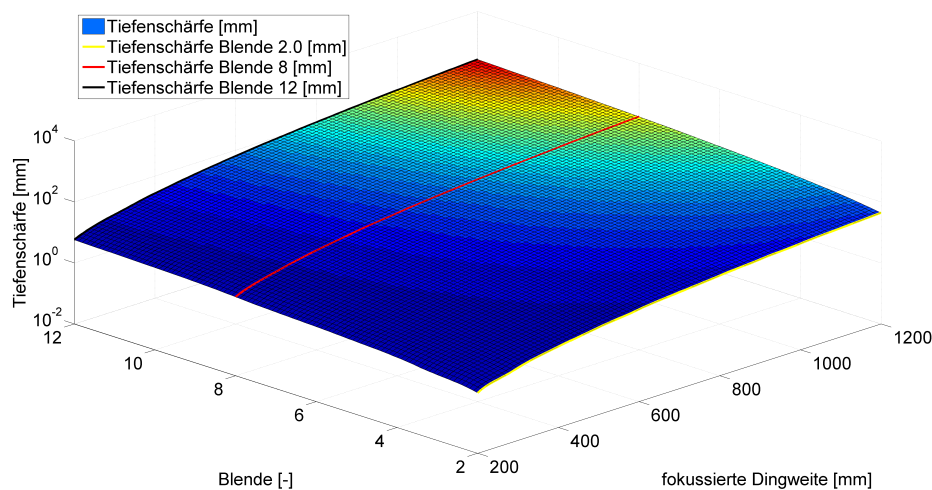


Abbildung 5.9: Tiefenschärfe der Kameras des GOM Aramis Messsystems über den gesamten Blendenumfang. Die Offen- und Geschlossen-Blende sowie eine typische Arbeitsblende (Blende 8) für die Messung sind zusätzlich hervorgehoben.

Diese Größen beeinflussen den Tiefenschärfebereich des Objektivs, also jenen Bereich, in dem Objekte im Blickfeld des Objektivs scharf abgebildet werden können. Dieser Bereich ist für die Offenblende am geringsten (siehe Abbildung 5.9), bei dem hier eingesetzten 50mm Objektiv beträgt die Tiefenschärfe bei einer Dingweite von 200mm lediglich noch 0,96mm (Abbildung 5.10). Wird die Blende maximal ge-

schlossen, so erhöht sich der Tiefenschärfebereich bereits auf $44,18\text{mm}$ (Abbildung 5.10), gleichzeitig nimmt jedoch die einfallende Lichtmenge stark ab, so dass für die Aufnahmen längere Belichtungszeiten notwendig sind, wodurch schnell ablaufende Prozesse nicht mehr erfasst werden können.

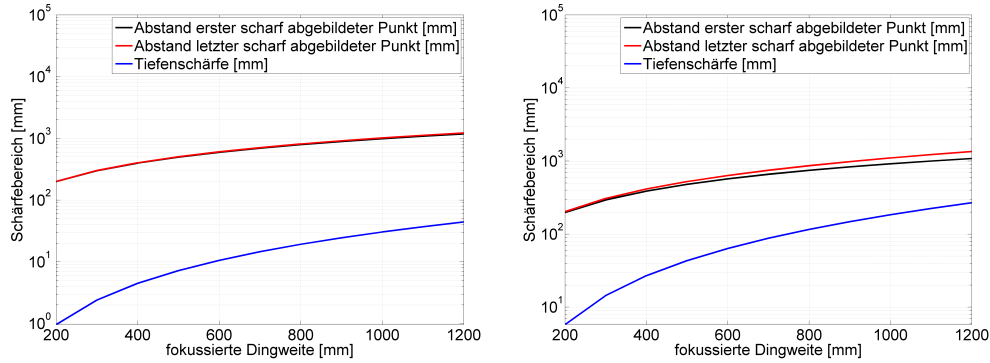


Abbildung 5.10: Tiefenschärfe des 50mm Objektivs bei Blende 2,0 (links) und Blende 12 (rechts) über die Dingweite.

Die mit verringerter Dingweite abnehmende Tiefenschärfe geht mit einem verringertem Blickfeld einher. So beträgt das Messfeld bei einer Dingweite von 200mm lediglich $34 \times 28\text{mm}^2$. Da die typische Arbeitsblende zwischen 8 und 12 liegt - aufgrund der geringen Entfernung zum Messobjekt stellt die Ausleuchtung in den meisten Fällen kein Problem dar - ergibt sich somit immer noch ein Tiefenschärfebereich von $2 - 6\text{mm}$. Dieser ist für die meisten Anwendungsfälle ausreichend, erfordert jedoch besonders große Sorgfalt bei der Justage des Messsystems.

Wie in Abbildung 5.11 zu erkennen ist, ergibt sich durch die Überlagerung der Tiefenschärfebereiche der beiden Kameras ein rautenförmiger Bereich optimaler Tiefenschärfe. Dies bedeutet, dass bei voller Ausnutzung des gemeinsamen Beobachtungsraums beider Kameras insbesondere zu den Rändern hin die Gefahr besteht, dass der Prüfkörper durch die Geometrieänderung diesen Bereich verlässt, wodurch die Messergebnisse im Randbereich eine geringere Genauigkeit haben können. Die Größe des idealen Messbereichs lässt sich unter Verwendung des eingestellten Kamerawinkels α_{Kamera} , des Reiterabstands a , des Systemabstands zum Prüfkörper d und der Tiefenschärfe t_{TS} berechnen. Die maximale Breite des Tiefenschärfebereichs b_{TS} und die maximale Tiefe z_{TS} ergeben sich zu:

$$b_{TS} = 2 \cdot t_{\text{Schaerfe}} \cdot \cos(180^\circ - 2\alpha_{\text{Kamera}}) \quad (5.14)$$

$$z_{TS} = 2 \cdot t_{\text{Schaerfe}} \cdot \sin(180^\circ - 2\alpha_{\text{Kamera}}) \quad (5.15)$$

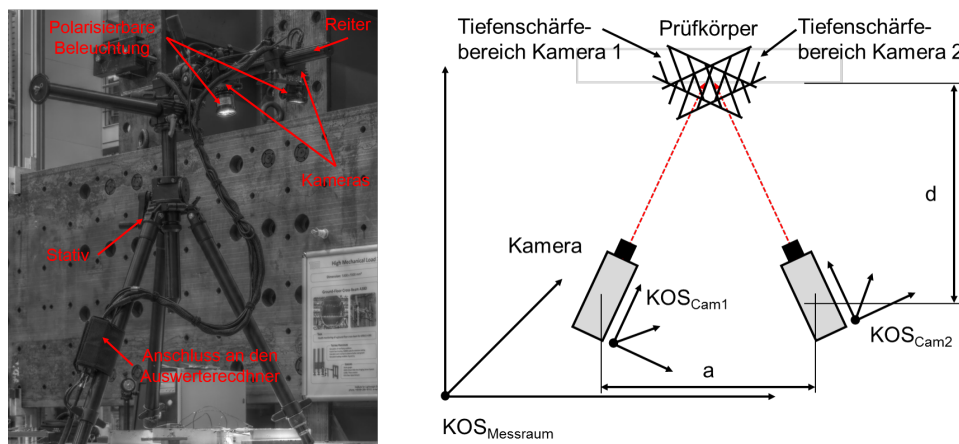


Abbildung 5.11: Links: Komponenten des Stereokorrelationssystems. Rechts: Durch Überschneidung der beiden Tiefenschärfebereiche der Kameras entstehender Gesamttiefenschärfebereich. Dessen Gestalt und Ausdehnung hängt direkt von der Position und Orientierung der Kameras ab.

Die Genauigkeit des Messsystems hängt in hohem Maße von der Qualität der zu vermessenden Oberfläche und vor allem von der Qualität des applizierten stochastischen Musters ab. Um die Einzelbilder der beiden Kameras zu einem 3D-Abbild zusammenfügen zu können, werden markante Punkte des aufgetragenen Schwarz-Weiß-Musters in beiden Kamerabildern identifiziert und anschließend zugeordnet. Dieses Verfahren ist unerlässlich, da die reine Triangulation, basierend auf den Kameraorientierungen und der vorhergehenden Justage, bei einem realen System nicht ausreichend ist. Über die Punktzuordnung können somit kleinste Abweichungen ausgeglichen werden. Analog zu der Größe des Messbereichs muss auch die Feinheit des aufgetragenen stochastischen Musters an die jeweilige Messaufgabe angepasst werden. Die Musterpunkte müssen hierfür klein genug sein, um eine ausreichende Dehnungs- und Verformungsauflösung zu ermöglichen, gleichzeitig jedoch auch genug Kontrast liefern, um für die Auswertesoftware detektierbar zu sein. Die verwendete Applikationstechnik - in den meisten Fällen wird das Muster aufgesprüht - und die eingesetzten Farben müssen an die jeweilige Oberfläche adaptiert werden. Insbesondere bei Untersuchungen mit hohen Temperaturen müssen temperaturstabile Farben verwendet werden, die sich nicht verfärben bzw. auflösen.

Wie bereits erwähnt, beträgt das Verhältnis der Dehnungsauflösung des verwendeten Stereokorrelationssystems zur betrachteten Fläche in etwa $A_{Mess} \cdot 10^{-4}$. Auf den kleinsten verwendeten Messbereich von $35 \times 28 \text{ mm}$ übertragen, bedeutet dies, dass für eine detektierbare Dehnung auf der betrachteten Oberfläche eine Flächenänderung von $0,098 \text{ mm}^2$ erfolgen muss. Dies entspräche zum Beispiel für einen Prüfkörper aus In-

³Die Berechnung der Tiefenschärfe eines Kamera-Objektiv-Systems erfolgt gemäß Formel 5.24 in Kapitel 5.4.2.

var36 mit einem CTE von $2 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$ einer Temperaturänderung des Prüfkörpers von $50^\circ C$.

Die Einsatztemperatur des Systems liegt zwischen 5 und $40^\circ C$. Es ist daher darauf zu achten, dass das Kamerasystem bzw. die Auswerteeinheit bei einem Einsatz während einer Verformungsmessung unter Temperatureinfluss einen ausreichenden Abstand zu der Wärmequelle bzw. zu dem Prüfkörper hat. Die abgestrahlte Wärme sowie die durch Konvektion vom Prüfkörper aufsteigende warme Luft kann zudem Turbulenzen im Sichtfeld der Kameras verursachen, die sich negativ auf die Messgenauigkeit auswirken können.

Bei Verwendung des vorgestellten Systems können zusätzlich zu den Dehnungs- und Verformungsdaten der Oberfläche Signale eines Messverstärkers aufgezeichnet werden, so dass zum Beispiel bei einer thermoelastischen Deformationsmessung für jedes Bildpaar ein Temperaturdatensatz aus bis zu sechs Werten zur Verfügung steht und der Abgleich mit den Messdaten eines weiteren Messsystems, z. B. einer Thermographiekamera, ermöglicht wird.

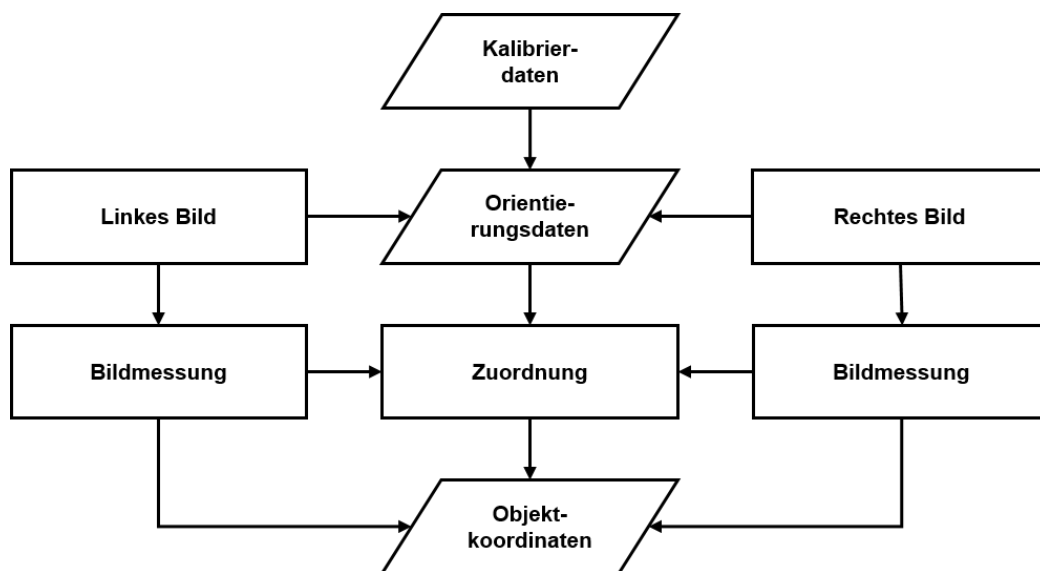


Abbildung 5.12: Auswertungsprozess der Stereobilder aus einer Stereokorrelationsmessung nach Luhmann [114].

Auswertung der Messdaten:

Die Auswertung der mit den beiden Kameras aufgezeichneten Bildpaare erfolgt in einem mehrstufigen Prozess, der in Abbildung 5.12 dargestellt ist. Durch die vor Beginn der Messung durchgeführte Kalibrierung des Systems sind die innere und äußere Orientierung der Kameras bereits bekannt. Aus dem Kalibrierdatensatz wird der Orientierungsdatensatz für die Kameras erzeugt. Die aufgezeichneten Bildpaare werden unter Verwendung der Orientierungsdaten ausgewertet und gleiche Punkte und Strukturen zugeordnet. Aus den Daten der Bildmessung und der Zuordnung werden im nächsten Schritt die Objektkoordinaten erzeugt. Durch Vergleich der Objektkoordinaten der auf-

gezeichneten Bildpaare lassen sich die Verformung und die Dehnung des untersuchten Bauteils berechnen.

Hierfür ist es notwendig, die Koordinaten aus dem Modellkoordinatensystem xyz in das Objektkoordinatensystem XYZ zu überführen. Dieser Schritt der absoluten Orientierung stellt eine Ähnlichkeitstransformation bestehend aus je drei Translationen und Rotationen und einem Maßstabfaktor dar. Der Maßstab wird durch den verwendeten Kalibrierkörper vorgegeben. Die Translationen und Rotationen werden bei der Stereokorrelationen durch das vom Nutzer festgelegte Koordinatensystem, in dem die Deformationen und Dehnungen berechnet werden, festgelegt.

$$\begin{aligned} X &= F(X_M, Y_M, Z_M, m, \xi, \eta, \zeta, x, y, z) \\ &= X_M + m \cdot R \cdot x \end{aligned} \quad (5.16)$$

bzw.

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{bmatrix} + m \cdot \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \quad (5.17)$$

Hierbei sind X_M der Vektor vom Objektkoordinatensystem XYZ zum Modellkoordinatensystem xyz und R die Drehmatrix, die aus den Drehwinkeln ξ , η , ζ um die Achsen des Objektkoordinatensystems gebildet wird. Der Maßstabfaktor m wird verwendet, um die Modellkoordinaten auf das Objektkoordinatensystem zu skalieren.

Eine direkte Auswertung der Bildpaare ausgehend von den Bildkoordinaten kann für den allgemeinen Stereofall, also zwei nicht ideale Kameras mit Abbildungsfehlern und einer nicht senkrecht zur Basis a verlaufenden Aufnahmerichtung, wie folgt durchgeführt werden. Zunächst werden die Bildkoordinaten aus den beiden Messbildern in das Objektkoordinatensystem transformiert.

$$\begin{bmatrix} X' \\ Y' \\ Z' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{01} \\ Y_{01} \\ Z_{01} \end{bmatrix} + R_1 \cdot \begin{bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} X'' \\ Y'' \\ Z'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{02} \\ Y_{02} \\ Z_{02} \end{bmatrix} + R_2 \cdot \begin{bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

Der Abstand der beiden Kameras im Messraum, die Basis a (siehe Abbildung 5.11), wird in ihre Komponenten im Objektkoordinatensystem zerlegt.

$$\begin{aligned} ax &= X_{02} - X_{01} \\ ay &= Y_{02} - Y_{01} \\ az &= Z_{02} - Z_{01} \end{aligned} \quad (5.19)$$

Unter der Annahme windschiefer Raumstrahlen von den beiden Kameras zum Prüfkörper gilt weiterhin:

$$\begin{aligned} X &= X_1 = X_2 \\ Y &= \frac{Y_1 + Y_2}{2} \\ Z &= Z_1 = Z_2 \end{aligned} \quad (5.20)$$

Mit den Maßstabfaktoren für die Transformation der Bildkoordinaten

$$\begin{aligned} \lambda_{Trafo} &= \frac{ax(Z'' - Z_{02}) - az(X'' - X_{02})}{(X' - X_{01})(Z'' - Z_{02}) - (X'' - X_{02})(Z' - Z_{01})} \\ \mu_{Trafo} &= \frac{ax(Z' - Z_{01}) - az(X' - X_{01})}{(X' - X_{01})(Z'' - Z_{02}) - (X'' - X_{02})(Z' - Z_{01})} \end{aligned} \quad (5.21)$$

ergeben sich die Objektkoordinaten zu:

$$\begin{aligned} X &= X_{01} + \lambda_{Trafo}(X' - X_{01}) \\ Y_1 &= Y_{01} + \lambda_{Trafo}(Y' - Y_{01}) \\ Y_2 &= Y_{02} + \mu_{Trafo}(Y'' - Y_{02}) \\ Y &= \frac{Y_1 + Y_2}{2} \\ pY &= Y_2 - Y_1 \\ Z &= Z_{01}\lambda_{Trafo}(Z' - Z_{01}) \end{aligned} \quad (5.22)$$

pY bezeichnet hierbei die Y-Parallaxe für den Objektraum und kann dazu dienen, die Qualität der Messung zu beurteilen. Schneiden sich die Raumstrahlen, so wird pY zu Null.

5.4.2 Photogrammetrie

Komponenten des Messsystems:

Für die photogrammetrischen Messungen wird das Aicon DPA Pro System verwendet. Das Einkamerasystem ist der Gruppe der Offline-Photogrammetriesysteme zuzuordnen und verwendet für die Bildaufzeichnung eine Nikon D3x Spiegelreflexkamera mit 24 Megapixel (6048×4032) Vollformat CMOS-Sensor, entsprechend dem Kleinbildformat mit Abmessungen von $36 \times 24\text{mm}^2$. Die Kamera verfügt über ein 28mm $f2,8$ Nikkor Weitwinkelobjektiv, das in Kombination mit dem Kameragehäuse weitgehend frei von Abbildungsfehlern arbeitet. Typische Abbildungsfehler einer Kamera-Objektiv-Kombination werden in Kapitel 5.4.3 vorgestellt. Für die Ausleuchtung der

Aufnahmen wird, insbesondere bei den retroreflektiven Targets, ein Nikon Speedlight SB-700 Blitz verwendet, um die Detektierbarkeit der Targets in den Aufnahmen zu erhöhen und durch die verringerte Belichtungszeit das Auftreten von Bewegungsunschärfe zu vermeiden.

Neben der Kamera beinhaltet das Messsystem Maßstäbe und einen Koordinatenursprung in Form eines Koordinatenkreuzes. Die Maßstäbe und der Koordinatenursprung werden mithilfe codierter Targets vom System erfasst und sind mit ihrer jeweiligen kalibrierten Länge im System hinterlegt. Somit kann aus den codierten Targets auf den Maßstäben auf eine absolute Entfernung in den Aufnahmen geschlossen werden. Die Maßstäbe sind aus CFK gefertigt, um einen möglichst geringen CTE realisieren zu können, so dass geringfügige Temperaturschwankungen die Messung nicht beeinflussen. Zusätzliche codierte Targets werden für die Auswertung benötigt, um die Einzelbilder zusammenfügen zu können und die jeweiligen Kamerastandorte zu berechnen.

Messgenauigkeit und Störgrößen:

Einen großen Einfluss auf die Genauigkeit der Messung hat die Ausnutzung und gleichzeitig auch die Einhaltung des verfügbaren Tiefenschärfebereichs t_{TS} . Einerseits führt ein Überschreiten des Tiefenschärfebereichs zu einem Verlust an Abbildungsgenauigkeit der erfassten Punkte, insbesondere die Übergänge der Targetränder werden somit weichgezeichnet, so dass die exakte Bestimmung der Targetkontur erschwert wird. Andererseits führt ein nicht optimales Ausnutzen des verfügbaren Bereichs zu einem Informationsverlust bei der Messung, da der Unterschied zwischen den Blickebenen der Kamera nicht groß genug ist. Der verfügbare Tiefenschärfebereich t_{TS} kann nach [114] aus der verwendeten Blende k , der Objektivbrennweite f , der fokussierten Dingweite d sowie dem Abbildungsmaßstab β' der verwendeten Objektivs und dem tolerierbaren Durchmesser des Unschärfekreises u' berechnet werden. Durch den tolerierbaren Unschärfekreis entstehen bis zum Abstand d_v vor und dem Abstand d_h hinter dem fokussierten Objektpunkt Bereiche, die scharf abgebildet werden.

$$d_v = \frac{d}{1 + K} \quad \text{und} \quad d_h = \frac{d}{1 - K} \quad (5.23)$$

mit

$$K = \frac{k \cdot (d - f) u'}{f^2} \quad (5.24)$$

Der nutzbare Tiefenschärfebereich ergibt sich somit aus den beiden in Gleichung 5.23 berechneten Abständen d_v und d_h zu:

$$t_{TS} = d_h - d_v = \frac{2u'k(1 + \beta')}{\beta'^2 - \left(\frac{u'k}{f}\right)^2} \quad (5.25)$$

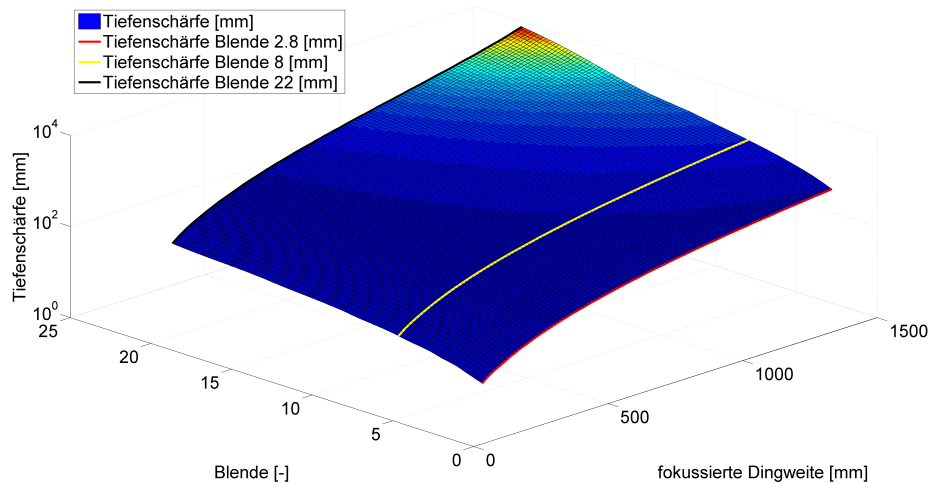


Abbildung 5.13: Tiefenschärfe der verwendeten Nikon D3x in Kombination mit dem Nikkor 28mm Objektiv über den gesamten Blendenumfang. Die Offen- (Blende 2,8) und Geschlossen- (Blende 22) sowie eine typische Arbeitsblende (Blende 8) für die Messung sind zusätzlich hervorgehoben.

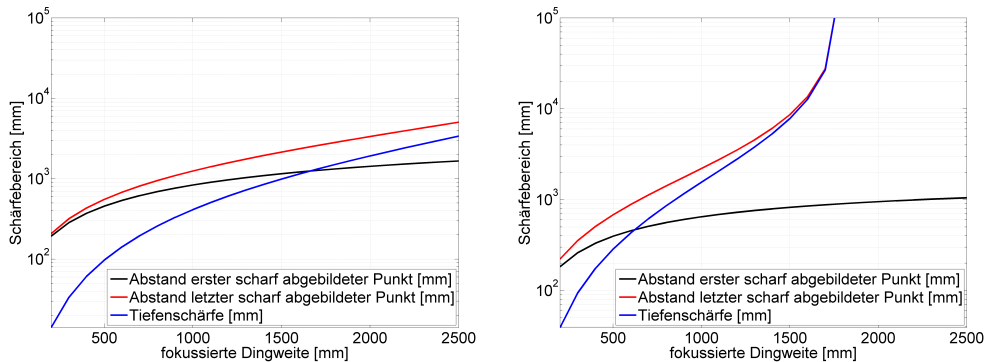


Abbildung 5.14: Tiefenschärfe des Nikkor 28mm Objektivs bei Verwendung der Arbeitsblende für kontrastbasierte Targets (Blende 8) (links) und für retroreflektive Targets (Blende 22) (rechts) über die Dingweite.

Neben der Tiefenschärfe wird die erzielbare Auflösung der betrachteten Targets auch vom jeweils verwendeten Targetdurchmesser d_{Target} und der fokussierten Dingweite d beeinflusst. Durch die Unterteilung des Sensors in einzelne Pixel wird jedes abgebildete Objekt bei der Bilderzeugung entsprechend der verfügbaren Pixel gerastert. Da für die nachfolgende Auswertung in der Software nach den elliptischen Abbildungen der Targets bzw. dem an dieser Stelle auftretenden Schwarz-Weiß-Übergang gesucht wird,

muss für die Abbildung eines Targetpunktes eine Mindestanzahl an Pixeln vorhanden sein, um die Ellipse abbilden zu können. Üblicherweise werden für photogrammetrische Messungen mit dem in dieser Arbeit verwendeten DPA Pro System Targets mit Durchmessern zwischen 5mm und 30mm verwendet.

Zur Abschätzung der verfügbaren Pixel pro Target muss zunächst die für die Aufnahme einer betrachteten Fläche benötigte Dingweite berechnet werden, bei der die gesamte Fläche vom Sensor erfasst wird. Hierfür wird zunächst aus der größten axialen Ausdehnung der betrachteten Fläche D_{Mess} und der kleineren vertikalen Achse des Sensors s_v der Abbildungsmaßstab m_{Bild} berechnet.

$$m_{Bild} = \frac{D_{Mess}}{s_v} \quad (5.26)$$

Die zu fokussierende Dingweite d ergibt sich unter Einbeziehung der Brennweite f des verwendeten Objektivs zu:

$$d = m_{Bild} \cdot f \quad (5.27)$$

Die Zahl der Pixel auf dem Targetdurchmesser $N_{Pixel,Target}$ berechnet sich damit aus dem Targetdurchmesser d_{Target} und der Pixelabmessung auf der kleineren Sensorachse $d_{Pixel,Sensor}$.

$$N_{Pixel,Target} = \frac{d_{Target} \cdot d}{d_{Pixel,Sensor} \cdot f} \quad (5.28)$$

Die resultierende Pixelzahl für die gängigen Targetdurchmesser ist in Abbildung 5.15 über die betrachtete Objektgröße aufgetragen. Hieraus wird deutlich, dass für eine minimal benötigte Pixelzahl von 10 Pixeln auf der kürzeren Achse die Targets mit 5mm und 10mm für große Objekte nur bedingt geeignet sind. Eine nicht ausreichende Zahl von Pixeln führt zwangsläufig zu höheren Abweichungen bei der Bestimmung der Ellipsen bzw. des Ellipsenzentrums und somit auch zu einer höheren Messabweichung. Eine Erhöhung des Targetdurchmessers ist nicht immer möglich, da je nach untersuchtem Prüfkörper die Steifigkeit der Targets einen signifikanten Einfluss auf das Materialverhalten haben kann, der durch einen höheren Targetdurchmesser weiter erhöht wird. Eine Verringerung der Dingweite erhöht zwar die Pixelzahl pro Target, erfordert aber auch die Verwendung zusätzlicher codierter Targets für die Bildorientierung, da somit nicht mehr das gesamte Objekt abgebildet werden kann, wodurch sich der Messaufwand deutlich erhöht. Ferner weisen die codierten Targets einen größeren Durchmesser auf, so dass auch hier eine lokale Beeinflussung des Prüfkörpers durch die Targets zu erwarten ist.

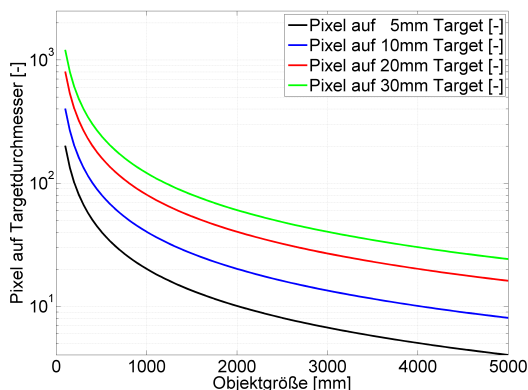


Abbildung 5.15: Pixelzahl auf dem Targetdurchmesser für verschiedene Targetdurchmesser in Abhängigkeit von der betrachteten Objektgröße.

Ein weiterer die Genauigkeit beeinflussender Faktor ist der Kontrast zwischen dem Target und der Umgebung. Bei retroreflektiven Targetsystemen ist dies meist ein zu vernachlässigender Punkt, da hier stark unterbelichtete Bilder angefertigt werden, bei denen lediglich die Targets aufgrund der verwendeten Oberfläche (in den meisten Fällen Glasperlen mit einem Durchmesser von ca. $80\mu m$ auf einer reflektierenden Folie) zu erkennen sind. Werden hingegen kontrastbasierte Targets verwendet, so kommt dem Kontrast zwischen Target und Prüfkörper eine besonders hohe Bedeutung zu. Zur Erhöhung des Kontrasts und um die Belichtungszeit zur Vermeidung von Bewegungsunschärfe durch den Anwender möglichst kurz zu halten, ist bei handgeführten Kamerasystemen der Einsatz eines Blitzgeräts unerlässlich. Der für ein Blitzgerät noch sinnvolle Aufnahmeabstand d_{Blitz} wird aus der Leitzahl Z des Blitzgeräts und der verwendeten Blende k berechnet und muss an die fokussierte Dingweite d angepasst werden:

$$d_{Blitz} = \frac{Z}{k} \quad (5.29)$$

Wie bereits erwähnt kommt auch den verwendeten Targets eine große Bedeutung für die erzielbare Messgenauigkeit zu. In der industriellen Anwendung finden sich häufig retroreflektive bzw. kontrastbasierte Targets, die meist in Form von Klebefolien auf die Prüfkörperoberfläche appliziert werden. Zusätzlich werden für spezielle Messaufgaben, beispielsweise zur Bestimmung der Position von Kanten und Bohrungen, exzentrische Targets eingesetzt. Dieser Typ ist zum Beispiel in Form sogenannter Würfeladapter (Firma Aicon GmbH) erhältlich, bei dem über ein auf die Außenflächen des Würfels aufgebrachtes Codemuster die Position eines Passtiftes oder einer Kante auf der Würfelunterseite referenziert wird. Neben der Verwendung von Klebmarken können die Targets auch mithilfe von Projektoren oder von Lasern auf die Oberfläche projiziert werden. Informationen zu den verschiedenen Targetarten und deren Eigenschaften finden sich unter anderem bei Luhmann [114] und bei Pappa et al. [133].

Retroreflektive Targets:

In den meisten Fällen werden diese Targets in Form von Klebefolien eingesetzt, auf deren Oberfläche sich eine Schicht reflektierender Glaskugeln mit einem Durchmesser von etwa $80\mu\text{m}$ befindet. Einfallendes Licht wird von den Glaskugeln ohne Ablenkung reflektiert, so dass bei Verwendung eines Blitzes lediglich die vom Blitzgerät emittierten Lichtstrahlen auf den Sensor der Kamera reflektiert werden, wobei bei den flächigen Targets ein Beobachtungswinkel von $\pm 45^\circ$, bei kugelförmigen bis zu $\pm 120^\circ$ erreicht wird. Dies führt aufgrund der kurzen Belichtungszeit bei gleichzeitig maximal geschlossener Blende zu stark unterbelichteten Bildern, auf denen lediglich die Targets, jedoch kaum Details des Prüfkörpers zu erkennen sind. Somit wird die Auswertzeit für die Einzelbilder und aufgrund der kurzen Belichtungszeit auch die Bewegungsunschärfe reduziert. Ein Nachteil dieses Targettyps besteht jedoch aus genau dieser Datenreduktion. Eine Zuordnung der Einzelbilder durch den Nutzer ist aufgrund der fehlenden Objektinformation nur schwer möglich. Ein weiterer Nachteil liegt in der Verwendung der reflektierenden Glaskugeln. Nach Dold [47] wird bei maskierten Targets⁴ der triangulierte Messpunkt des Targets nach oben, bei ausgestanzten Targets nach unten verschoben, was zu einer Messabweichung führen kann. Des Weiteren ist die Oberfläche dieses Targettyps sehr anfällig für Verschmutzung und Kratzer, die zu einer verringerten Reflektivität und somit zu einer verringerten Detektierbarkeit bis hin zum Ausfall führen können.

Kontrastbasierte Targets:

Dieser Typ unterscheidet sich von den retroreflektiven Targets lediglich durch das Fehlen der reflektierenden Glaskugeln. Der Kontrastunterschied zur Detektion des Targets wird durch ein weißes Zentrum und eine schwarze Umrandung (bzw. umgekehrt) erreicht, wodurch der mögliche Beobachtungswinkel im Vergleich zu den retroreflektiven Targets erhöht wird. Gleichzeitig erhöhen sich jedoch die Belichtungszeit und die notwendige Blendenöffnung, wodurch das Auftreten von Bewegungsunschärfe wahrscheinlicher wird und die Tiefenschärfe reduziert wird.

Für Klebmarken beider Typen ergeben sich neben den hohen Anschaffungskosten weitere Nachteile. Dies sind einerseits Alterungseffekte, andererseits infolge von Temperatur- und Feuchtigkeitseinflüssen auftretende Verformungen. Insbesondere hohe Temperaturen können starke Verformungen der Trägerfolie und auch Positionsänderungen der Targets hervorrufen, so dass Vergleichsmessungen bzw. die Koordinatentriangulation der Einzeltargets verfälscht werden. Auch das Gewicht und die Steifigkeit der Targets kann, gerade bei sehr dünnen Membranwerkstoffen, zu einer Verfälschung der Messergebnisse durch den lokalen Steifigkeitszugewinn führen.

Projizierte Targets:

Dieser Targettyp eignet sich besonders gut für empfindliche Oberflächen, die durch die Klebeschicht der Standardtargets beschädigt werden können, beziehungsweise wenn die zu vermessende Oberfläche sich bereits unter dem Gewicht der Targets oder bei

⁴Targets mit auf die Retroschicht aufgedrucktem Rand.

Temperaturänderung aufgrund unterschiedlicher CTEs verformen würde. Eine Möglichkeit für die Projektion ist die Verwendung eines Beamers, mit dessen Hilfe das benötigte Punktmuster auf die Oberfläche projiziert wird. In Verbindung mit einem Computer lassen sich mit den heute erhältlichen hochauflösenden 4K-Geräten (3840×2160 Pixel) eine Vielzahl von Mustern und Targetgrößen erzeugen.

Eine weitere Möglichkeit bietet die Projektion [158] des Targetmusters mithilfe eines Lasers [156], bei der entweder über eine vorgeschaltete Optik oder über die beweglichen Spiegel eines Laserscanners die benötigten Punktmuster erzeugt werden, wobei selbst bei Verwendung niedriger Laserklassen gute Ausleuchtungen erzielt werden. Insbesondere die mit einem Laser erzeugten Punkte sind jedoch nicht vollständig kreisförmig. Zusätzlich ist die Intensitätsverteilung aufgrund von Interferenzeffekten nicht immer homogen.

Projizierte Targets und Targetmuster sind für die Deformationsmessung nur bedingt geeignet, da sich die Koordinaten der einzelnen Punkte bei einer Verformung des Messobjektes nur in Richtung der Projektionsachse ändern. Des Weiteren können gewölbte Oberflächen eine Abweichung zwischen Projektionsachse und Oberflächennormale erzeugen, die zu einer elliptischen Verzerrung der projizierten Punkte führt.

Ein weiterer Faktor für die Genauigkeit einer photogrammetrischen Messung bei Einsatz eines Einkamerasystems ist die Zeit, die für die Bildaufnahme benötigt wird. Insbesondere bei Prüfkörpern, die einen hohen CTE bei gleichzeitig geringer Wärmekapazität aufweisen, kann eine lange Messdauer zu erhöhten Messabweichungen führen, da sich die Umgebungsbedingungen und damit einhergehend die Objektgeometrie im Verlauf der Messung ändern. Bei sehr großen bzw. komplexen Objekten, die eine hohe Zahl von Aufnahmen benötigen, um vollständig erfasst zu werden, spielt deshalb die Einhaltung konstanter Umgebungsbedingungen eine große Rolle.

Auswertung der Messdaten:

Die Auswertung der Aufnahmen erfolgt bei einer Photogrammetriemessung mit dem hier verwendeten Einkamerasystem unter Verwendung der Bündelblockausgleichung. Dazu werden die Einzelbilder, vielmehr die Strahlenbündel der in den Bildern erfassten Targets, mit Hilfe der codierten Targets, der Maßstäbe und des im Messraum befindlichen Koordinatenursprungs rechnerisch eingepasst, wobei die codierten Targets dazu dienen, die Bilder zu einem Gesamtmodell zusammenzufügen. Durch Verwendung der codierten Targets können, anders als bei der Stereokorrelationsmessung, größere Messräume betrachtet werden, sofern eine ausreichende Zahl codierter Targets⁵ vorhanden ist, um einen Bezug zum Koordinatenursprung herzustellen. Eine Übersicht über den Prozess zeigt Abbildung 5.16.

Das Ziel der iterativen Bündelblockausgleichung ist es, alle homologen Bildstrahlen, also alle Strahlen aus allen aufgenommenen Einzelbildern, die zu ein und demselben Punkt gehören, in einem einzigen Schnittpunkt zu vereinen. Für die eigentliche

⁵Zur Kombination zweier Bilder sind pro Bild mindestens drei identische Codetragepts nötig.

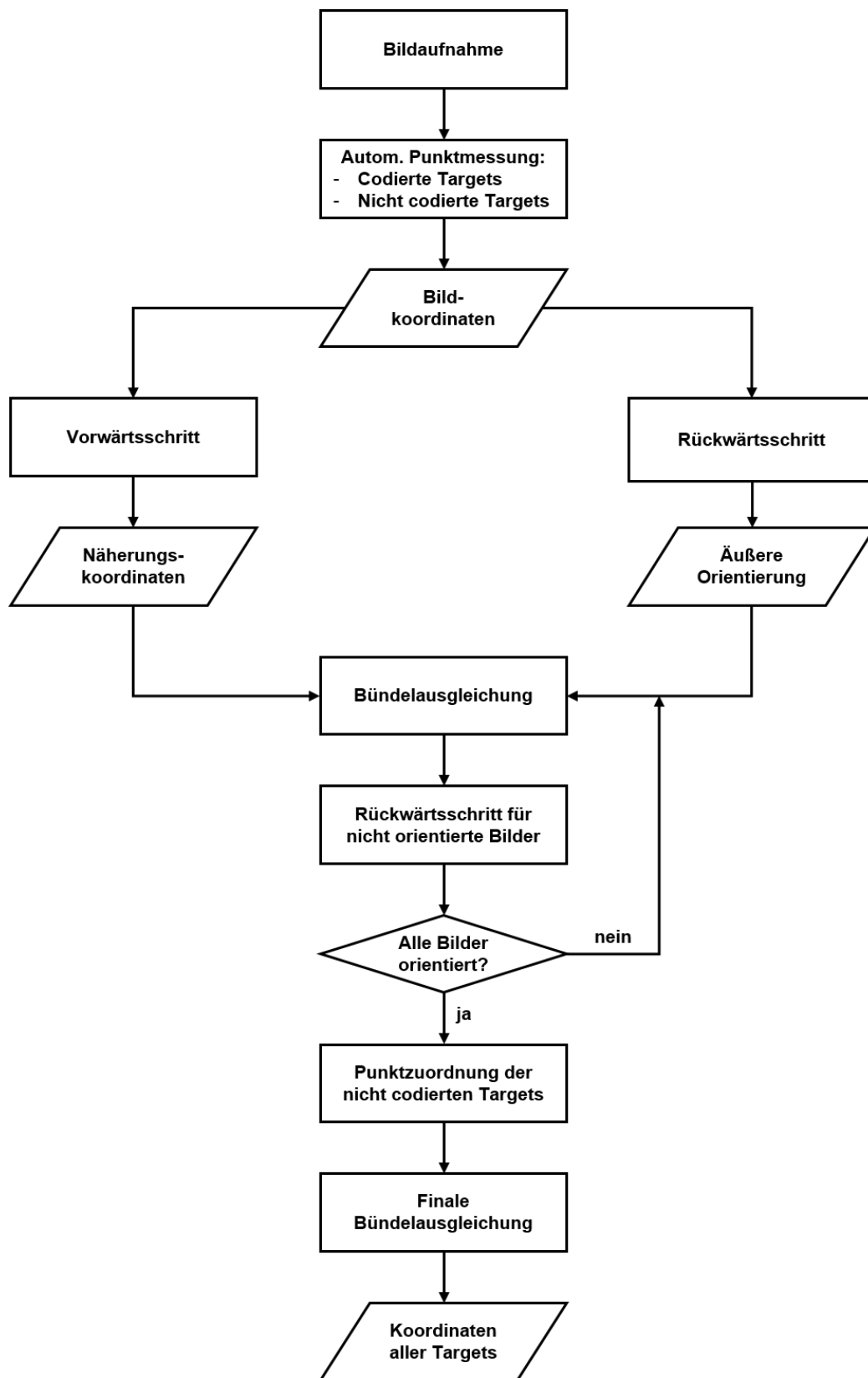


Abbildung 5.16: Prozessdiagramm nach Luhmann [114] zum Ablauf der photogrammetrischen Auswertung mehrerer Einzelbilder unter Verwendung der Bündelblockausgleichung.

Bündelblockausgleichung werden die Kollinearitätsgleichungen verwendet, die auf dem Modell der Zentralprojektion basieren, wonach die Koordinaten eines Punktes im Raum aus dem Ortsvektor zum Projektionszentrum X_0 und dem Vektor zum jeweiligen Punkt $X^* = m \cdot R \cdot x'$ abgeleitet werden können, so dass für die Koordinaten im Objektraum gilt:

$$\begin{bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_0 \\ Y_0 \\ Z_0 \end{bmatrix} + m \cdot \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{pmatrix} \quad (5.30)$$

Ausgehend von einem einzelnen Bild lässt sich so nur die Richtung zum jeweiligen Punkt, nicht jedoch seine exakte Position im Raum festlegen. Hierfür wird mindestens ein weiteres Bild benötigt. Wird Gleichung 5.30 umgekehrt und um den Bildhauptpunkt $H'(x'_0, y'_0)$ und Korrekturterme $\Delta x'$ für die Bildkoordinaten erweitert, so folgt:

$$\begin{bmatrix} x' - x'_0 - \Delta x' \\ y' - y'_0 - \Delta y' \\ z' \end{bmatrix} = \frac{1}{m} \begin{bmatrix} r_{11} & r_{21} & r_{31} \\ r_{12} & r_{22} & r_{32} \\ r_{13} & r_{23} & r_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} X - X_0 \\ Y - Y_0 \\ Z - Z_0 \end{bmatrix} \quad (5.31)$$

Die Kollinearitätsgleichungen, die die Transformation der Objektkoordinaten (X, Y, Z) in die Bildkoordinaten (x', y') beschreiben, sofern die innere und äußere Orientierung bekannt sind, ergeben sich durch Division der ersten und zweiten Gleichung aus 5.31 durch die dritte:

$$x' = x'_0 + z' \frac{r_{11}(X - X_0) + r_{21}(Y - Y_0) + r_{31}(Z - Z_0)}{r_{13}(X - X_0) + r_{23}(Y - Y_0) + r_{33}(Z - Z_0)} + \Delta x' \quad (5.32)$$

$$y' = y'_0 + z' \frac{r_{12}(X - X_0) + r_{22}(Y - Y_0) + r_{32}(Z - Z_0)}{r_{13}(X - X_0) + r_{23}(Y - Y_0) + r_{33}(Z - Z_0)} + \Delta y'$$

5.4.3 Einflüsse auf die Abbildungsgenauigkeit digitaler Kamerasysteme

Die erzielbare Genauigkeit der mit einem digitalen Kamerasystem erzeugten Abbildung wird maßgeblich von zwei Faktoren beeinflusst. Dies sind zum einen die Qualität des Objektivs und zum anderen der für die Aufnahme verwendete Sensor in der Kamera. Weitere Faktoren wie zum Beispiel die Qualität des Gehäuses, hierbei insbesondere die Temperaturstabilität, und die mechanischen Elemente beeinflussen natürlich

ebenso die Qualität der Abbildung, jedoch nicht in dem Maße, wie dies bei Objektiv und Sensor der Fall ist.

Im Bereich der Objektive werden heute trotz der Verfügbarkeit von Zoomobjektiven, die einen großen Brennweitenbereich abdecken, fast ausschließlich Objektive mit fester Brennweite verwendet, da hier deutlich weniger bewegliche Elemente zum Einsatz kommen, deren Spiel sich negativ auf die Abbildungsleistung auswirken würde. Es gibt jedoch auch im Bereich der Festbrennweiten deutliche Qualitätsunterschiede und unterschiedliche Abbildungsfehler, die mit der jeweiligen Brennweite des verwendeten Objektivs zusammenhängen. Typische Abbildungsfehler einer Kamera-Objektiv-Kombination sind:

- **Verzeichnung:**
Im Gegensatz zu einem idealen Objektiv, bei dem die Abbildung orthoskopisch, also ohne Winkeländerung beim Strahldurchgang durch das Objektiv erfolgt, bilden reale Objektive mit einer Verzeichnung, also einer Winkeländerung ab. Die Art der Verzeichnung wird dabei von der Blendenposition relativ zur Linse beeinflusst. Liegt die Blende vor der Linse, so treten tonnenförmige, bei einer hinter der Linse liegenden Blende kissenförmige Verzeichnungen auf.
- **Chromatische und sphärische Aberration:**
Die chromatische Aberration, ein auch als Farblängsfehler bezeichneter Effekt, hat ihren Ursprung darin, dass jede Wellenlänge des einfallenden Lichtspektrums einen geringfügig unterschiedlichen Brennpunkt im Objektiv besitzt. Somit entstehen für einen weißen Punkt (z. B. einem Target) unterschiedliche Bildweiten, wodurch die Fokussierung ungenau wird.
Zur sphärischen Aberration führt dagegen die Einfallshöhe des Lichts bezogen auf die optische Achse des Objektivs. Je größer der Abstand, umso höher ist bei älteren und günstigen Linsen die Verschiebung des Bildpunktes, die zu einem geringeren Kontrast und Schärfeverlusten führt.
- **Astigmatismus und Bildfeldwölbung:**
Dieser Effekt tritt auf, wenn Lichtstrahlen nicht parallel zur Objektivachse einfallen. Die schräg einfallenden Strahlenbündel werden horizontal und vertikal unterschiedlich abgebildet, so dass Punkte zu Ellipsen oder Ovalen verzerrt werden. Moderne Objektive sind jedoch so aufgebaut, dass dieser Effekt weitestgehend vermieden wird.
- **Koma:**
Neben der sphärischen Aberration und dem Astigmatismus kann bei schräg einfallenden Lichtstrahlen auch der sogenannte Koma-Effekt auftreten. Dies ist ein unsymmetrisch abbildender Fehler, der einen Punkt tropfenförmig verzerrt und zu einer ungleichmäßigen Lichtverteilung im verzerrten Bereich führt. Wie der

Astigmatismus gehört dieser Effekt jedoch mit den heute gebräuchlichen Objektiven der Vergangenheit an.

- Lichtabfall und Vignettierung:

Das auf dem Sensor auftreffende Licht verliert mit zunehmendem Feldwinkel τ an Intensität. Dies führt dazu, dass das aufgenommene Bild von der Mitte zum Rand hin dunkler zu werden scheint. Dieser Effekt tritt besonders bei Weitwinkelobjektiven auf und kann durch die von Fassungsteilen erzeugte Vignettierung noch verstärkt werden. Bei gegebener einfallender Lichtintensität I kann die Intensität I' auf dem Sensor wie folgt berechnet werden:

$$I' = I \cdot \cos^4 \tau \quad (5.33)$$

Liegen für das verwendete Objektiv Messdaten für die Lichtintensität vor, so kann die Abdunklung rechnerisch korrigiert werden.

Bei den heute verwendeten Sensoren handelt es sich, insbesondere im Bereich der Digitalen Spiegelreflexkameras, in den meisten Fällen um sogenannte CMOS⁶-Sensoren. Diese bieten im Vergleich zu den früher verwendeten CCD⁷-Sensoren den Vorteil eines in den Sensor integrierten elektronischen Shutters, durch dessen Verwendung Belichtungszeiten im Mikrosekundenbereich bei gleichzeitig erhöhter Bildrate erzielt werden.

Die Kombination aus der Zahl der auf dem Sensor vorhandenen Pixel und der Größe des Sensors hat einen hohen Einfluss auf die erzielbare Abbildungsqualität. Unter der Annahme einer konstanten Pixelzahl neigen kleinere Sensoren aufgrund der geringeren Pixeldurchmesser zu erhöhtem Bildrauschen und sind weniger lichtempfindlich. Die geringere Lichtempfindlichkeit erfordert bei ähnlichen Umgebungsbedingungen wiederum einen höheren ISO-Wert⁸ für die Aufnahme, wodurch wiederum höheres Bildrauschen entsteht. Die geringeren Sensorabmessungen führen dementsprechend zu höheren Anforderungen an das Auflösungsvermögen des verwendeten Objektivs. Für Sensoren mit geringen Abmessungen bei gleichzeitig hoher Pixelzahl sind diese Anforderungen nicht immer zu erfüllen, so dass die Bildqualität unter der eines gleichgroßen Sensors mit geringerer Pixelzahl liegt.

⁶Complementary Metal-Oxide-Semiconductor

⁷Charge-Coupled Device

⁸Numerischer Wert für die Angabe der eingestellten Lichtempfindlichkeit eines Films, CCD- beziehungsweise CMOS-Sensors. Die Lichtempfindlichkeit des Sensors nimmt mit höheren ISO-Werten bei gleichzeitiger Erhöhung des Bildrauschens zu.

5.5 Zusammenfassung

Die Untersuchung der Anpassbarkeit und der erzielbaren Messgenauigkeit zeigt, dass die ausgewählten Messsysteme gut für die Anwendung in den zu entwickelnden Messaufbauten geeignet sind und ausreichend hohe Messauflösungen für die angedachten Anwendungen erzielen können. Als zu berücksichtigende bzw. limitierende Faktoren sind an erster Stelle Umwelteinflüsse in Form von Temperaturlasten und optische Grenzen zu nennen.

Im Fall der Thermographie wird die Messgenauigkeit in erster Linie durch die Bildauflösung der verwendeten Kamera definiert, da für die spätere Auswertung der aufgezeichneten Temperaturfelder eine ausreichend hohe Zahl an Bildpunkten benötigt wird. Störeinflüsse und Messabweichungen ergeben sich hauptsächlich aus weiteren Wärmequellen oder unbekanntem Emissivitäten, die sich jedoch durch zusätzliche Temperatursensoren vermeiden lassen.

Das faseroptische Messsystem wird hauptsächlich durch die zur Applikation der Faser benötigte Klebstoffschicht beeinträchtigt. Diese führt in Abhängigkeit von der Dicke und Länge sowie den Materialkennwerten der Klebstoffschicht zu Abweichungen in der Dehnungsmessung im Randbereich der Verklebung (Edge Error). Die Notwendigkeit, die Faser zur Temperaturmessung von der Verklebung zu entkoppeln, um Dehnungseinflüsse des Prüfkörpers auf die Temperaturmessung zu vermeiden, ist eine weitere Quelle möglicher Abweichungen. Des Weiteren muss zur Minimierung von Messfehlern an jeder Dehnungs- bzw. Temperaturmessstelle auch der jeweilige Gegenpart bestimmt werden, um dehnungs- bzw. temperaturbedingte Abweichungen zu vermeiden.

Für das Planspiegel-Laserinterferometer ergeben sich, sofern eine ausreichende Entkopplung des Systems und der Messstrahlen von Temperaturlasten und der umgebenden Atmosphäre gewährleistet werden kann, sehr hohe Messauflösungen. Ein Einsatz ist daher in erster Linie im Hochvakuum bzw. bei möglichst kurzer Messstrecke in Umgebungsbedingungen sinnvoll.

Die beiden vorgestellten bildgebenden Messverfahren Stereokorrelation und Photogrammetrie erzielen ausreichend hohe Messgenauigkeiten. Analog zum Laserinterferometer ist auch hier auf eine möglichst gute Entkopplung von möglichen Temperaturlasten zu achten. Weitere, die Messgenauigkeit beeinflussende Faktoren sind in erster Linie die Qualität der verwendeten Objektive, die Einhaltung des maximalen Tiefenschärfebereichs und nicht zuletzt die Qualität und Detektierbarkeit der verwendeten Muster und Targets.

6 Laserinterferometrisches Messsystem zur hochpräzisen Bestimmung thermoelastischer Verformungen komplexer Prüfkörper

Dieses Kapitel stellt einen Prüfaufbau zur Bestimmung des Wärmedehnungskoeffizienten komplexer Körper und Materialien vor. Die Beispiele aus Kapitel 3 zeigen, dass eine hohe Zahl thermischer Lastzyklen innerhalb eines faserverstärkten Werkstoffes zur Bildung von Mikrorissen führen kann, die zu einer Änderung des Wärmedehnungskoeffizienten führen. Des Weiteren zeigen die Untersuchungen an Sandwichproben, dass auch hier bedingt durch die thermische Belastung Risse in der Verklebung zwischen Deckschicht und Kernmaterial entstehen können, die bei weiterer zyklischer Belastung in die Deckschicht hineinwachsen.

Während die CTE-Änderung eines einzelnen Materials mit geringem Aufwand mit einem Dilatometer an kleinen Probekörpern¹ (z. B. nach DIN 51045-1 [1] oder DIN 51909 [2] $50 \times 6 \times 2\text{mm}$) bestimmt werden kann, erhöht sich bei der Untersuchung des Wärmedehnungskoeffizienten eines Sandwichmaterials die Komplexität der Messaufgabe in Abhängigkeit des verwendeten Kernmaterials sowie dessen Abmessungen². Um Messungen auch an komplexen Materialkombinationen und Geometrien durchführen zu können, wird daher ein Messsystem entwickelt, das unter Verwendung des in Kapitel 5.3 vorgestellten Planspiegelinterferometers die Wärmedehnung eines Prüfkörpers bestimmt. Um eine möglichst präzise Messung zu ermöglichen, wird der Prüfkörper hierfür in einer Thermal-Vakuumkammer im Hochvakuum vermessen.

¹In den meisten Fällen wird lediglich die Länge und die Vorbehandlung der Probenoberfläche vorgegeben. Die Breite und Dicke der Probekörper richtet sich nach dem verwendeten Messsystem.

²Z. B. bei Verwendung eines Honeycombs.

6.1 Aufbau des Messsystems

Das für die CTE-Messungen an komplexen Prüfkörpern entwickelte Messsystem besteht aus einer Thermal-Vakuummkammer vom Typ Trinos 820KHH800-800³, die das Heizsystem für die Temperaturbeaufschlagung und die Halterung für den Prüfkörper beherbergt. Für die Erzeugung des Vakuums werden eine Vakuumpumpe vom Typ Duo 5 M und eine Turbopumpe vom Typ TMU 261 der Firma Pfeiffer Vacuum GmbH verwendet. Mit dieser Kombination sind Messungen im Hochvakuum bei $1 \cdot 10^{-6} \text{ mbar}$ möglich, so dass die Probenaufnahme und der Prüfkörper frei von Beeinflussungen durch Umwelteinflüsse und Störungen, wie zum Beispiel akustische Anregung, gelagert sind.

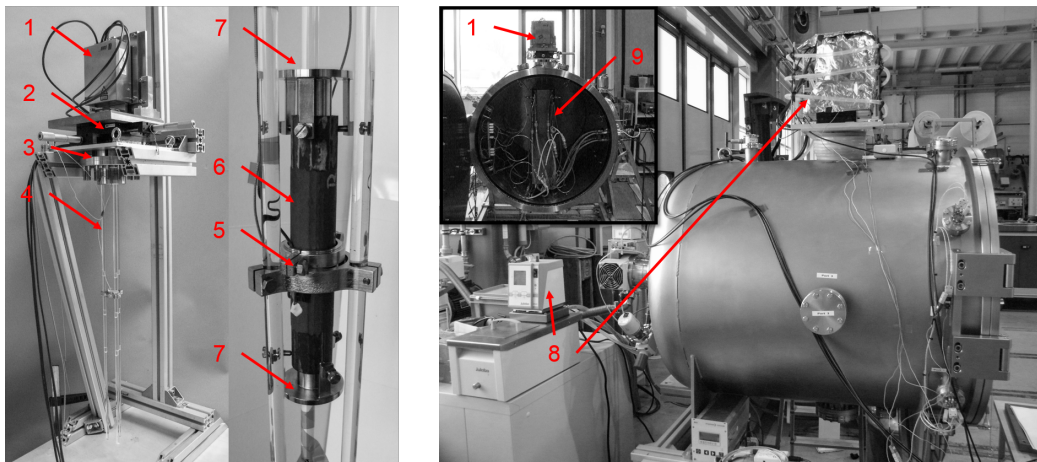


Abbildung 6.1: Messaufbau für die Bestimmung des Wärmedehnungskoeffizienten komplexer Geometrien und Materialien. Links: SIOS-Planspiegelinterferometer [1] mit xy-Verstellvorrichtung [2], Vakuumflansch mit optischer Durchführung [3] und Quarzglasstäben [4] zur Befestigung des Probenhalters [5] und der Probe [6] mit den applizierten Spiegelhaltern [7] vor Beginn der Messung. Rechts: TV-Kammer mit integriertem Laser, Temperaturkontrolleinheit [8] und Thermalbox [9] (Detailaufnahme) zur Temperaturregelung in der TV-Kammer.

Die für die Messung benötigten Temperaturfelder werden mithilfe einer Thermalbox erzeugt. Diese besteht aus Kupferplatten, die über ein elektrisches Heizsystem erwärmt und über ein integriertes Rohrleitungssystem durch Zufuhr von gasförmigem und flüssigem Stickstoff abgekühlt werden können, so dass Temperaturen zwischen -180°C und $+400^{\circ}\text{C}$ erzielt werden können. Auf der Innenseite der Thermalbox wurde die Oberfläche geschwärzt, um eine möglichst ideale Kombination aus Absorptionszahl α_{th} und Emissionszahl ϵ_{th} zu erzielen, so dass der Strahlungswärmeeintrag von der Thermalbox zur Probe und umgekehrt maximiert wird. Die Temperaturregelung sowie die Aufzeichnung der Temperatur- und Vakuummesswerte erfolgt über eine LabView-Routine. Die Temperaturdaten der Thermalbox und des Prüfkörpers werden

³Heute Pfeiffer Vacuum GmbH.

hierfür an mehreren Positionen mithilfe von Thermoelementen aufgezeichnet und von der Steuerung ausgewertet. Die erfassten Messwerte werden mit den vordefinierten Sollwerten verglichen und bei Abweichungen in Steuersignale für die Ansteuerung der Heizeinheiten in den Wänden und der Zufuhrventile der Stickstoffleitungen der Thermalbox umgewandelt, so dass die Zieltemperatur mit einer Genauigkeit von $\pm 0,5^\circ\text{C}$ eingehalten werden kann. Über die LabView-Steuerung können feste Temperaturwerte mit Halte- und Aufheizzeiten sowie Temperaturrampen und -zyklen definiert werden, so dass für den jeweiligen Anwendungsfall die bestmöglichen Einstellungen für die Temperaturprofile erzielt werden können.

Die Bestimmung der temperaturbedingten Längenänderung erfolgt über das in Kapitel 5.3 vorgestellte SIOS SP 2000 TR Dreistrahl-Planspiegelinterferometer. Um die Störeinflüsse der Umgebungsluft so gering wie möglich zu halten, wird das Interferometer auf einem Vakuumflansch mit optischem Durchgang in Form eines um 2° geneigten Schauglases montiert. Die Neigung des Schauglases verhindert, dass die Reflexionen der Laserstrahlen an der Grenzfläche Luft-Glas auf die Detektoren des Interferometers fallen. Zwischen dem Flansch und dem Interferometer wird ein xy-Tisch integriert, der eine Feinjustage der Laserstrahlen bezüglich des Messaufbaus bei integriertem Prüfkörper ermöglicht. Die Halterung des Interferometers wurde, wie auch das Gehäuse, aus Invar36 gefertigt, wobei durch konstruktive Maßnahmen die Entstehung von Flächenkontakten zwischen Halterung und Interferometer verhindert wurde, um eine möglichst gute thermische Isolation des Interferometers vom restlichen Aufbau zu erzielen und lokale Verformungen, die die Messgenauigkeit beeinträchtigen würden, zu minimieren.

Zur Positionierung der Probe in der Thermalbox und unter dem Planspiegelinterferometer werden drei Quarzglasstäbe (SiO_2) verwendet, die auf der Unterseite des Vakuumflansches angebracht sind. Für den Einsatz von Quarzglasstäben anstelle von Metallstäben spricht deren Transparenz für Infrarotstrahlung⁴, der niedrige CTE von $0,54 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ und die ebenfalls niedrige Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{th, \text{SiO}_2} = 1,38 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$ sowie die hohe Beständigkeit gegenüber zyklischen Temperaturlasten.

Die Halterung für die zu vermessende Probe und die Aufnahme für die Befestigung des Probenhalters an den Quarzglasstäben muss an die jeweilige Messaufgabe angepasst werden. Für die weitere Beschreibung des Aufbaus und der Messungen werden die Halterungen und Adapter für rohrförmige Proben herangezogen, da die im Folgenden präsentierten Messungen an ebensolchen Proben durchgeführt wurden. Die Aufnahme für den Probenhalter besteht aus Invar36 und weist eine zentrale Aussparung auf, die zur Befestigung des Probenhalters dient. An den Seiten finden sich drei Bohrungen für die Quarzglasstäbe und die Positionierung der Aufnahme relativ zum Interferometer. Die Aussparung in der Aufnahme ist zur Minimierung der Kontaktfläche so gearbeitet, dass der eingelegte Probenhalter sie nur an drei Punkten berührt. Analog zur Aufnahme

⁴Die Verwendung von Quarzglasstäben unterstützt eine gleichmäßige Erwärmung des Prüfkörpers, da durch die Infrarottransparenz lokale Abschattungen vermieden werden.

des Interferometers soll auch hier eine bestmögliche thermische Isolation der Probe von der Aufnahme erfolgen, um lokale Temperaturunterschiede zu minimieren.

Die Messung der Wärmedehnung des Prüfkörpers erfolgt über zwei an den Enden angebrachte Planspiegel, von denen im Falle eines rohrförmigen Testobjekts der obere mit einer Bohrung versehen ist, durch die einer der Messstrahlen auf den unteren Spiegel ausgerichtet werden kann. Die Spiegelhalterungen sind ebenfalls aus Invar36 gefertigt und so aufgebaut, dass die drei außenliegenden Befestigungspunkte und die Anschlagenebene des verbauten Spiegels in einer Ebene liegen. Für den Ausgleich thermischer Dehnungen werden die Spiegel über ein Tellerfederpaket gegen den Endanschlag gepresst, so dass auch bei sehr hohen Temperaturbelastungen der Kontakt gewährleistet ist. Durch die beschriebene Konstruktionsweise sind thermische Dehnungen der Spiegelhalter für die Messung nicht von Bedeutung, da sich Spiegeloberfläche und Anschlagenebene nicht zueinander verschieben.

Zur Verbesserung der Messgenauigkeit und zur Minimierung der Störeinflüsse durch die Änderung der Umgebungsbedingungen wird der gesamte außerhalb der TV-Kammer liegende Teil des Messsystems, also das Planspiegel-Laserinterferometer, der xy-Tisch und der Flansch mit der optischen Durchführung mit einer aktiven Temperaturkontrolle versehen. Hierfür wird mithilfe eines Wärmethermostats vom Typ Julabo ME und einem um den gesamten außenliegenden Aufbau verlaufenden Schlauch, durch den Wasser aus dem Wärmethermostat gepumpt wird, der gesamte Bereich auf konstanter Temperatur gehalten. Da durch die aus der optischen Durchführung austretende Wärmestrahlung bei hohen Temperaturen in der TV-Kammer eine Erwärmung des Aufbaus festzustellen ist, wird die Thermostattemperatur auf die obere Einsatztemperatur des Interferometers geregelt. Somit ist die Temperatur des Messaufbaus außerhalb der Kammer keinerlei Schwankung unterlegen und eine Beeinflussung der Messung kann ausgeschlossen werden. Zusätzlich zur aktiven Temperaturkontrolle über das Thermostat wird eine Isolationskuppel zur Abschirmung der Sonneneinstrahlung über dem Messaufbau angebracht, um den in den ersten Messungen sichtbaren Einfluss der Sonneneinstrahlung zu reduzieren. Die Umweltsensorbox des Interferometers wird in der Isolationskuppel direkt neben dem Messaufbau angebracht, um die bestmöglichen Messgrößen für die Edlén-Korrekturgleichung (siehe Kapitel 5.2) zu bestimmen.

Die Aufzeichnung der Messdaten erfolgt für die Temperatur- und Vakuumsensoren über die LabView-Routine für die TV-Kammer-Steuerung, die Daten des Umweltsensors und die Messdaten der drei Strahlen des Interferometers werden über einen eigenen Messrechner aufgezeichnet und ausgewertet.

Durch die Verwendung des vorgestellten Messsystems ergeben sich neben der hohen Wegauflösung von $0,1\text{nm}$ einige weitere Vorteile. Der verwendete Aufbau weist aufgrund der relativen Messung der Längenänderung eine hohe Invarianz gegenüber thermisch bedingten Längenänderungen im Messaufbau auf. Des Weiteren ermöglicht das Messsystem die Untersuchung unterschiedlichster Probestypen und Materialkombi-

nationen. Aufgrund des großen Kammervolumens werden die geometrischen Abmessungen des Prüfkörpers im Vergleich zu den üblichen Dilatometern weit weniger stark begrenzt. Die hohe Adaptierbarkeit birgt jedoch auch den Nachteil, dass der in der Kammer liegende Messaufbau (Probenhalter, Spiegelhalter und Thermalbox) in den meisten Fällen an den jeweiligen Probentyp anzupassen ist. Außerdem entsteht durch die notwendigen Vorbereitungen und bei der Durchführung der eigentlichen Messung ein hoher Zeitaufwand.

6.2 Ablauf einer Messung an komplexen Prüfkörpern und Auswertung der Messdaten

Für die CTE-Messung in der TV-Kammer wird die zu untersuchende Probe mit den Spiegelhaltern bestückt und der Abstand zwischen den Befestigungspunkten der beiden Spiegelhalter und somit die Ausgangslänge l_0 bestimmt. Nach Anbringen des Probenhalters und der Thermoelemente für die Temperaturüberwachung wird die Probe in der Aufnahme zwischen den Quarzglasstäben positioniert und das Interferometer über die Messstrahlen lotrecht zur Aufnahme ausgerichtet. Die Ausrichtung der Planspiegel erfolgt unter Verwendung der in der Auswertesoftware des Interferometers verfügbaren Anzeige für die Signalintensität. Die Spiegel werden so justiert, dass die Signalintensität der verwendeten Kanäle oberhalb von 70% liegt, bei Verwendung aller drei Messstrahlen beträgt die maximal tolerierbare Winkelabweichung der Lotrechten auf die Spiegelebene zu den Messstrahlen weniger als $2'$ um beide Achsen der Spiegelebene.

Nach dem Ausrichten des Interferometers und dem Justieren der Spiegel erfolgt der Einbau in die TV-Kammer und gegebenenfalls ein Nachjustieren der Interferometerausrichtung zur Kompensation einbaubedingter Abweichungen. Durch die Montage der verschiedenen Komponenten des Messaufbaus liegen direkt nach dem Einbau im gesamten Aufbau Spannungen vor, die bei der Messung aufgrund der Temperaturänderung im Aufbau abgebaut werden und somit das Messergebnis beeinflussen können. Die Ergebnisse der hierzu durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass der Abbau dieser Spannungen durch ein mehrmaliges Durchfahren des späteren Temperaturspektrums erfolgen kann. Bei Proben, die hohen temperaturbedingten Änderungen der Materialkennwerte unterliegen und nicht mehrfach thermisch belastet werden können, ist ein Abbau nur durch eine ausreichend lange Relaxationsphase von mehreren Tagen möglich.

Im Anschluss an den Relaxationsprozess erfolgt eine erneute Justage des Interferometers zur Kompensation der während der Relaxationsphase aufgetretenen Abweichungen. Die eigentliche Messung erfolgt analog zur Messung mit einem Dilatometer. Die Probe und der restliche Aufbau innerhalb der Thermalbox werden zunächst auf die Starttemperatur T_{min} abgekühlt, bevor die Temperatur mit einer konstanten Heizrate

auf die Maximaltemperatur erhöht wird. In Abhängigkeit von den thermooptischen Eigenschaften der Probe können verschiedene Herangehensweisen für die Messung notwendig sein (siehe Abbildung 6.2):

- **Kontinuierliche Messung:**

Sofern die optischen Eigenschaften, also die Absorptivität α_{th} und die Emissivität ε_{th} ausreichend hoch sind, folgt die Probentemperatur der Vorgabe durch die Thermalbox ohne große Abweichungen, so dass auch eine ähnliche, annähernd konstante Aufheizrate der Probe erzielt wird. Für diesen Fall kann eine kontinuierliche Messung von T_{min} bis T_{max} erfolgen.

- **Stufenweiser Temperaturanstieg:**

Für Proben mit schlechteren thermooptischen Eigenschaften ist eine kontinuierliche Messung nicht sinnvoll, da mit zunehmender Temperatur die Temperaturabweichung zwischen Thermalbox und Probe immer größer wird. Bei Erreichen der Maximaltemperatur muss diese also noch einige Zeit gehalten werden, bis auch die Probe T_{max} erreicht. Je länger diese Haltezeit wird, desto höher wird auch die Temperaturänderung im gesamten Messaufbau, wodurch die Messung verfälscht werden kann. Neben der Haltezeit erhöht sich auch die Zeit, bis eine konstante Aufheizrate der Probe erzielt wird, wodurch der auswertbare Bereich verringert wird. Aus diesem Grund ist es sinnvoller, die Temperatur stufenweise zu erhöhen, wobei nach Erreichen der jeweiligen Maximaltemperatur eine ausgedehnte Haltezeit vorzusehen ist, um die Temperaturen im gesamten Messaufbau zu stabilisieren, bevor die Messung der nächsten Stufe erfolgt.

- **Stufenweiser Temperaturanstieg mit Temperaturzyklen für jede Stufe:**

Weist die zu vermessende Probe ein sehr geringes Absorptions- bzw. Emissionsvermögen auf⁵, kann die Messung aufgrund der thermischen Trägheit der Probe nur noch mit einer weiteren Abwandlung des stufenweisen Temperaturanstiegs durchgeführt werden. Hierfür wird der Temperaturbereich einer Stufe mehrmals zyklisch durchfahren. Somit wird einer zu hohen Temperaturdifferenz zwischen Messaufbau und Probe entgegengewirkt. Durch die zyklische Temperaturänderung der Probe ergibt sich ein Hysteresepplot, aus dem der lokale Wärmedehnungskoeffizient berechnet werden kann.

Die Auswertung der Daten erfolgt entsprechend des gewählten Vorgehens für die kontinuierliche und die stufenweise Temperaturerhöhung jeweils nur für den Bereich der Messung, für den die Probentemperatur und die Temperatur der Kambersensoren linear ansteigt. Für den dritten Fall wird die vorliegende Hysteresekurve für eine Mittelwertbildung verwendet. Über die Mittelwerte kann anschließend der CTE berechnet werden:

⁵Z. B. Ruß: Absorptivität $\alpha_{Ru\beta} = 0,96$ und Emissivität $\varepsilon_{Ru\beta} = 0,95$, poliertes Aluminium: Absorptivität $\alpha_{Al_{poliert}} = 0,15$ und Emissivität $\varepsilon_{Al_{poliert}} = 0,05$, siehe auch Kapitel 2.

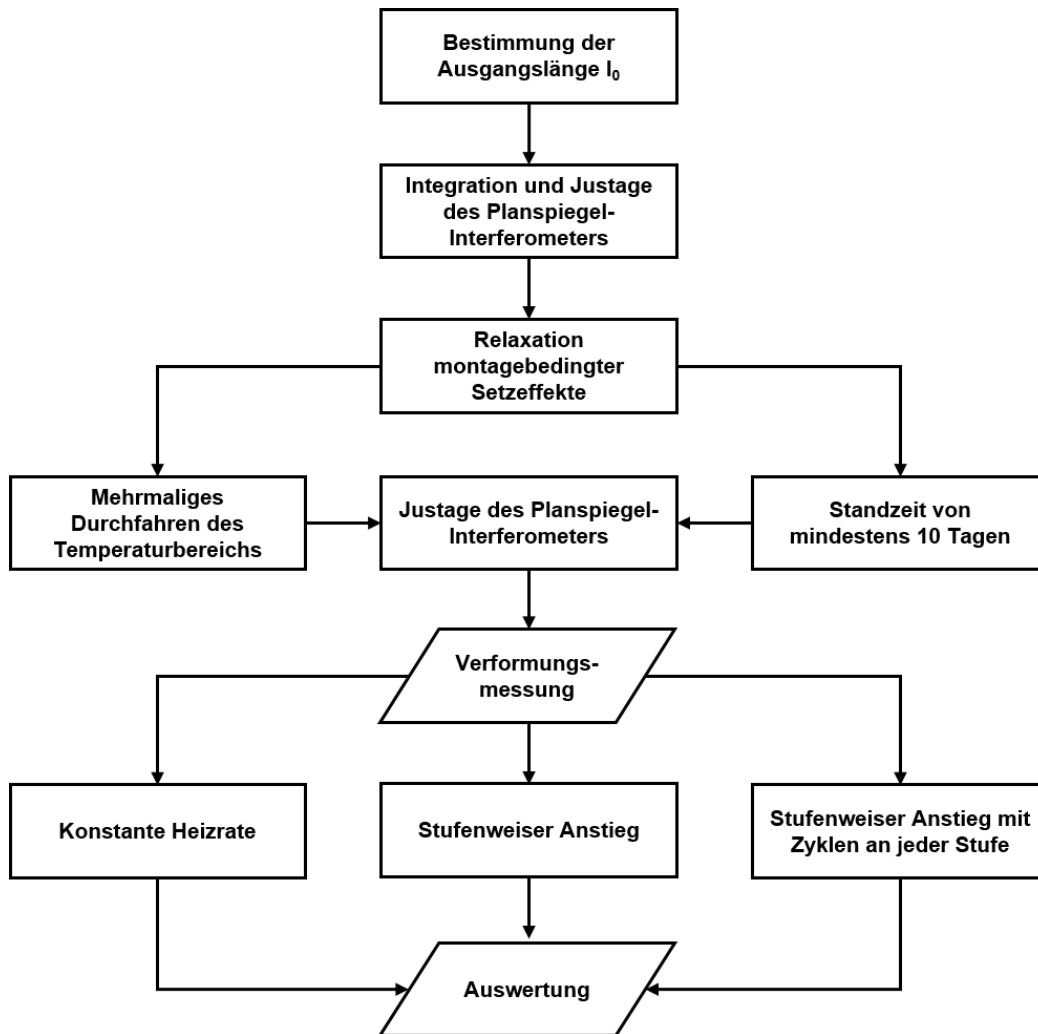


Abbildung 6.2: Ablauf einer Verformungsmessung mit dem laserinterferometrischen Messsystem für komplexe Geometrien und Materialkombinationen.

$$\alpha_T(T_1; T_2) = \frac{\Delta l}{l_0 \cdot \Delta T} \quad (6.1)$$

6.3 Vorstellung ausgewählter Messaufgaben

Nachfolgend werden ausgewählte Messaufgaben vorgestellt, um die Anforderungen an das Messsystem zu diskutieren und die mit dem Aufbau erzielbaren Messgenauigkeiten aufzuzeigen. Als Beispiele werden die CTE-Messung an C/SiC-Rohren und die CTE-Messung an einem Zerodur-Rohr der Klasse 0 verwendet, da beide Materialien über einen besonders niedrigen CTE verfügen und im Fall des C/SiC-Rohrs eine Bestimmung des CTEs mit einem Dilatometer nicht möglich ist.

6.3.1 Verwendung einer Zerodur-Probe der Klasse 0 zur Kalibration und Verifikation des Messsystems

Die Messungen an der Zerodur-Probe der Klasse 0 dienen der Verifikation und Kalibration des Messsystems, da die messbare Längenänderung aufgrund des CTEs von $\alpha_{T,Zeroduro} = 0 \pm 0,02 \times 10^{-6}$ zwischen 0°C und 50°C lediglich $3\frac{\text{nm}}{^\circ\text{C}}$ bei einer Ausgangslänge von $l_0 = 150\text{mm}$ beträgt. Des Weiteren kann die Zerodurprobe auch zur Prüfung der Stabilität des Messsystems verwendet werden, da jegliche detektierte Längenänderung und Verkippung der Probe bei konstanter Temperatur auf eine Abweichung des Messaufbaus zurückzuführen ist.

Anhand der folgenden Beispiele wird die Stabilität und die Messgenauigkeit des Messaufbaus demonstriert. Hierfür wird zunächst eine Messung mit zyklischer Temperaturschwankung von $\pm 10^\circ\text{C}$ um Raumtemperatur mit unterschiedlich langen Haltezeiten bei Erreichen der Temperaturmaxima und -minima betrachtet. Die Ergebnisse der Längenmessung mit den beiden verwendeten Messstrahlen sowie die daraus berechnete Differenzlänge und die Temperaturverläufe sind in Abbildung 6.3 dargestellt. Hier sind die vorab beschriebenen Effekte, die zu der in Kapitel 6.2 vorgestellten Aufteilung der Messverfahren führen, gut zu erkennen.

Die thermische Trägheit der Zerodur-Probe ist aufgrund des transparent-weißen Materials besonders ausgeprägt. Die Differenz zwischen der Proben temperatur und der Thermalbox wächst somit schnell an, so dass entweder ein hoher Energieeintrag zur Erzeugung einer konstanten Aufheizrate oder ausgeprägte Haltezeiten zur Stabilisierung der Temperaturfelder im Gesamtaufbau notwendig sind. Insbesondere hinsichtlich der Haltezeiten zeigt Abbildung 6.3, dass bei konstanter Heizrate die Haltezeit einen signifikanten Einfluss auf die Messung hat. Da die Erwärmung des Messaufbaus nicht gleichmäßig erfolgt, treten hier beträchtliche Drifteffekte in der Längenmessung

auf (rechte Hälfte des Plots), die nicht kontrollierbar sind. Eine Auswertung ist unter diesen Umständen extrem schwierig und fehlerbehaftet, weswegen nur der Teil der Messung verwendet werden kann, in dem die Probe eine konstante Temperaturänderung aufweist. Die ersten beiden Temperaturzyklen mit den kurzen Haltezeiten zeigen aufgrund der kurz gewählten Haltezeit diesen Effekt nur im Anfangs- und Endbereich der Temperaturänderung, solange die Temperaturänderung der Probe nicht konstant ist.

Die über den Gesamtverlauf zu erkennende Verschiebung der Minimal- und Maximalwerte der Differenzmessung sind auf die mit zunehmender Messdauer steigende, jedoch systembedingte Zunahme der Absolutlänge, die vom Interferometer erfasst wird, zurückzuführen. Da die Längenänderung der Probe jedoch relativ bestimmt wird und die Längenzunahme alle Messstrahlen des Interferometers gleichermaßen betrifft, wird die Messgenauigkeit hiervon nicht beeinflusst. Werden für die Auswertung der CTE-Messung die in Abbildung 6.3 markierten Sektionen herangezogen, so stellt sich sowohl für die Aufheiz- als auch für die Abkühlvorgänge jeweils ein $\alpha_{T, Zeroduro} = 0,04 \times 10^{-6} \frac{1}{K}$ ein. Dies entspricht einer Toleranzabweichung von 100 Prozent, ist jedoch aufgrund des komplexen Messaufbaus und in Anbetracht der Wiederholbarkeit akzeptabel.

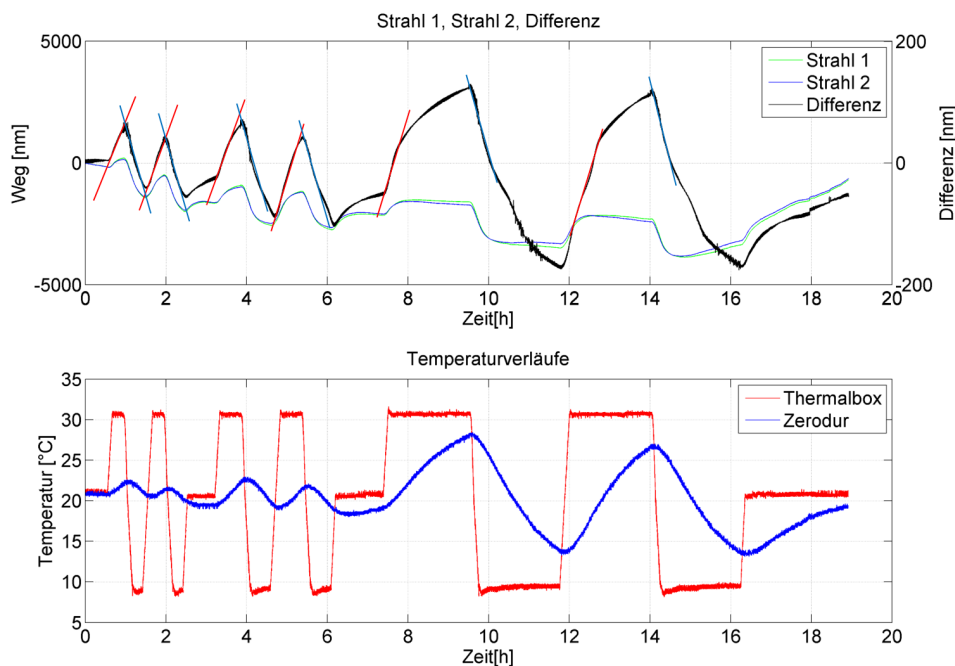


Abbildung 6.3: Zyklieren der Zerodur-Referenzprobe um RT.

Das zweite Beispiel zeigt ebenfalls eine CTE-Messung an der Zerodurprobe mit einer Temperaturerhöhung von Raumtemperatur auf $90^{\circ}C$ und einer ausgedehnten Haltezeit bis zum Erreichen konstanter Temperaturwerte an allen am Messaufbau applizierten Sensoren (siehe Abbildung 6.4). Wie bereits bei der zyklischen Messung stellt sich

auch hier eine Zone ein, in der die Zerodurprobe eine annähernd konstante Temperaturerhöhung erfährt (Bereich 2 in Abbildung 6.4). Die Bereiche davor (1) und dahinter (3) werden aufgrund der nicht konstanten Temperaturänderung nicht für die Auswertung verwendet. Innerhalb des auswertbaren Bereichs ergibt sich eine Temperaturerhöhung der Probe von 30°C bei einer gleichzeitigen Längenänderung von 160nm . Somit stellt sich für den Zerodur-CTE ein Wert von $\alpha_{T,Zeroduro} = 0,04 \times 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ ein.

Nach Erreichen der Maximaltemperatur nimmt der Temperatureintrag in die Probe stetig ab, während sich die Temperatur des restlichen Aufbaus angleicht. Im mittleren Teil der Abbildung 6.3 ist dieser Vorgang anhand der Änderung der Differenz und dem Auseinanderdriften der beiden Messstrahlen gut zu erkennen. Mit Erreichen konstanter Temperaturen stellt sich auch für die Differenz ein konstanter Wert ein.

Die Abweichung des gemessenen CTE für die Zerodurprobe entspricht wiederum 100 Prozent. Da die Temperaturerhöhung für die zweite Messung jedoch um 10°C höher ist als bei dem vorherigen Beispiel, spricht die Wiederholbarkeit für die Stabilität des Messsystems. Die Abweichung von $20 \frac{\text{nm}}{\text{K}}$ ist aufgrund des komplexen Messaufbaus und der Messgenauigkeit von $0,1\text{nm}$ tolerierbar.

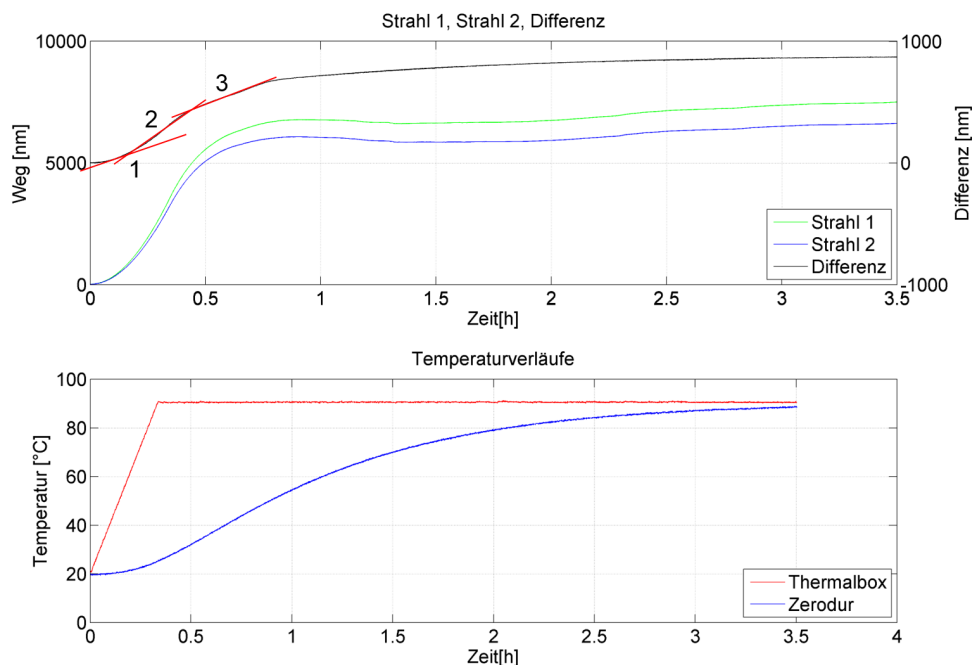


Abbildung 6.4: CTE-Messung an der Zerodur-Referenzprobe zwischen RT und 90°C .

6.3.2 CTE-Messung an C/SiC Rohrstreben für die Bepi Colombo High Temperature High Gain Antenne

Die untersuchten C/SiC-Proben werden in Form von Rohrstreben als Stützstruktur für die High Temperature High Gain Antenne der Bepi Colombo Mission eingesetzt. C/SiC gehört zur Gruppe der Verbundkeramiken und besteht in der vorliegenden Ausführung aus kohlenstofffaserverstärktem Siliciumcarbid. Die untersuchten Rohrstreben werden im Wickelverfahren aus Kohlenstofffasern der Typen T800 beziehungsweise M46J (jeweils Toray Carbon Fibers America Inc.) hergestellt. Die eigentliche Verbundkeramik entsteht in dem an die Fertigung des Verbundwerkstoffes angefügten Pyrolyseprozess. In diesem mehrstufigen Prozess wird die Polymermatrix durch Ausgasvorgänge unter hoher Temperatur in ein reines Kohlenstoffgitter umgewandelt und durch einen Infiltrationsprozess mit Siliziumatomen aufgefüllt, bis letztendlich die Siliziumcarbidmatrix vorliegt. Die Vorteile der Verbundkeramik sind neben der sehr guten Thermoschockbeständigkeit insbesondere die im Vergleich zur reinen Keramik höhere ertragbare Dehnung und der erhöhte Risswiderstand, die beide auf die Verstärkungsfasern zurückzuführen sind.

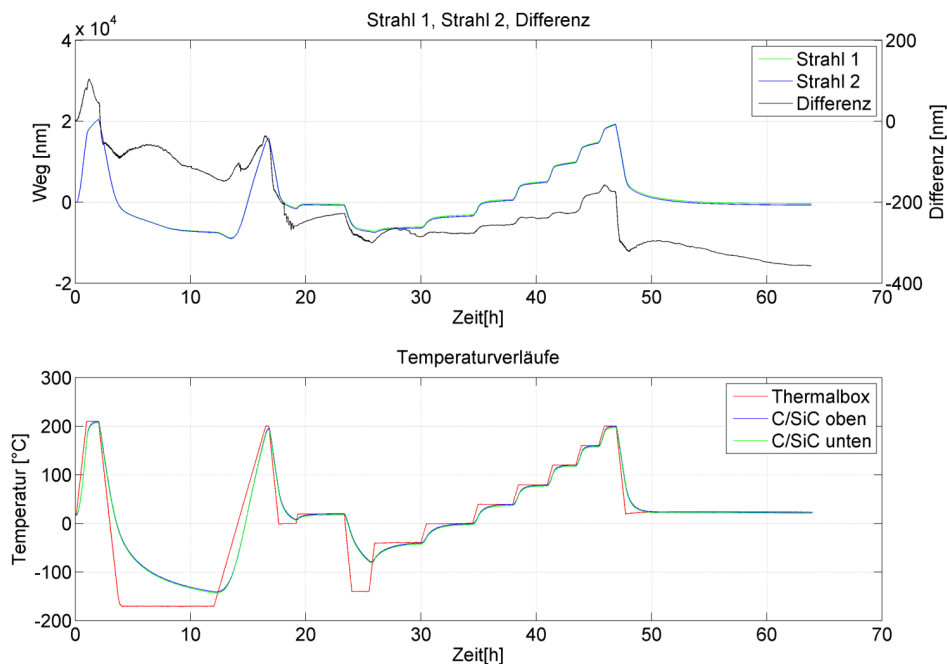


Abbildung 6.5: CTE-Messung an einer C/SiC-Probe aus M46J-Fasern zwischen -150°C und $+200^{\circ}\text{C}$.

Die CTE-Bestimmung an diesen Rohrstreben kann aufgrund der Abmessungen von 140mm Länge bei einem Durchmesser von 20mm nicht in einem Dilatometer erfolgen. Ferner ist, bedingt durch die im Wickelverfahren abgelegten Fasern und den komplexen Herstellungsprozesses, eine Entnahme einer Probe mit passenden Abmessungen nicht möglich. Die Proben sind jedoch aufgrund ihrer Geometrie und des geringen

Wärmeausdehnungskoeffizienten ein ideales Beispiel für die CTE-Messung mit dem vorgestellten Aufbau.

Abbildung 6.5 zeigt beispielhaft den Verlauf einer CTE-Messung an einer der C/SiC-Proben mit M46J-Fasern. Die Bestimmung der Längenänderung über die Temperatur erfolgt in diesem Fall über zwei der in Kapitel 6.2 vorgestellten Abläufe. Zu Beginn der Messung erfolgt eine kontinuierliche Temperaturerhöhung von der Starttemperatur $T_{min} = -150^{\circ}C$ aus bis zur Endtemperatur $T_{max} = 200^{\circ}C$. Daran anschließend wird die Probe nach erneuter Abkühlung auf $-80^{\circ}C$ stufenweise aufgeheizt und die Längenänderung über die jeweilige Temperaturstufe bestimmt. Eine Anwendung des dritten Verfahrens, also der Verwendung von Temperaturzyklen zur Bestimmung der Längenänderung, ist aufgrund der guten thermooptischen Eigenschaften der C/SiC-Rohrstreben nicht notwendig, wie anhand eines Vergleichs der Temperaturverläufe der C/SiC-Probe und der Thermalbox bei der ersten kontinuierlichen Messung zu erkennen ist.

Die Ergebnisse der Messungen sind in Abbildung 6.6 zusammengefasst. Die C/SiC-Probe aus den T800-Fasern zeigt im direkten Vergleich einen um $0,4 \times 10^{-6} \frac{1}{K}$ höheren CTE als die M46J-Proben. Die drei untersuchten M46J-Proben weisen sehr ähnliche CTE-Werte über den betrachteten Temperaturbereich auf; lediglich die dritte Probe zeigt geringe Abweichungen im Bereich der negativen Temperaturen.

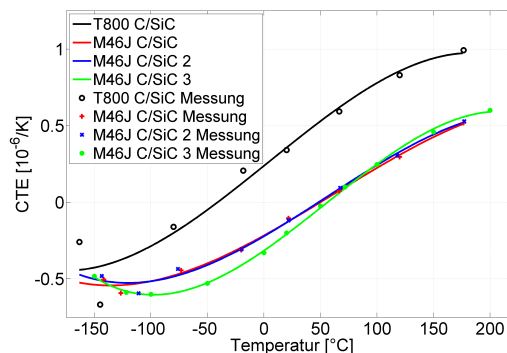


Abbildung 6.6: CTE-Messung an verschiedenen C/SiC-Proben aus M46J-Fasern sowie einer C/SiC-Probe aus T800-Fasern zwischen $-175^{\circ}C$ und $+200^{\circ}C$.

6.4 Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen

Die beiden vorgestellten Beispielmessungen mit dem Prüfaufbau für die Bestimmung thermoelastischer Verformungen komplexer Geometrien zeigen hinsichtlich der erzielbaren Messgenauigkeit und der Wiederholbarkeit der Messergebnisse das Potential des Messsystems. Die Vergleichsmessungen an einer Zerodur-Probe der Klasse 0 zeigen

6.4. ZUSAMMENFASSUNG DER ERGEBNISSE UND EMPFEHLUNGEN 115

mit einem ermittelten $\alpha_{T,Zeroduro} = 0,04 \times 10^{-6} \frac{1}{K}$ eine über alle Messungen konstante Abweichung von lediglich $0,02 \times 10^{-6} \frac{1}{K}$. Die weitgehende Entkopplung von Umwelteinflüssen durch die Verwendung einer Vakuumkammer und die Sicherstellung einer konstanten Betriebstemperatur der Sensoreinheit während der Messung sowie die Verwendung von Komponenten mit geringem Wärmedehnungskoeffizienten für die benötigten Stütz- und Haltestrukturen ermöglichen hochpräzise Messungen an komplexen Bauteilen, die für die Anwendung eines Dilatometers nicht geeignet sind.

Durch die Abdeckung eines Temperaturbereichs von beinahe $600^{\circ}C$ und die Adaptierbarkeit des Messaufbaus hinsichtlich der Geometrie und der Orientierung der Prüfkörper ergibt sich ein breites Spektrum an Einsatzmöglichkeiten neben der reinen Wärmedehnungsmessung. Die drei verfügbaren Messstrahlen ermöglichen bei geeigneter Lagerung des Prüfkörpers und vorhergehender Untersuchung des thermischen Verhaltens der Lagerebene die Bestimmung lokaler thermischer Ausdehnungseffekte. So kann zum Beispiel die Krümmung einer Sandwichoberfläche oder die Verformung eines aus mehreren Komponenten aufgebauten Bauteils gemessen werden.

Für die Weiterentwicklung des Messaufbaus wird neben konstruktiven Anpassungen zur Stabilisierung der Haltevorrichtungen (für Probe und Spiegel) und gegebenenfalls dem Einsatz einer kleineren Thermalbox und TV-Kammer zur Verringerung des zu evakuierenden Volumens und der zu temperierenden Masse insbesondere der Einsatz einer neuen Referenzprobe empfohlen. Die bisher verwendete Zerodurprobe zeigt aufgrund der komplexen Spiegelbefestigungen und deren Justage ein hohes Spektrum an Fehlmessungen infolge verspannter Spiegelhalter und kleiner Stöße beim Einbau in die Messvorrichtung. Es wird daher empfohlen, eine Referenzprobe zu verwenden, die über in die Probe integrierte Spiegel(flächen) verfügt, um die Unsicherheit durch die Verwendung der Spiegelhalter auszuschließen.

7 Hochpräzise thermoelastische Deformationsmessung an Proben und kleinen Bauteilen

Nach der Vorstellung eines Messaufbaus zur Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten sowie kleiner, lokaler, thermisch induzierter Deformationen an komplexen Materialien und Proben wird nun ein Messsystem zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen auf Probenebene sowie für Bauteile und Komponenten mit kleinen Abmessungen (bis zu $600 \times 600 \text{ mm}^2$) vorgestellt. Im Anschluss an diesen Part und die Beschreibung des Ablaufs einer Messung werden ausgewählte Messaufgaben und die erzielten Ergebnisse diskutiert. Zusätzlich zu den Messungen mit dem TED-Messsystem werden in diesem Kapitel die Anwendungsmöglichkeiten des faseroptischen Messsystems für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen und die sich durch den Einsatz beider Systeme ergebenden Kombinationsmöglichkeiten vorgestellt.

7.1 Komponenten des Messsystems

Das Messsystem für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen an Proben und kleinen Bauteilen kombiniert ein Stereokorrelationsmesssystem mit einer Thermographiekamera und einer Reihe von Scheinwerfern, die für die Erzeugung der thermischen Lastfälle verwendet werden (Abbildung 7.1).

Die thermische Anregung des zu untersuchenden Testobjekts erfolgt über vier regelbare Halogenstrahler (Tabelle 7.1) mit einer Maximalleistung von jeweils 1 kW . Die Scheinwerfer sind in der unteren Ebene der Rahmenkonstruktion frei positionierbar und können über die Halterung geschwenkt und geneigt werden, um eine Anpassung an die anzuregende Fläche des Testobjekts zu ermöglichen. Die abgegebene Lichtleistung der Strahler wird über einen Signalgenerator und ein Leistungsstellmodul des Typs 3RF29 der Firma Siemens geregelt und kann in $0,1\%$ -Schritten reguliert werden.

Da die thermische Anregung des Prüfobjektes lediglich von einer Seite aus erfolgt, muss bei Körpern mit geringer Wärmeleitfähigkeit oder großer Ausdehnung in z-Richtung eine Temperaturmessung auf der Ober- und Unterseite des Prüfkörpers erfol-

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 118 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

Bezeichnung	Lichtquelle	Leistung [kW]	Typ
Bühnenscheinwerfer	Halogen Glaskolbenlampe	1	PAR 64
Bühnenscheinwerfer	Halogen Glaskolbenlampe	0,5	PAR 64

Tabelle 7.1: Übersicht über die verwendeten Scheinwerfertypen und deren Leistung. Die Anschaffungskosten für einen der beiden Typen liegen bei circa 30 Euro.

gen, um den Temperaturunterschied und die daraus resultierende Zusatzverformung zu erfassen. Die Bestimmung des Temperaturfelds auf der Oberseite des Prüfkörpers erfolgt unter Verwendung einer Thermographiekamera, die zur Vermeidung von emissivitätsbedingten Abweichungen durch zusätzliche, im Sichtfeld der Kamera angebrachte Thermolemente kalibriert werden kann. Die Temperaturmessung auf der Rückseite erfolgt ausschließlich über Thermolemente¹ und wird lediglich an einzelnen Punkten durchgeführt, um den Temperaturunterschied an definierten Punkten zu bestimmen. Aus dem Temperaturdelta zwischen der mit der Thermographie bestimmten Temperaturverteilung auf der Oberseite und den lokalen Temperaturwerten der Unterseite wird die Temperaturverteilung auf der Unterseite ermittelt.

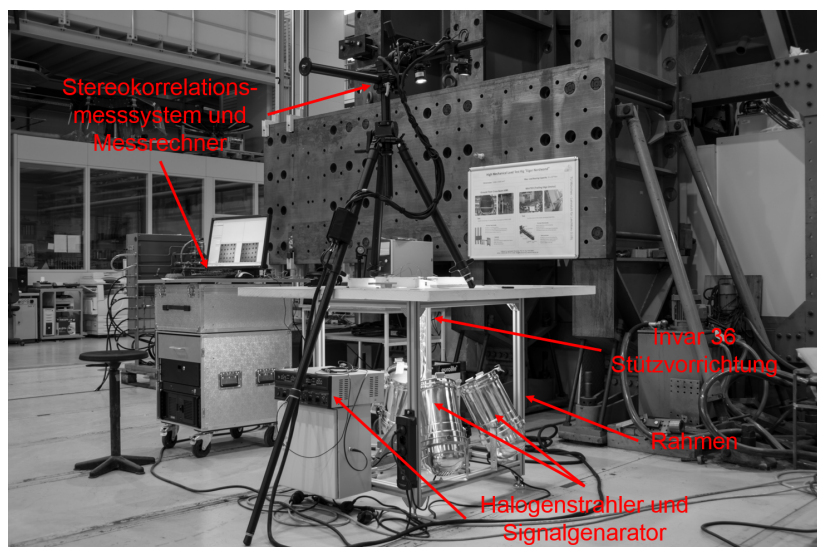


Abbildung 7.1: Messaufbau für die TED-Messung an Proben und kleinen Bauteilen. Die Rahmenkonstruktion dient der Aufnahme der Halogenscheinwerfer, der aus Invar36 gefertigten Stützvorrichtung für die Probenaufnahme und dem Stereokorrelationsmesssystem zur Deformations- und Dehnungsmessung.

Die Lagerung des Prüfkörpers in der Rahmenkonstruktion erfolgt über eine separate Aufnahme, die vollständig aus Invar36 gefertigt ist, um eine thermisch bedingte

¹Die Kalibrierung der Thermolemente erfolgt durch Eintauchen in flüssigen Stickstoff, dessen Temperatur beim Übergang von der flüssigen in die gasförmige Phase -196°C beträgt.

Verschiebung des Prüfkörpers aus dem Messraum der Stereokorrelationskameras zu vermeiden². Zusätzlich zur Materialwahl wird die gesamte Stützkonstruktion mit einer thermischen Isolation versehen, so dass selbst bei maximaler Leistung der Strahler der Temperaturanstieg in der Probenaufnahme 20°C nicht überschreitet.

Um eine Beeinträchtigung der Messkameras durch die Strahler zu unterbinden, wird der Probekörper in eine Isolationsplatte eingepasst, so dass ein direkter Lichteinfall sowie der dadurch hervorgerufene Temperaturanstieg im Messsystem verhindert wird. Des Weiteren wird dadurch auch die Bildung von Turbulenzen und Schlieren im Messraum über dem Aufbau minimiert, da die heiße Abluft der Scheinwerfer nicht im Sichtfeld der Messkameras aufsteigt.

Für die Untersuchung des thermoelastischen Verhaltens von Proben und Komponenten mit sehr geringen Wandstärken oder sehr geringer Biegesteifigkeit (z. B. Membranwerkstoffe) wird eine auf beiden Seiten geschwärzte Platte aus Aluminium montiert, die aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit und der mattschwarzen Oberfläche eine effiziente Wärmeübertragung in die darauf gelagerten Proben garantiert und ein Durchbiegen der Probe verhindert.

In Abhängigkeit der Probenabmessungen kann der beschriebene Messaufbau durch zusätzliche Messsysteme erweitert werden. Solange der gesamte zu untersuchende Bereich des Prüfkörpers mit dem Stereokorrelationssystem erfasst werden kann, ist eine Bestimmung der durch die Temperaturänderung auftretenden Verformungen und Dehnungen allein mittels Stereokorrelation möglich. Bei größeren Prüfkörpern oder sehr kleinen Messfeldern des Stereokorrelationssystems ist eine genaue Lokalisierung des betrachteten Bereichs auf dem Prüfkörper nicht mehr gegeben. Für die spätere Auswertung ist dies jedoch unerlässlich, insbesondere wenn ein Abgleich mit Simulationsergebnissen angestrebt wird. Zur Wiederherstellung der Zuordnung auch für größere Prüfkörper kann der beschriebene Messaufbau mit einer photogrammetrischen Messung kombiniert werden. Die Prüfkörperoberfläche wird hierfür so mit einem Raster aus Messtargets beklebt, dass die Quadranten inklusive der Eckpunkte vollständig vom Stereokorrelationssystem erfasst werden. Durch die bekannten Eckpunkte des betrachteten Quadranten kann die Ergebniszuordnung auf der Prüfkörperoberfläche mit sehr hoher Genauigkeit über die aus der Photogrammetriemessung gewonnenen Koordinaten erfolgen.

Eine weitere Möglichkeit zur Erweiterung des Messsystems bietet die Integration des in Kapitel 5.2 vorgestellten faseroptischen Messsystems, das aufgrund der sehr hohen Temperatur- und Dehnungsauflösung den Messbereich erweitern kann. Auch hier

²Eine aus Aluminium gefertigte Stützkonstruktion würde bei einer Länge von 1000mm und einem $\alpha_{T,Al} = 20 \times 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ bei einer Temperaturänderung von 20°C eine Längenänderung von 2mm erfahren und somit den Tiefenschärfebereich (siehe Kapitel 5.4.1) des Messsystems verlassen. Durch die Verwendung von Invar36 reduziert sich bei gleicher Temperaturänderung die Längenänderung um den Faktor 10. Ferner weist Invar36 lediglich eine Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{th,Invar36} = 13 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$ auf, die somit um einen Faktor 5 bis 10 unter der typischer Aluminiumlegierungen liegt.

können der Messbereich des Stereokorrelationssystems beziehungsweise die Rasterpunkte der Photogrammetrie dazu verwendet werden, die Positionszuordnung der Messwerte zu verbessern.

7.2 Ablauf einer thermoelastischen Deformationsmessung an Proben und kleinen Bauteilen

Nachfolgend wird das Vorgehen zur Bestimmung der thermoelastischen Eigenschaften eines Prüfkörpers mit allen in Kapitel 7.1 aufgeführten Messinstrumenten beschrieben. Der Vorbereitungsaufwand reduziert sich entsprechend der nicht verwendeten Messsysteme.

Zunächst sind die faseroptische Sensorik und gegebenenfalls erforderliche Thermo-elemente auf der Bauteiloberfläche zu applizieren. Bei der Applikation der faseroptischen Sensoren ist auf die Konformität des Faserverlaufs mit dem später anzubringendem Targetmuster zu achten, da eine Lokalisierung der Messpunkte nur dann erfolgen kann, wenn die Endpunkte der jeweiligen Messlinie mit jeweils einem Target markiert werden können. Nach der Sensorapplikation werden die Targets für die photogrammetrische Messung appliziert und mit einer Maskierfolie abgedeckt, die als Schutz der reflektierenden Targetoberfläche dient, während das Muster für die Stereokorrelationsmessung aufgetragen wird.

Nach der Integration des Prüfkörpers in den Messaufbau und dem Justieren der Halogenstrahler sowie der Thermographiekamera, die zur Minimierung perspektivischer Verzerrungen des Messbildes möglichst senkrecht auf den Prüfkörper ausgerichtet werden muss, wird der Referenzdatensatz bestehend aus der photogrammetrischen Messung und dem Temperaturfeld erzeugt. Somit stehen mit den Targetkoordinaten die jeweiligen Eckpunkte der Stereokorrelationsmessfelder und die zugehörigen Starttemperaturen zur Verfügung. Zusätzlich wird mit dem faseroptischen Messsystem eine „Baseline-Messung“ durchgeführt, die den Ist-Zustand des Prüfkörpers und der applizierten Sensorik darstellt und für die weiteren Messungen als Referenz dient.

Die Stereokorrelationsmessung kann über zusätzlich vorhandene Analogeingänge mit den Temperaturdaten der Thermo-elemente gekoppelt werden, so dass zu jeder aufgezeichneten Stufe die von den Thermo-elementen erfasste Temperatur vorliegt. Die Abtaststrategie des Messsystems und die Zahl der zu erfassenden Stufen wird an die Messaufgabe angepasst, um den gesamten Aufheizvorgang des Prüfkörpers aufnehmen zu können. Nach dem Start der Stereokorrelationsmessung und der Aktivierung der Halogenstrahler wird der Aufheizvorgang bis zum Erreichen einer konstanten Temperatur-

7.2. ABLAUF EINER THERMOELASTISCHEN DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN 121

verteilung³ auf dem Prüfkörper aufgezeichnet. Bei Erreichen einer konstanten Temperaturverteilung erfolgt eine weitere Photogrammetriemessung sowie eine erneute Bestimmung des Temperaturfelds über die Thermographiekamera, sofern diese nicht kontinuierlich das Temperaturfeld erfasst hat.

Nach Abschluss der Messung werden die Photogrammetriedatensätze bei Raumtemperatur und für den Temperaturlastfall ausgewertet und vereinheitlicht, so dass die Verschiebung der Targets zwischen den beiden Messungen berechnet werden kann. Die Thermographiescans werden ebenfalls für die beiden Lastfälle ausgewertet und gegebenenfalls einer Perspektivkorrektur unterzogen, sofern die Abstände der Targets in den Bildkoordinaten des Thermographiescans nicht die gleichen Verhältnisse aufweisen wie in den Photogrammetriedatensätzen. Nach der Perspektivkorrektur wird der jeweilige Scan auf den Bereich des Messfeldes (die Area of Interest AOI) zugeschnitten, um im nächsten Schritt die Korrelation der Targetkoordinaten mit den Temperaturdaten vorzunehmen.

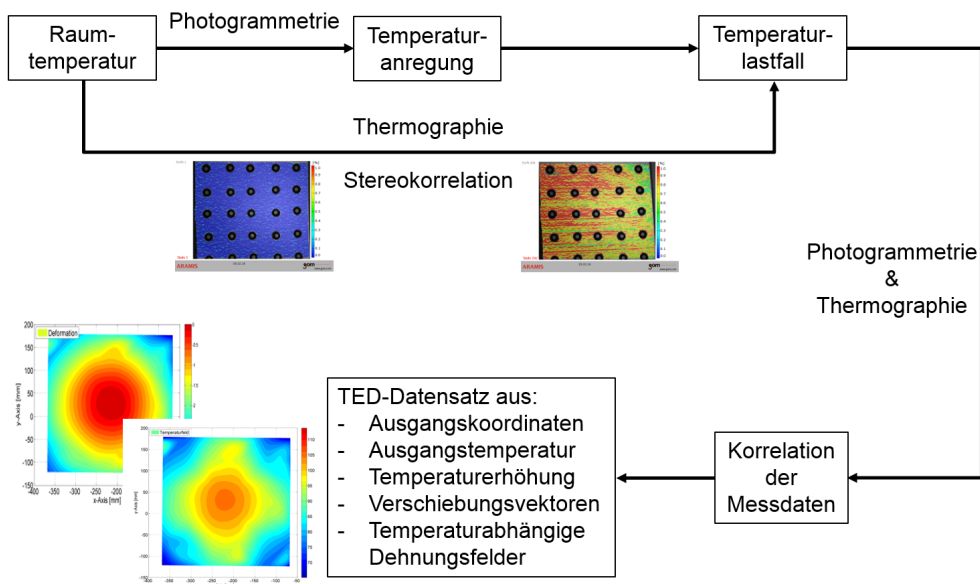


Abbildung 7.2: Ablauf eine TED-Messung mit dem Messsystem für kleine Bauteile und Proben unter Verwendung des Thermographie- und Stereokorrelationssystems.

Hierfür werden die Thermographiescans in Grauwertevertelungen umgewandelt und auf Basis der Minimal- und Maximaltemperatur in Heatmaps konvertiert. Mithilfe einer Matlab-Routine können aus den Abstandsverhältnissen der Punktkoordinaten und den Heatmaps die Temperaturen im Bereich der Targets berechnet werden. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Temperatureauswertung nicht direkt auf dem jeweiligen Target erfolgen kann, da die hier angezeigten Temperaturwerte aufgrund der reflektierenden Oberfläche und des Farbunterschieds verfälscht sind. Für die Auswertung

³Eine homogene Temperaturverteilung ist mit dem vorgestellten Aufbau aufgrund der thermischen Verluste und der Lichtintensitätsverteilung der verwendeten Strahler nicht möglich.

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 122 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

wird daher die Targetkoordinate als Ursprung eines Kreises verwendet, auf dem die Temperaturen ausgewertet werden. Der Radius dieses Kreises wird unter Verwendung der Bilddaten⁴ so angepasst, dass der Kreis außerhalb des Targets liegt. Durch Kombination der Thermographiedaten mit den beiden Photogrammetriedatensätzen liegt für beide Temperaturlastfälle ein Datensatz mit Koordinaten und zugehörigen Temperaturen vor, aus dem die temperaturinduzierte Verformung des Prüfkörpers berechnet werden kann.

Die Auswertung der Datensätze des Stereokorrelationssystems erfolgt für jede der aufgezeichneten Stufen und beinhaltet jeweils die Verformung und die Dehnung des beobachteten Bereichs sowie die über die Analogkanäle aufgezeichneten Temperaturdaten. Über die in den Bilddaten enthaltenen Targets des Targetgitters erfolgt die Zuordnung der einzelnen Messfelder auf die Gesamtstruktur. Zudem können über die Targetkoordinaten die exakten Positionen der jeweils in der Auswertung der Stereokorrelationsmessung berechneten Dehnungs- und Verschiebungsfelder berechnet werden. Analog verhält es sich auch mit den über die Sektionen der faseroptischen Sensorik berechneten Temperaturen und Dehnungen.

7.3 Vorstellung ausgewählter Problemstellungen und Diskussion der Messergebnisse

Im folgenden Abschnitt werden beispielhaft einige Messaufgaben und die dabei zu beachtenden Anforderungen an das Messsystem aufgeführt. Als Beispiele dienen die Messungen an einer Aluminiumplatte sowie an einer CFK-Platte. Für beide Messaufgaben wird jeweils der volle Umfang der zur Verfügung stehenden Messsysteme genutzt, wobei die Messungen an der Aluminiumplatte in erster Linie der Verifikation des faseroptischen Messsystems dienen. Bei den an der CFK-Platte durchgeführten Messungen steht hingegen die Integrierbarkeit der faseroptischen Sensoren in den Laminataufbau im Vordergrund. Zusätzlich werden jedoch auch Vergleichsmessungen mit oberflächlich applizierten Sensoren durchgeführt und die Messergebnisse mit den Daten aus der Stereokorrelationsmessung verglichen.

7.3.1 Verifikationsmessungen für das faseroptische Messsystem an einer Aluminiumplatte

Als erstes Beispiel dient eine TED-Messung an einer mit faseroptischen Sensoren bestückten Aluminiumplatte. Diese Messung stellt im Erprobungsprogramm der in Kapitel 5.2 vorgestellten, auf Rayleigh-Rückstreuung basierenden Sensoren einen wichtigen Schritt dar. Die vorher durchgeführten Tests zum Verhalten bei mechanischer und

⁴Pixelzahl und Abmessungen des betrachteten Messfeldes.

thermischer Last wurden jeweils getrennt voneinander und unter Einhaltung der normativen Anforderungen⁵ an die Testaufbauten durchgeführt. Somit stellt der TED-Test mit dem Prüfstand für kleine Bauteile einen ersten realitätsnahen Einsatz des Systems dar, bei dem aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen bzw. Temperaturverteilungen mehrachsige Spannungs- bzw. Dehnungszustände vorliegen.

Die Halogenstrahler werden einzeln auf das Zentrum der Platte ausgerichtet, um eine möglichst gleichmäßige Ausleuchtung der Unterseite der Aluminiumplatte zu erzielen. Die Platte wird für die Versuche nicht zusätzlich behandelt, um die thermooptischen Eigenschaften der Oberfläche zu verbessern. Für die Versuche zur Verifikation der faseroptischen Sensorik wird die Platte mit unterschiedlichen Leistungen der Heizstrahler angeregt, um verschiedene Temperatur- und Dehnungsfelder zu erzeugen. Für jedes Anregungsniveau wird jeweils der gesamte Aufheizvorgang bis zum Erreichen einer konstanten Temperaturverteilung aufgezeichnet.

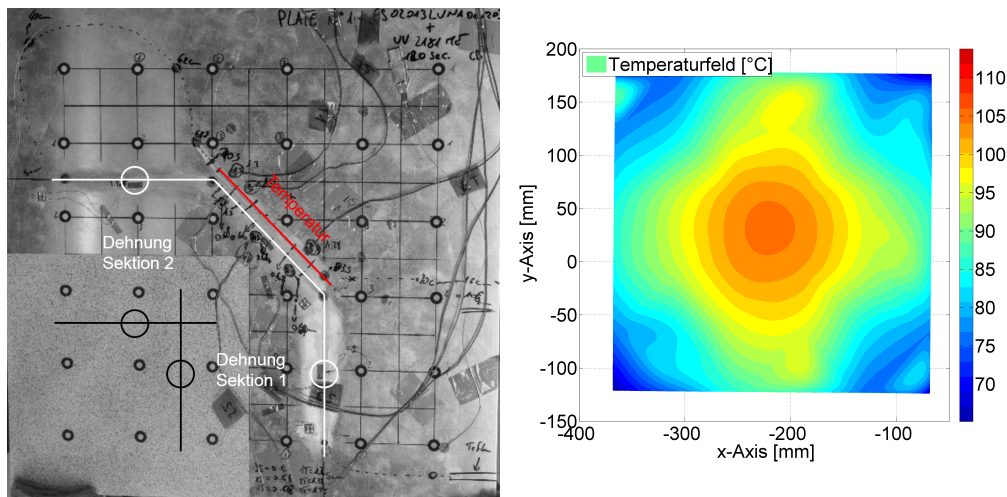


Abbildung 7.3: Links: Aluminium-Prüfplatte mit applizierten faseroptischen Sensoren zur Dehnungs- und Temperaturmessung sowie Thermoelementen, Targets für die photogrammetrische Messung und Speckle-Muster für die Stereokorrelationsmessung. Rechts: Temperaturverteilung auf der Oberseite der Aluminiumplatte bei maximaler thermischer Anregung.

Die Resultate der Temperatur- und Dehnungsmessung mit dem faseroptischen Messsystem und dem Stereokorrelationssystem sind in den nachfolgenden Abbildungen für die thermische Anregung mit voller Leistung der Heizstrahler zusammengefasst. Zunächst wird die Temperaturmessung mithilfe der faseroptischen Sensorik mit den Temperaturdaten konventioneller Thermoelemente des Typs T2 verglichen. Für die faseroptische Temperaturmessung werden hierfür zwei verschiedene Varianten zum Vergleich herangezogen. Zum einen die reine Faser, die spannungsfrei und ohne zusätzliche Verklebung auf der Oberfläche angebracht wird, zum anderen eine Messstelle, bei

⁵Einachsige, zentrisch angreifende Last beim Zugversuch und gleichmäßige Wärmeverteilung beim Aufheizen der Probekörper.

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 124 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

der die Faser von einer auf den Prüfkörper aufgeklebten Teflonhülle eingefasst ist. Die Teflonummantelung erlaubt eine freie Ausdehnung der Faser bei Temperaturänderung und entkoppelt den Sensor somit von thermoelastischen Effekten des Substrates.

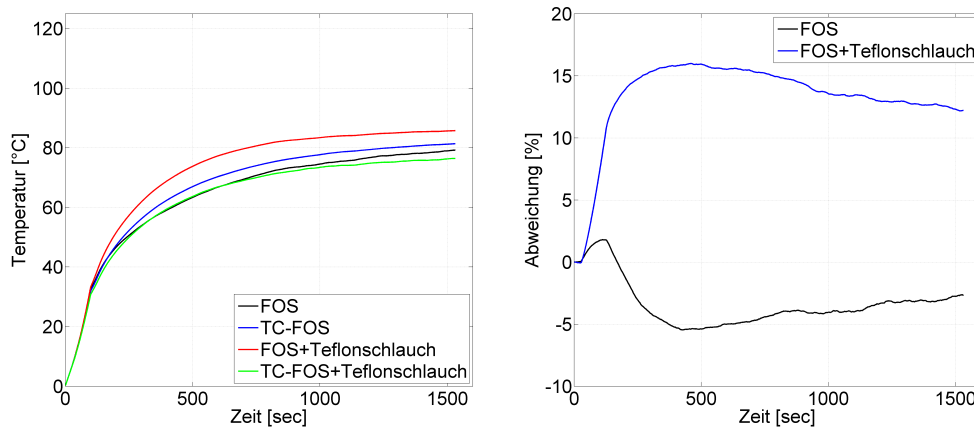


Abbildung 7.4: Links: Vergleich der Temperaturmesswerte der Referenz-Thermoelemente (TC) mit den Temperaturwerten der faseroptischen Sensorik mit und ohne Teflonummantelung. Rechts: Vergleich der Temperaturabweichungen der faseroptischen Sensorik von den mit den Referenzthermoelementen ermittelten Werten.

Die Vergleichswerte für die Faseroptik und den jeweils in direkter Nachbarschaft angebrachten Temperatursensor zeigen für die blanke Faser eine gute Übereinstimmung. Der maximal auftretende prozentuale Fehler beträgt 5% und reduziert sich mit zunehmender Temperaturstabilisierung auf circa 2,5%. Die Abweichung für den teflonummantelten und verklebten Sensor ist um den Faktor 3 höher. Hierbei spielen die thermooptischen und thermischen Eigenschaften der Ummantelung und der Verklebung eine große Rolle. Die zusätzlichen Schichten führen einerseits zu einer höheren Wärmekapazität, andererseits bildet die zwischen der Faser und dem Mantel vorhandene Trennschicht eine Isolationsschicht, die die Wärmeübertragung zur umgebenden Luft zusätzlich behindert. Wird die Ummantelung nicht zwingend für die Integration in ein Laminat oder zum Schutz der Faser benötigt, so lassen sich mit der reinen Faser exaktere Messwerte erzielen, ohne dass zusätzliche Korrekturfaktoren (Kapitel 5.2) für die Teflonummantelung eingeführt werden müssen.

Die Dehnungsmessung erfolgt zusätzlich zu den beiden faseroptischen Messstellen unter Einsatz des Stereokorrelationssystems innerhalb des mit dem optischen Muster versehenen Bereichs (siehe Abbildung 7.3). Aufgrund des hohen CTEs der Aluminiumplatte kann der gesamte bemusterte Bereich mit dem System abgedeckt werden, so dass die zusätzlich verwendeten Photogrammetrietargets lediglich für den Abgleich der ermittelten Verformungen sowie zur Auswertung des Thermographiescans verwendet werden. Die Dehnung wird mit dem Stereokorrelationssystem entlang zweier symmetrisch zu den faseroptischen Messstellen angeordneter Linien (siehe Abbildung 7.3) ausgewertet.

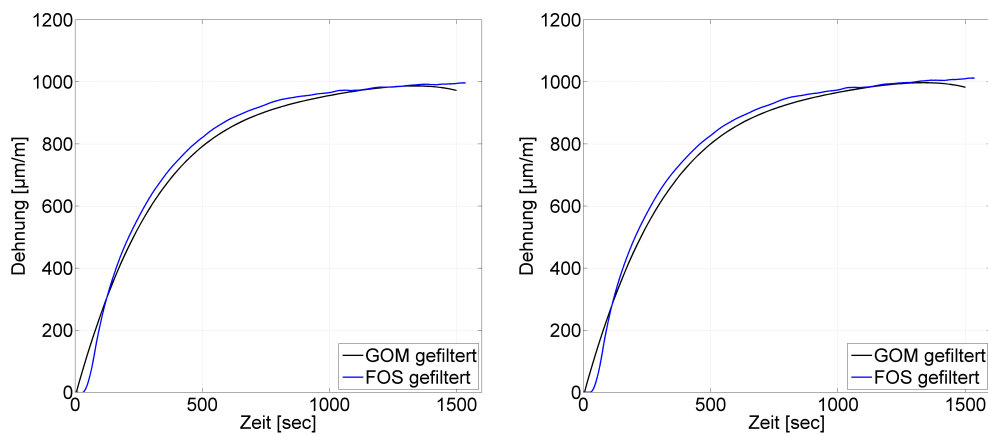


Abbildung 7.5: Dehnungsmessung in Sektion 1 (links) und Sektion 2 (rechts) des Messfeldes auf der Aluplatte mit faseroptischem Sensor und Stereokorrelationssystem.

Der Vergleich der mit dem Stereokorrelationssystem und den faseroptischen Sensoren entlang der beiden Linien (Sektion 1 und 2) ermittelten Dehnungen in Abbildung 7.5 zeigt eine gute Übereinstimmung der beiden Systeme. Die zu Beginn sichtbare Abweichung der faseroptischen Sensorik ist auf die nicht konstanten Zeitintervalle zwischen Auslösen der Messung und dem Beginn der Aufzeichnung zurückzuführen. Zusätzlich ist auch hier die bereits in Kapitel 5.2 beschriebene Trägheit im Ansprechverhalten des Sensors zu erkennen, die ebenfalls zu der in den ersten 100 Sekunden zu beobachtenden Abweichung und somit zu geringeren Dehnungswerten beiträgt. Im weiteren Verlauf zeigen beide Sensoren annähernd gleiche Werte, wobei die maximal detektierten Abweichungen von $\pm 6\%$ innerhalb der Messgenauigkeit der Systeme liegen.

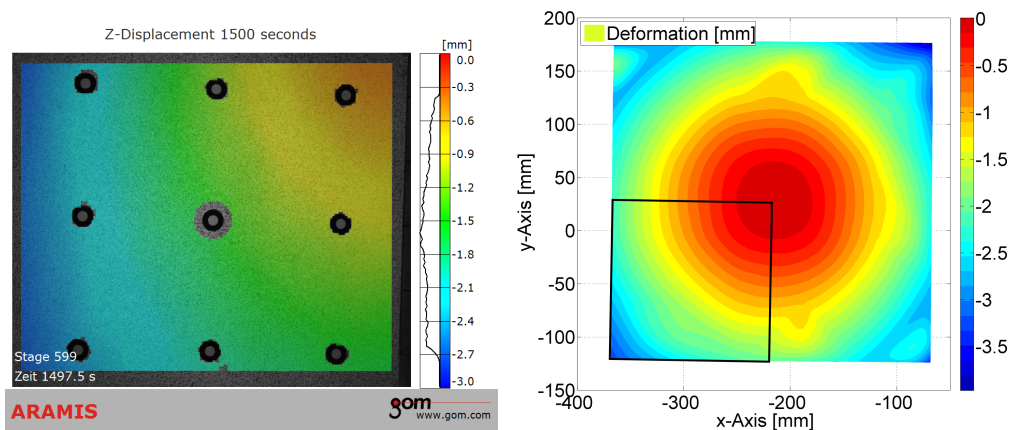


Abbildung 7.6: z-Verformung des mit dem Stereokorrelationssystem beobachteten Quadranten (links) und der gesamten Aluplatte aus der Photogrammetriemessung (rechts) infolge der in Abbildung 7.6 dargestellten Temperaturverteilung.

Die Abbildung 7.6 dient dem Vergleich der Ergebnisse des Stereokorrelationssystems mit den Photogrammetrienergebnissen. Hierfür wird für beide Messsysteme die tempe-

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 126 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

raturbedingte Verformung der Aluminiumplatte bzw. des Segments in z-Richtung herangezogen. Die kreisförmigen Aussparungen im Bereich der Retrotargets des Stereokorrelationsplots entstehen durch die Maskierung der Targets, deren schwarzer Rand und gleichmäßig helle Oberfläche vom Stereokorrelationssystem nicht erfasst werden⁶. Wird lediglich der Bereich ohne Targets für den Vergleich herangezogen, so liefern beide Messsysteme übereinstimmende Deformationsdaten, mit einer maximalen z-Verformung von $3,0\text{mm}$ innerhalb des von beiden Systemen ausgewerteten Bereichs, so dass bei ausreichend großen thermoelastischen Deformationen und vollständiger Abdeckung des Messbereichs durch das Stereokorrelationssystem auf eine zusätzliche Photogrammetriemessung verzichtet werden kann.

7.3.2 Untersuchung des thermoelastischen Verhaltens einer CFK-Platte mit integriertem faseroptischen Sensor

Als zweites Beispiel wird die TED-Messung an einer CFK-Platte aus acht UD-Prepreg-Lagen des Typs KUBD 1409 mit einem quasiisotropen Aufbau $(90/\pm 45/0)_s$ betrachtet. Zur weiteren Erprobung des faseroptischen Messsystems wird ein Teil der Faser in die beiden in der Mitte liegenden 0° -Lagen integriert. Hierfür werden die Lagen entsprechend des geplanten Faserverlaufs getrennt und die Faser zwischen die getrennten Lagen eingebettet (siehe Abbildung 7.7), um durch den Fremdkörper verursachte On-dulationen möglichst gering zu halten.

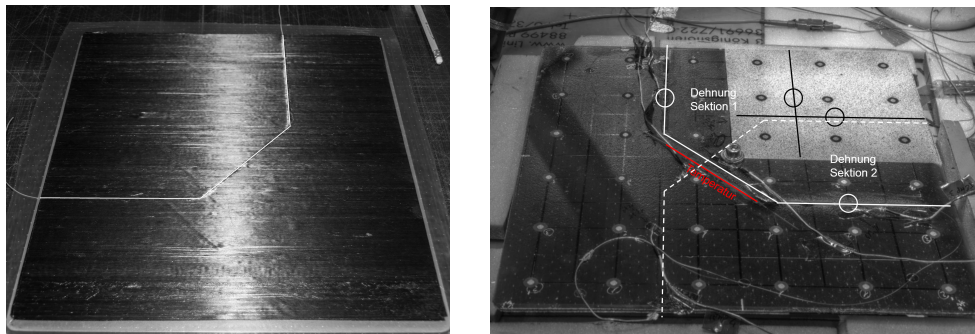


Abbildung 7.7: Links: Integration des faseroptischen Sensors in die mittleren beiden UD-Lagen. Rechts: Instrumentierte CFK-Platte mit faseroptischem Sensor zur Dehnungs- und Temperaturmessung auf der Oberfläche sowie Thermoelementen und Targets für die Photogrammetrie und das Stereokorrelationsmesssystem.

Nach dem Aushärten der Platte im Autoklav bei 130°C und 8bar Druck werden analog zum Vorgehen bei der in Kapitel 7.3.1 betrachteten Aluminiumplatte drei weitere Sektionen der Platte mit dem Reststück des faseroptischen Sensors bestückt, um die Dehnung auf der Oberfläche (Sektion 1 und 2) sowie die Temperatur der Platte zu

⁶Durch die auf der Unterseite der Targets befindliche, in diesem Fall erhitzte Klebschicht ist die Dehnungsauswertung auf den Targets auch nicht sinnvoll, da hierfür zunächst eine Untersuchung des Ausdehnungsverhaltens der Targets durchzuführen wäre.

bestimmen. Ebenso wird wieder ein Quadrant der Platte mit dem optischen Muster für die Stereokorrelationsmessung sowie die gesamte Platte mit photogrammetrischen Targets und Thermoelementen in der Nähe der faseroptischen Temperaturmessstellen versehen (Abbildung 7.7).

Abbildung 7.8 zeigt die mit den faseroptischen Sensoren und den als Referenz dienenden Thermoelementen (Typ T2) bestimmte Temperaturverteilung bei einer thermischen Anregung der CFK-Platte mit lediglich 8 Prozent der verfügbaren Leistung. Die im Vergleich zur Aluminiumplatte ähnlichen Maximaltemperaturen im Zentrum der Platte bei niedriger Ausgangsleistung der Heizstrahler sind auf die deutlich besseren thermooptischen Eigenschaften der CFK-Platte bei gleichzeitiger Reduktion der anzuregenden Masse zurückzuführen. Die mit den faseroptischen Messstellen bestimmten Temperaturwerte zeigen ein zur Messung aus Kapitel 7.3.1 ähnliches Verhalten. Auch bei der CFK-Messung zeigt der teflonummantelte Sensor eine um den Faktor zwei höhere Messabweichung als die reine Sensorfaser. Die maximal detektierten Temperaturabweichungen des blanken Sensors liegen bei ca. 7,5% und reduzieren sich nach Erreichen einer konstanten Temperaturverteilung auf ca. 5%. Für den ummantelten Sensorabschnitt liegt die maximale Abweichung gegen Ende der Aufheizphase bei ca. 13,5% und reduziert sich nach Erreichen konstanter Temperaturen auf ca. 7,5%. Aufgrund der geringeren Masse und der verbesserten thermooptischen Eigenschaften wird die maximale Temperaturverteilung früher als bei der Aluminiumplatte erreicht. Nach Erreichen einer konstanten Temperaturverteilung zeigen auch die faseroptischen Messstellen ein stabiles Verhalten und konstante Messwerte.

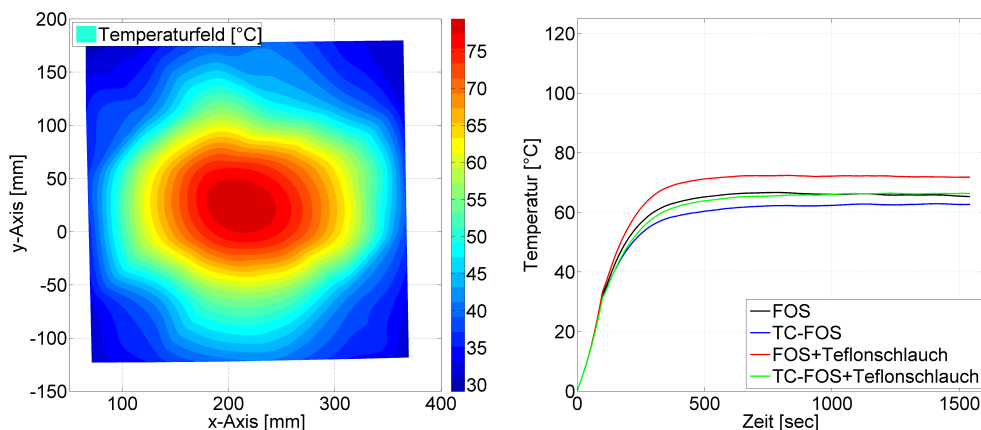


Abbildung 7.8: Links: Temperaturverteilung auf der CFK-Platte infolge der thermischen Anregung mit 8% Leistung. Rechts: Vergleich der Temperaturmesswerte der Referenz-Thermoelemente (TC) mit den Temperaturwerten der faseroptischen Sensorik mit und ohne Teflonummantelung.

Analog zum Vorgehen bei der Aluminiumplatte erfolgt die Dehnungsmessung entlang der beiden Sektoren 1 und 2 der auf der Oberfläche applizierten Faser, wobei die Daten der Stereokorrelationsmessung als Vergleichswert dienen. Zusätzlich werden die

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 128 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

Messwerte des integrierten Teils der Faser als Vergleich herangezogen. Der Verlauf der beiden faseroptischen Messstrecken und die Referenzlinien im Messbereich des Stereokorrelationssystems sind in Abbildung 7.7 gekennzeichnet. Der Vergleich der Messergebnisse des Stereokorrelationssystems mit denen des faseroptischen Sensors zeigt ein zu den Messungen aus Kapitel 7.3.1 ähnliches Verhalten. Auch hier liegt die während der Aufheizphase mit der Sensorfaser bestimmte Dehnung unterhalb der mit dem Stereokorrelationssystem bestimmten Dehnung. Im weiteren Verlauf ermittelt das faseroptische Messsystem höhere Dehnungswerte als das Vergleichssystem, wobei die maximal detektierte Abweichung bei ca. 13,6% für den Sektor 1 liegt, für den zweiten Sektor wird eine maximale Abweichung von 18% detektiert, die sich jedoch im weiteren Verlauf auf weniger als 6% reduziert. Die höhere Streuung der Messwerte der an der Oberfläche applizierten Faser ist auf lokale Störeffekte infolge der höheren Oberflächenrauigkeit und den Einfluss der Fasern der obersten UD-Lage zurückzuführen.

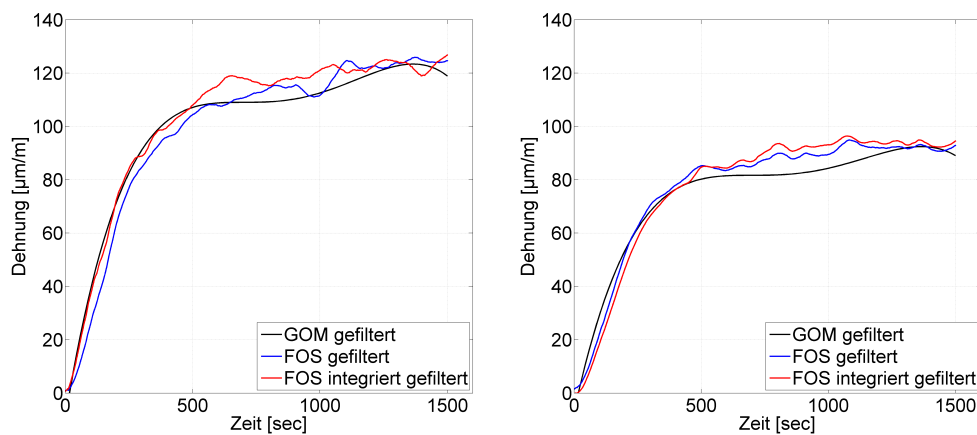


Abbildung 7.9: Dehnungsmessung in Sektion 1 (links) und Sektion 2 (rechts) des Messfeldes auf der CFK-Platte mit faseroptischem Sensor und Stereokorrelationssystem.

Die mit dem integrierten Teil der Faser aufgezeichneten Dehnungswerte zeigen bis auf Abweichungen im Bereich von 4% bis maximal 11%⁷ ähnliche Messwerte wie die auf der Oberfläche applizierte Faser, wobei die integrierte Faser im Bereich der Temperaturstabilisierung minimal höhere Messwerte liefert als die auf der Oberfläche applizierte Faser. Dieser Effekt ist auf den für die Applikation auf der Oberfläche verwendeten UV-aushärtenden Klebstoff zurückzuführen, dessen im Vergleich zum Matrixwerkstoff, der bei der Integration als Bindeglied zwischen Faser und Laminat dient, geringere Steifigkeit zu einer niedrigeren Strain Transfer Rate führt. Die Untersuchungen zur Auswirkung verschiedener Klebstoffe bzw. Geometrien der Klebstoffschicht (Kapitel 5.2) zeigen, dass je nach Dicke und Steifigkeit der Klebstoffschicht Schubverluste in der Klebstoffschicht zu einer Verringerung der gemessenen Dehnung führen können. Durch die Einbettung zwischen die mittleren UD-Lagen des Laminats wird

⁷Der Maximalwert tritt an zwei Stellen der Messung in Sektor 1 auf (bei $t = 650\text{sec}$ und bei $t = 1000\text{sec}$).

7.4. ZUSAMMENFASSUNG DER ERGEBNISSE UND EMPFEHLUNGEN 129

der faseroptische Sensor wie ein Roving der Kohlenstofffasern im Verbund von den benachbarten Rovings und einer dünnen Schicht des Matrixwerkstoffes⁸ umschlossen, so dass nur minimale Schubverluste entstehen.

Zusätzlich zur Dehnungsmessung mit dem faseroptischen Messsystem und dem Stereokorrelationssystem wird auch für die CFK-Platte die z-Verformung aus der Stereokorrelationsmessung mit den Daten einer Photogrammetriemessung verglichen. Eine Abweichung der beiden Datensätze ist für den betrachteten Plattenquadranten nicht zu erkennen. Der Stereokorrelationsplot liefert die exakt gleichen Werte für die z-Verformung mit Ausnahme der aufgrund der retroreflektiven Targets ausgesparten Bereiche, wobei die maximale Verformung mit beiden Messsystemen bei $0,2\text{mm}$ im Bereich der linken unteren Ecke des Messfelds liegt.

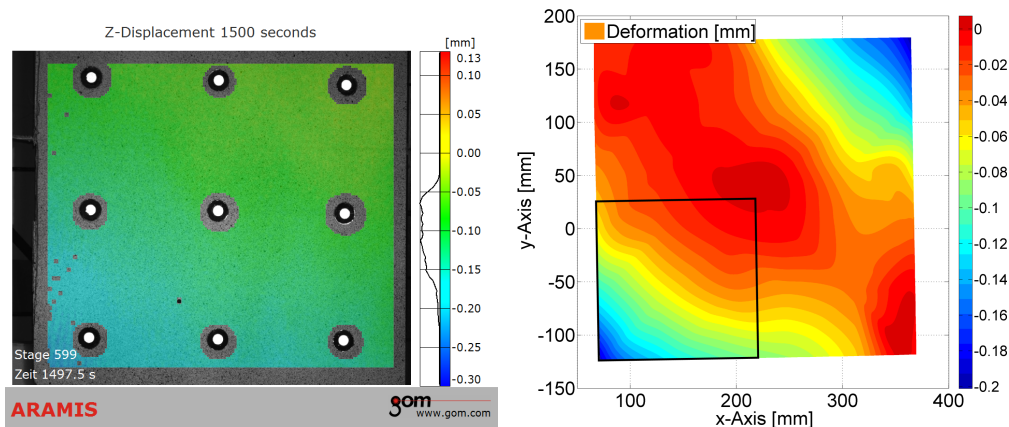


Abbildung 7.10: z-Verformung des mit dem Stereokorrelationssystem beobachteten Quadranten (links) und der gesamten CFK-Platte (rechts) infolge der in Abbildung 7.8 dargestellten Temperaturverteilung.

7.4 Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen

Die in diesem Kapitel vorgestellten Beispielmessungen an zwei Platten aus Aluminium und CFK zeigen, dass die Verwendung des Stereokorrelationssystems in Verbindung mit einer Thermographiemessung zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen an kleinen Bauteilen und Probekörpern eine gute Alternative zur Verwendung von punktuell messenden Sensoren, wie zum Beispiel DMS, und eine gute Ergänzung zu einem Photogrammetriesystem darstellt. Insbesondere bei sehr kleinen Prüfkörpern, die aufgrund der geringen Abmessungen nicht mit einer ausreichenden Zahl an Targets bestückt werden können, ermöglicht die Stereokorrelation eine flächige Bestim-

⁸Die Steifigkeit eines Werkstoffes steigt mit abnehmender Materialdicke an.

KAPITEL 7. HOCHPRÄZISE THERMOELASTISCHE 130 DEFORMATIONSMESSUNG AN PROBEN UND KLEINEN BAUTEILEN

mung der Deformation und der mit der Deformation einhergehenden Dehnungsfelder auf dem Prüfkörper. Durch die feste Positionierung der Kameras und die variablen Messvolumina können selbst kleinste Messfelder mit ausreichender Genauigkeit erfasst werden, ohne durch Verlassen des Tiefenschärfebereichs des Kamerasystems die Messgenauigkeit negativ zu beeinflussen, was bei Verwendung einer handgeführten Kamera und kleinen Abständen zum Prüfkörper nicht zu vermeiden wäre. Für Prüfkörper mit sehr geringen Wärmedehnungskoeffizienten besteht zudem die Möglichkeit, über zusätzlich applizierte Photogrammetrietargets ein Gitternetz aus Messfeldern aufzubauen, um die maximale Messauflösung des Systems auszunutzen und die Einzelmessungen im Anschluss zu einem Gesamtbild zu kombinieren und so exakt zu lokalisieren.

Die zeitgleich durchgeführten Messungen mit dem auf Rayleigh-Rückstreuung basierenden faseroptischen Messsystem können aufgrund ihrer hohen lokalen Messauflösung und der Zahl zur Verfügung stehender Sensorpositionen zur Erweiterung des bestehenden Messaufbaus verwendet werden. Einerseits ermöglicht die Verwendung dieses Messsystems eine hochpräzise Dehnungs- und Temperaturmessung entlang einer frei bestimmbar Linie, ohne hierfür verschiedene Sensoren und Zuleitungen zu verwenden, andererseits kann durch geschickte Applikation beziehungsweise Integration der Sensorfaser eine zeitgleiche Temperatur- und Dehnungsmessung mit nur einem Sensorstrang erfolgen.

Insbesondere hinsichtlich der Verwendung des faseroptischen Messsystems ist eine Weiterentwicklung des bestehenden Testaufbaus sinnvoll, da sich gerade auf Probenebene eine Vielzahl an Einsatzmöglichkeiten, zum Beispiel bei der Nachverfolgung der Auswirkungen thermisch-zyklischer Belastungen auf das Material, ergeben. Hierfür sind jedoch hinsichtlich der Applikationsmethodik der Sensorfasern weitere Untersuchungen erforderlich, um für jeden Prüfkörper die ideale Kombination aus Klebstoff und Geometrie der Klebstoffschicht zu ermitteln. Auch hinsichtlich des Sensorverhaltens und der Kombination aus Sensor und Klebstoffschicht unter dem Einfluss zyklischer Temperaturlasten sind weitere Untersuchungen erforderlich, da eventuell in der Sensorfaser auftretende Degradationen sowie die Auswirkung von Mikrorissen in der Klebstoffschicht auf die Messgenauigkeit des Systems noch nicht ausreichend untersucht sind.

8 Hochpräzise thermoelastische Verformungsmessung an großen Bauteilen und Gesamtsystemen

Das folgende Kapitel beschäftigt sich mit dem Prüfaufbau für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen an größeren Bauteilen und Komponenten sowie an Strukturen mit Flächenausdehnungen oberhalb von $600 \times 600 \text{mm}^2$. Zunächst werden der Testaufbau und die beteiligten Komponenten vorgestellt und der Testablauf diskutiert. Im Anschluss erfolgt eine Betrachtung ausgewählter Messungen und Problemstellungen sowie deren Auswertung und die Diskussion der Ergebnisse.

8.1 Aufbau des Messsystems für große Bauteile und Strukturen

Der Testaufbau für die Bestimmung thermoelastischer Deformationen auf Bauteil- und Demonstratorebene, im Speziellen für Prüfkörper mit Abmessungen größer als $600 \times 600 \text{mm}^2$, besteht neben dem Aicon DPA Pro Photogrammetriesystem aus einem Scheinwerfer-Array, einer Thermographiekamera und zusätzlichen Thermoelementen im Sichtfeld der Thermographiekamera. Die Anordnung für kleinere Bauteile und Komponenten wird in Kapitel 7 beschrieben. Abbildung 8.1 zeigt beispielhaft die aktive thermische Anregung eines Biax-CFRS-Antennenreflektors sowie ein Schema zum Aufbau und der Anordnung der beteiligten Messsysteme und Komponenten.

Die thermische Anregung des Prüfobjekts erfolgt über ein Scheinwerfer-Array aus bis zu 16 Halogenstrahlern mit einer Systemleistung von 16kW bzw. aus bis zu zwölf Infrarot-Heizstrahlern mit einer Systemleistung von $21,6 \text{kW}$. Die von den Scheinwerfern abgegebene Leistung wird über einen Signalgenerator und zwei Leistungsstufenmodule des Typs 3RF29 der Firma Siemens gesteuert. Über die vom Signalgenerator erzeugte Stellspannung kann die abgegebene Leistung in $0,1\%$ -Schritten reguliert werden. Wird anstatt eines Gleichspannungssignals ein Sinussignal angelegt, so kann auch eine modulierte Anregung erfolgen, die jedoch für den hier vorgestellten Versuch nicht relevant ist. Die einzelnen Scheinwerfer des Arrays sind in einer höhenverstellbaren und schwenkbaren Halterung angebracht und können individuell ausgerichtet werden.

Durch den modularen Aufbau ist der Betrieb einer beliebigen Anzahl von Scheinwerfern möglich, so dass für die jeweilige Untersuchung die bestmögliche Ausleuchtung und Temperaturerhöhung sichergestellt werden kann.

Bezeichnung	Lichtquelle	Leistung [kW]	Typ
Bühnenscheinwerfer	Halogen Glaskolbenlampe	1	PAR 64
Infrarot-Heizstrahler	Infrarot Goldröhre	1,8	CasaTherm S1800 Gold

Tabelle 8.1: Übersicht über die verwendeten Scheinwerfertypen und deren Leistung. Die Anschaffungskosten für einen der beiden Typen liegen jeweils unter 200 Euro.

Das von den Scheinwerfern erzeugte Temperaturfeld auf dem Prüfkörper wird mithilfe einer Thermographiekamera erfasst. Um Messabweichungen durch nicht hinreichend bekannte Emissivitäten der Prüfkörperoberfläche zu vermeiden, wird die Infrarotkamera mithilfe im Sichtfeld der Kamera auf dem Prüfobjekt angebrachter Thermoelemente des Typs T2¹ kalibriert. Die Kalibration der Thermoelemente erfolgt vor dem Test durch Eintauchen der Sensoren in flüssigen Stickstoff, dessen Temperatur beim Übergang von der flüssigen in die gasförmige Phase $-196^{\circ}C$ beträgt.

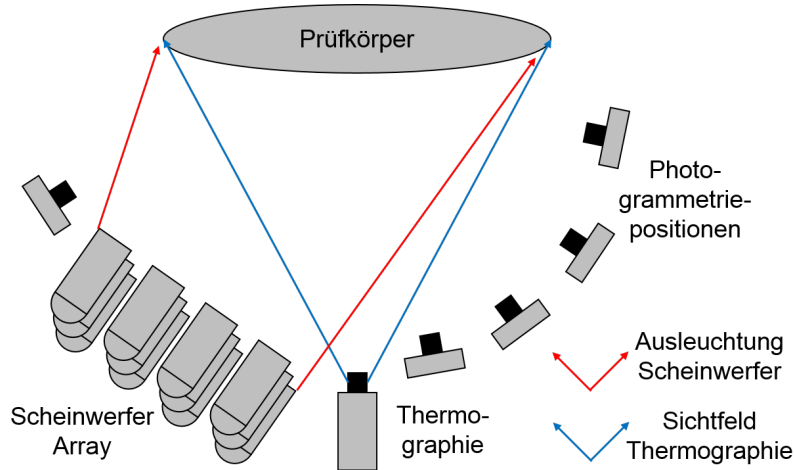


Abbildung 8.1: Schema des Testsetups für die TED-Messung auf Bauteil- und Demonstratorebene mit Halogen-Array, Thermographie und Photogrammetriepositionen.

Um eine Beeinträchtigung des Infrarotsensors der Thermographiekamera durch das Scheinwerfer-Array weitestgehend unterbinden zu können, werden Scheinwerfer und Kamera mit einem Winkerversatz positioniert. Insbesondere spiegelnde Oberflächen können dazu führen, dass vom Infrarotsensor nicht die Temperatur der Oberfläche, sondern die der Lampen im Scheinwerfer-Array detektiert wird. Des Weiteren ist es

¹Deren Einsatztemperatur liegt zwischen $-250^{\circ}C$ und $+400^{\circ}C$ bei einer Grenzabweichung von $1^{\circ}C$ im Temperaturbereich von $-40^{\circ}C$ bis $+350^{\circ}C$ [3].

sinnvoll, die Sichtlinie der Thermographiekamera möglichst lotrecht zur betrachteten Prüfkörperfläche auszurichten, da ein Winkelversatz zu einer Verzerrung des Blickfelds führt. Hierdurch nimmt die Fläche, die von einem Sensorpixel abgedeckt wird, mit zunehmendem Abstand von der Kamera zu, was wiederum zu einer Verringerung der lokalen Temporaufauflösung führt.

Durch die schräge Ausrichtung des Scheinwerfer-Arrays ergeben sich auch Vorteile bei der photogrammetrischen Messung. Da lediglich der Bereich direkt vor dem Array nicht für die Bildaufnahme zur Verfügung steht, bleibt ein großer Bereich direkt vor dem Prüfobjekt zugänglich, so dass auch aus kurzer Distanz Aufnahmen der Oberfläche möglich sind. Eine Abdunklung der Scheinwerfer während der Bildaufnahme und die damit einhergehende Abkühlung der Prüfkörperoberfläche würden die Verformungsmessung beeinträchtigen, da nicht länger von einem konstanten Temperaturfeld auszugehen wäre.

Alternativ zum beschriebenen Aufbau ist auch eine Bestrahlung des Prüfkörpers von der Rückseite denkbar. Die Scheinwerfer dürfen dafür weder für die auf der anderen Seite befindliche Photogrammetriekamera noch für die Thermographiekamera sichtbar sein, da einfallendes Licht hoher Intensität bei beiden Messsystemen zu Messabweichungen und Fehlfunktionen führen kann.

8.2 Ablauf und Auswertung einer Messung

Für die thermoelastische Deformationsmessung wird der Prüfkörper mit den Targets für die Photogrammetrie bestückt und das Messfeld bestehend aus zusätzlichen codierten Targets, Maßstäben und dem Koordinatenursprung aufgebaut, wobei darauf zu achten ist, dass die Maßstäbe so positioniert werden, dass sie Längeninformationen in alle Achsrichtungen des Messvolumens liefern. Die Thermographiekamera wird so positioniert, dass deren Blickrichtung möglichst senkrecht auf dem Messbereich steht und keine direkten Reflexionen der Scheinwerferlampen im Messbild auftreten. Sofern nicht auf eine kalibrierte Thermographiekamera zurückgegriffen werden kann, werden zusätzlich kalibrierte Thermolemente im Blickfeld der Kamera auf dem Prüfkörper angebracht, um die Messung des Infrarotsensors abzugleichen. Beim Einrichten des Scheinwerfer-Arrays ist außerdem darauf zu achten, dass die Maßstäbe und der Koordinatenursprung für die Photogrammetrie außerhalb des Wirkungsbereichs der Scheinwerfer angebracht sind, da diese nur in einem begrenzten Temperaturbereich ($\pm 40^\circ\text{C}$) eingesetzt werden können, ohne dass die Messung durch deren Längenänderung beeinflusst wird.

Zunächst wird zur Erzeugung einer Datenbasis der Zustand bei Raumtemperatur erfasst. Hierfür wird ein Thermographiescan und ein Photogrammetriedatensatz erzeugt. Bei kleineren Objekten kann eine einfache Temperaturmessung ausreichend sein, bei größeren Prüfkörpern, insbesondere wenn diese einen großen Bereich der Raumhöhe

einnehmen, ist die Thermographieaufnahme unverzichtbar, da sich aufgrund der Temperaturschichtung im Raum bereits eine Temperaturverteilung auf dem Objekt einstellen kann, die in Abhängigkeit des Wärmedehnungskoeffizienten und der Materialstärke bereits zu einer Grundverformung führen kann.

Im Anschluss wird das Scheinwerfer-Array zur Erzeugung des Temperaturfelds aktiviert, wobei eine kontinuierliche Überwachung des erzeugten Temperaturfelds durch die Thermographie erfolgt, so dass neben der Aufheizrate auch eventuell vorhandene Wärmebrücken identifiziert werden können. Nach Erreichen eines konstanten Temperaturfelds² erfolgt erneut eine Photogrammetriemessung, die den verformten Zustand infolge des aufgebrauchten Temperaturfelds aufzeichnet.

Nach der Aufzeichnung der Geometrie- und Temperaturdaten für den Raumtemperatur- und den Heißfall werden die beiden Photogrammetriedatensätze ausgewertet und die Targetnummerierung beider Datensätze vereinheitlicht. Somit können neben den beiden Geometrien auch die Verformungsvektoren für jeden Target zwischen der Raumtemperatur- und der Heißmessung berechnet werden.

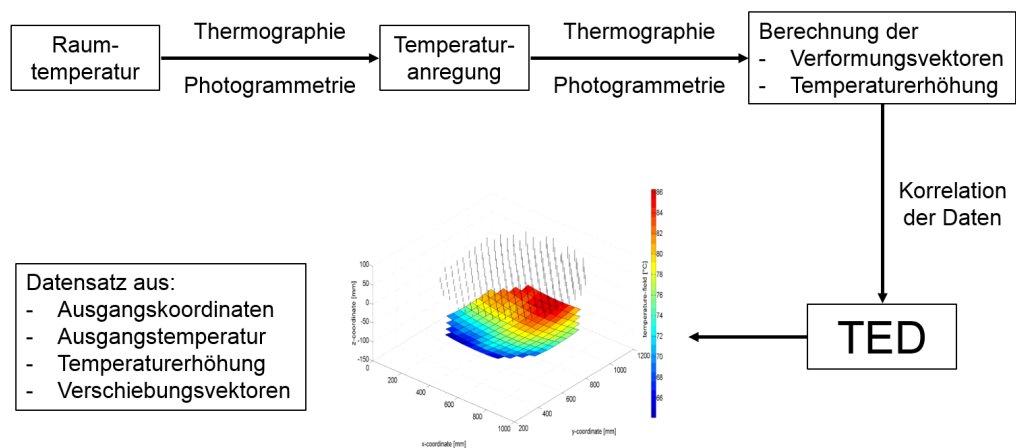


Abbildung 8.2: Ablauf einer TED-Messung mit dem System für große Bauteile und Körper unter Verwendung des Thermographie- und Photogrammetriesystems.

Die Thermographiescans bei Raumtemperatur und im Heißzustand werden, sofern perspektivische Fehler wie z.B. die Verzerrung eines kreisförmigen Körpers zu einer Ellipse auftreten, korrigiert. Die Korrektur kann anhand der in der Photogrammetriemessung und der Thermographiemessung sichtbaren Targets erfolgen, indem die Abstände zwischen den Targets ausgewertet werden. Anhand des Vergleichs der Abstandsverhältnisse zwischen Photogrammetrie und Thermographie können perspektivische Verzerrungen bestimmt und mithilfe von Bildoperationen mit einer Matlab-Routine korrigiert werden.

²Es wird lediglich ein über die Position und die Leistung der Scheinwerfer justierbares, zeitlich unveränderliches Temperaturfeld, nicht jedoch eine gleichmäßige Temperaturverteilung erzeugt.

Bei nicht vermeidbaren, großen perspektivischen Fehlern, die durch eine hohe Winkelabweichung der Sichtlinie der Thermographiekamera von der Lotrechten auf den Prüfkörper auftreten, kann es sinnvoll sein, die Thermographiekamera mit Targets zu versehen und in einer eigenen Messung in den Prüfraum einzumessen. Anhand der so gewonnenen Daten kann die Winkelabweichung der Kameraperspektive von der Lotrechten auf den Prüfkörper berechnet werden, mit der die erzeugten Aufnahmen mithilfe der bereits erwähnten Bildoperationen in Matlab einer Perspektivkorrektur unterzogen werden können. Nach der perspektivischen Korrektur wird das vorliegende Bild auf den Bereich zugeschnitten, der das Messfeld abdeckt. Diese Reduktion der Thermographiedaten auf die Area Of Interest (AOI) wird benötigt, um im weiteren Verlauf anhand der Photogrammetriekoordinaten die Temperatur im Bereich der Targets zu bestimmen. Nach dem Zuschchnitt werden die Bilder in eine Grauwertverteilung umgewandelt und unter Verwendung der minimal und maximal detektierten Temperaturwerte pixelweise in die für die weitere Auswertung benötigte Heatmap umgewandelt.

Nach der Erzeugung der beiden Heatmaps kann für die jeweilige Photogrammetriemessung den Targets unter Verwendung einer Matlab-Routine aus der Temperaturverteilung die zugehörige Temperatur zugewiesen werden. Analog zu dem in Kapitel 7.2 beschriebenen Vorgehen wird die Temperatur nicht direkt an den aus der Photogrammetrie bestimmten Koordinaten, sondern auf einem von der Targetgröße abhängigen Kreis ausgewertet, um Abweichungen durch die unterschiedliche Emissivität der Targetoberfläche zu vermeiden. Somit liegt für beide Zustände ein Datensatz bestehend aus den Punktnummern, den zugehörigen Koordinaten im Messraum und der im Bereich des Targets vorherrschenden Temperatur vor. Durch Korrelation beider Datensätze können die Temperaturerhöhung und die daraus resultierenden Verschiebungsvektoren berechnet werden und anhand der Temperaturwerte an den Targetkoordinaten die Temperaturverteilung und die resultierende Verformung berechnet und visualisiert werden. Durch Übertragung der Temperaturerhöhung und der zugehörigen Koordinaten kann ein Abgleich beziehungsweise die Anpassung eines bestehenden FE-Modells erfolgen.

8.3 Entwicklung von Targets für die Messung von CFRS-Membranen unter Thermal-Vakuumbedingungen

Für den industriellen Einsatz der Photogrammetrie werden heute hauptsächlich zwei Targetsysteme eingesetzt, die sich insbesondere aufgrund ihrer einfachen Anwendung für eine Vielzahl von Messaufgaben eignen. Dies sind:

Projektionstargets:

Unter Verwendung eines Beamers bzw. Projektors wird das benötigte Targetmuster auf die Oberfläche des Prüfkörpers projiziert, so dass die Messung ohne eine Beschädigung bzw. Beeinträchtigung der Oberfläche durch Klebstoffreste erfolgen kann. Der Trend geht hierbei mittlerweile zum Einsatz von Laserprojektoren [156], mit denen sich besonders lichtintensive Muster beliebiger Gestalt erzeugen lassen. Ein weiterer Vorteil dieser Methode liegt in der Vakuumtauglichkeit, da somit keine zusätzlichen Materialien in die Vakuumkammer eingebracht werden, die bei hohen Temperaturen ausgasen können. Auch besteht bei dieser Variante nicht die Gefahr einer Verformung des Targets bzw. der Oberfläche unter dem Target infolge von Temperaturlasten. Jedoch ist aufgrund der mit einem projizierten Muster nicht detektierbaren In-Plain-Verschiebung der Targets nur eine relative Verformungsmessung möglich. Des Weiteren sind nicht alle Oberflächen für das Projektionsverfahren geeignet, so dass diese Methode nicht für alle Anwendungen eingesetzt werden kann.

Klebetargets:

Dies ist der wohl am häufigsten verwendete Targettyp, der als kontrastbasierte Variante und als retroreflektive Variante verwendet wird. Die Kontrastvariante basiert rein auf dem Kontrastunterschied zwischen dem meist weißen Targetmittelpunkt und dessen schwarzer Umrandung. Die retroreflektive Variante verwendet statt des weißen Feldes ein Feld aus retroreflektiven Glasperlen mit einem Durchmesser von $80\mu\text{m}$, die das Licht zu seinem Ausgangspunkt reflektieren. Auf mit diesem Typ erzeugten Aufnahmen muss keinerlei Struktur erkennbar sein, wodurch das Handling erleichtert wird, da die Anforderungen an die Bildqualität durch die Erzeugung stark unterbelichteter Aufnahmen reduziert werden. Im Bereich der Thermal-Vakuumanwendungen werden diese Targets in Verbindung mit einer zusätzlichen Lage Kapton-Klebefolie zwischen Prüfkörper und Target verwendet. Die Kaptonlage dient dabei als Haftvermittler und stellt eine besonders gleichmäßige Applikationsoberfläche für die Targets zur Verfügung, die eine bessere Haftung der Targets außerhalb des spezifizierten Einsatzbereichs zwischen -40°C und $+80^\circ\text{C}$ garantiert.

Bei hinreichend steifen Substraten kann der Einfluss der zusätzlich aufgebrachten Kaptonlage vernachlässigt werden. Werden jedoch dünne Membranwerkstoffe mit geringer oder gar vernachlässigbarer Biegesteifigkeit, wie dies zum Beispiel bei CFRS-Membranen der Fall ist, auf diese Weise mit Targets versehen, so muss bei der anschließenden Geometrie- bzw. Verformungsmessung mit einer Verfälschung der Messergebnisse infolge des Steifigkeitszuwachses, des zusätzlichen Gewichts und des CTE-Mismatch zwischen dem Substrat und der Kapton-Target-Lage gerechnet werden.

Ausgehend von einem CTE von $20 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ von Kapton [4] besteht für das untersuchte Verhalten von Triax-CFRS mit einem CTE von $-0,4 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ oberhalb der Glasübergangstemperatur T_G und $3,8 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$ unterhalb von T_G ein signifikanter Unterschied, der zu starken lokalen Verformungen führt. Hinzu kommt der mit $0,17\%$ angegebene Schrumpf bei einer Temperatur von 150°C über 30 Minuten [4]. Bezogen

auf einen Targetdurchmesser von 20mm entspricht dies einer Änderung des Durchmessers von $34\mu\text{m}$, die z. B. bei Triax-CFRS aufgrund des negativen CTEs auch nicht behindert würde. Die Zwischenlage aus Kapton wird im Anwendungsfall jedoch einen deutlich größeren Durchmesser als der Target aufweisen, so dass der Effekt noch weiter verstärkt wird und bei einer Abkühlung auf Raumtemperatur mit deutlich sichtbaren lokalen Verformungen zu rechnen wäre.

Ein weiterer Nachteil der Verwendung von Klebetargets ergibt sich bei der Vermessung sehr großer Objekte, wie zum Beispiel Antennenreflektoren aus der Gruppe der Large Deployables (LDR). Diese weisen typischerweise Aperturdurchmesser von mehr als vier Metern auf und benötigen, sofern nicht ein fest installiertes, vorkalibriertes Mehrkamera-Photogrammetriesystem verwendet wird, über das gesamte Messvolumen zusätzlich codierte Targets, die für die Zuordnung und räumliche Orientierung der Einzelaufnahmen verwendet werden. Dies bedeutet, dass eine nicht unerhebliche Menge codierter Targets auch auf der Reflektoroberfläche appliziert werden muss, deren aufgrund der Codierung etwa doppelter Durchmesser sich in Form von zusätzlichen, lokalen Verformungen besonders negativ auf die temperaturinduzierte Verformung der Oberfläche auswirkt.

8.3.1 Einsatz des CFRS-Matrixwerkstoffes Elastosil S 690 als Targetwerkstoff

Für die photogrammetrischen Messungen an einem LDR Antennenreflektor mit einer Triax-CFRS Oberfläche, die im Large Solar Simulator (LSS) der ESA bei Temperaturen zwischen -180°C und $+120^\circ\text{C}$ im Hochvakuum durchgeführt werden soll, ist weder die Verwendung der Klebetargets noch die Projektionsmethode sinnvoll. Die Klebetargets in Verbindung mit der Kapton-Zwischenlage können aufgrund der Gewichtszunahme, der lokal erhöhten Steifigkeit durch die beiden Zusatzlagen und dem sich daraus ergebenden CTE-Mismatch nicht verwendet werden, da die lokalen Deformationen zu groß wären. Der Einsatz eines Projektionssystems wird durch die Reflektivität der CFRS-Oberfläche in Verbindung mit deren Porosität unterbunden, da eine Projektion detektierbarer Targetkanten nicht möglich ist. Um die Messung zu ermöglichen, wird daher ein alternativer Targettyp entwickelt, der eine ausreichend hohe Messgenauigkeit ermöglicht, ohne die Membrangeometrie zu stark zu beeinflussen.

Unter Berücksichtigung der Materialeigenschaften des CFRS kommt als Targetmaterial in erster Linie das für die Silikonmatrix verwendete Elastosil S 690 der Firma Wacker Silicones in Frage, da sich somit Target und Substrat lediglich hinsichtlich der Füllstoffe unterscheiden und insbesondere hinsichtlich des Materialverhaltens unter- und oberhalb von T_G ähnliche Eigenschaften zu erwarten sind. Die Zugabe von Füllstoffen ist zur Einfärbung der Targets unabdingbar, da das Ausgangsmaterial transparent ist. Ferner lassen sich durch die Zugabe von Füllstoffen die Materialkennwerte

des Targetmaterials beeinflussen, wobei insbesondere die Angleichung des CTEs besonderen Stellenwert hat, um den Mismatch zwischen Target- und CFRS-CTE so gering wie möglich zu halten. Die Anforderungen an das Targetmaterial lauten demnach wie folgt:

- möglichst niedriger CTE
- geringe Steifigkeit und Biegesteifigkeit
- einstellbare Viskosität vor der Aushärtung für die Verarbeitung
- gute Reflektivität und hoher Kontrast
- diffuse Oberfläche
- minimale Dicke
- ausreichende Rundheit, Ebenheit und definierte Kanten

Zur Untersuchung des Einflusses verschiedener Füllstoffe auf den CTE und dessen Verlauf vor und nach Überschreiten der Glasübergangstemperatur werden Probekörper für die CTE-Messung im Dilatometer hergestellt. Die Proben werden in einer Gußform ausgehärtet, so dass nach dem Härteprozess quaderförmige Prüfkörper mit planparallelen Stirnflächen vorliegen, die ohne weitere Bearbeitungsschritte im Dilatometer vermessen werden können. Die hergestellten Varianten umfassen neben den Vergleichsproben aus reinem Elastosil S 690 Proben mit Rußpartikeln, Glashohlkugeln, Titanoxid und Silberpartikeln. Ziel ist neben der Erzeugung von schwarzem und weißem Silikon für die späteren Targets auch die Untersuchung der Auswirkung verschiedener Partikeltypen und Partikeldurchmesser auf die Viskosität des Materials vor der Aushärtung und auf den CTE der fertigen Proben. Eine Auflistung der erzeugten Prüfkörper, der Partikeldaten und Mischungsverhältnissen findet sich in Tabelle 8.2.

Eine erste Abschätzung des zu erwartenden CTEs des partikelgefüllten Materials kann nach der Mischungsregel aus den Volumenanteilen und den zugehörigen Wärmedehnungskoeffizienten der Matrix und des Füllstoffes erfolgen:

$$\alpha_T = V_f \cdot \alpha_f + V_m \cdot \alpha_m \quad (8.1)$$

Quesenberry et al. [146] haben in ihrer Arbeit gezeigt, dass eine Abschätzung gemäß Gleichung 8.1 in den meisten Fällen relativ genaue Werte liefert. Die in der Theorie genauere Abschätzung nach Schapery [160], die basierend auf thermoelastischen Energieprinzipien und Energiefunktionen ein exaktes Verhältnis zwischen dem Kompressionsmodul K und dem Wärmedehnungskoeffizienten des Verbundes herstellt, zeigt jedoch bei den hier verwendeten Glashohlkugeln deutliche Abweichungen und kann daher nur für Vollmaterial-Füllstoffe verwendet werden. Nach Schapery werden eine

Bezeichnung	Partikelzusatz	Partikel- durchmesser [μm]	Partikel- dichte [$\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$]	Partikel- CTE [$10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$]	Partikel- anteil [Vol(%)]	Partikel- anteil [m(%)]
Elastosil S690	-	-	1,06	-	-	-
S690 + TiO2	Titanoxid (TiO2)	0,2 - 0,3	4,23	8,4 - 11,8	1,75	7,5
S690 + Glas	Glassbubbles (3M)	65	0,21	5,5	27,46	7,5
S690 + Glas + TiO2	Titanoxid + 3M Glassbub- bles	0,2 - 0,3	4,23	8,4 - 11,8	1,27	7,5
		65	0,21	3,3	27,11	7,5
S690 + Ruß	Ruß (Cabot Vulcan XC72R)	50	2,26	3	3,6	8,0
S690 + Ag	Silber (Ag)	28	4,5	18,9	1,96	8,5

Tabelle 8.2: Übersicht erprobter Partikelzusätze für die Targetherstellung.

Obergrenze α_c^o und eine Untergrenze α_c^u für den CTE berechnet, wenn der Druckmodul nicht bestimmbar ist und somit auch hierfür Ober- und Untergrenzen (K_c^o und K_c^u) berechnet werden müssen:

$$\alpha_c^o = \alpha_M + \frac{K_F}{K_c^u} \cdot \frac{(K_M - K_c^u) \cdot (\alpha_F - \alpha_M)}{(K_M - K_F)} \quad (8.2)$$

$$\alpha_c^u = \alpha_M + \frac{K_F}{K_c^o} \cdot \frac{(K_M - K_c^o) \cdot (\alpha_F - \alpha_M)}{(K_M - K_F)} \quad (8.3)$$

wobei für K_c^o und K_c^u gilt:

$$K_c^o = K_F + \frac{V_M}{\frac{1}{K_M - K_F} + \frac{3V_F}{3K_F + 4G_F}} \quad (8.4)$$

$$K_c^u = K_M + \frac{V_F}{\frac{1}{K_F - K_M} + \frac{3V_M}{3K_M + 4G_M}} \quad (8.5)$$

Die in Tabelle 8.2 aufgeführten Proben werden im Dilatometer hinsichtlich ihres thermischen Ausdehnungskoeffizienten untersucht. Aufgrund der für Silikone signifikanten Änderung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten beim Durchgang der Glasübergangstemperatur kann anhand der ermittelten CTE-Verläufe auch der jeweilige T_G

eingegrenzt werden. Alle Proben werden in einem Temperaturbereich von $\pm 180^\circ\text{C}$ getestet, um ein möglichst breites Temperaturspektrum für den Einsatz der Targets abzudecken. Die Ergebnisse der CTE-Messungen sind in Abbildung 8.3 sowie in Tabelle 8.3 dargestellt.

Die in den beiden Abbildungen dargestellten CTE-Verläufe zeigen einen deutliche Änderung der Steigung im Bereich der Glasübergangstemperatur. Diese liegt wie von Datashvili et al. [35] beschrieben für das Elastosil S 690 in einem Temperaturbereich zwischen -110°C und -100°C und wird durch den Zusatz der verschiedenen Füllstoffe nicht beeinflusst.

Für die Bestimmung der CTE-Werte wird lediglich der Temperaturbereich zwischen $\pm 170^\circ\text{C}$ herangezogen, um eventuell bei Start und Ende der Messung auftretende Randeffekte aus der Auswertung auszuschließen. Wie in Abbildung 8.3 zu erkennen ist, haben die verschiedenen Füllstoffe einen nicht unerheblichen Einfluss auf den CTE-Verlauf der Proben. Erwartungsgemäß erzielen die beiden Varianten, die durch Beimischung der Glashohlkugeln erzeugt wurden, die mit Abstand niedrigsten CTE-Werte aller getesteten Füllstoffe.

Gemäß [146, 168] spielt bei der Berechnung des Verbund-CTEs von Silikon mit Füllstoffen der CTE des Füllstoffs nur eine untergeordnete Rolle. Den größten Einfluss hat der Partikeldurchmesser, die Partikeldichte hat analog zum Partikel-CTE nur einen geringen Einfluss. Je mehr Silikon also durch die beigefügten Partikel aus dem Gesamtvolumen verdrängt wird, umso niedriger ist der erzielte Verbund-CTE.

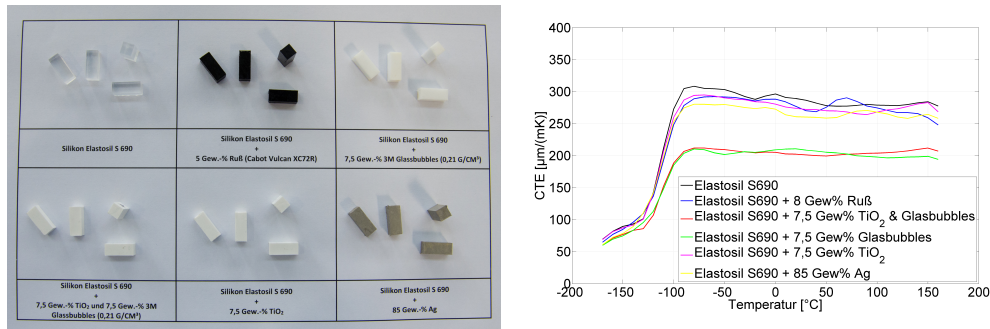


Abbildung 8.3: Übersicht über die getesteten CTE-Proben aus Elastosil S 690 und verschiedenen Partikelzusätzen (links) und zugehörige gemittelte Temperatur-CTE-Verläufe (rechts).

Trotz der hohen Reduktion der CTE-Werte im Vergleich zum Reinsilikon kann die Kombination aus S 690 und den Mikro-Glashohlkugeln nicht für die Targetherstellung verwendet werden, da diese Kombination insbesondere bei dünnen Targets mit ($t_{\text{Target}} \leq 0,2\text{mm}$) keine vollständige Weißfärbung erzielt. Vielmehr entstehen semi-transparente Targets, die bei Kontakt die dahinter liegende Oberfläche durchscheinen lassen. Um diesen Effekt zu reduzieren und gleichzeitig einen höheren Kontrast zu erzielen, wird zusätzlich TiO_2 beigemischt. Diese auch in weißer Wandfarbe verwen-

Bezeichnung	CTE unterhalb von T_G [$10^{-6} \frac{1}{K}$]	CTE oberhalb von T_G [$10^{-6} \frac{1}{K}$]
S690	96,29	287,25
S690 + TiO ₂	95,10	277,17
S690 + Glas	82,63	202,51
S690 + Glas + TiO ₂	80,71	204,99
S690 + Ruß	94,81	276,98
S690 + Ag	92,02	267,35

Tabelle 8.3: Übersicht über die CTE-Werte der für die Targetherstellung untersuchten Proben mit Partikelzusätzen.

deten Partikel führen zu einer sehr guten Durchfärbung des Targetmaterials und reduzieren die Transparenz selbst bei Dicken von $t_{Target} \leq 0,1\text{mm}$ beinahe vollständig.

Die Kombination aus Mikro-Glashohlkugeln und TiO_2 mit einem jeweiligen Massenanteil von 7,5% stellt zudem einen sinnvollen Kompromiss aus beigemischtem Partikelanteil und realisierter Viskosität dar. Ein höherer Anteil an Glashohlkugeln würde zu einer zu hohen Viskosität führen und die Verarbeitung der Rohmasse erschweren. Ein höherer TiO_2 -Anteil erhöht die Zeit bis zur vollständigen Aushärtung des Silikons bzw. unterbindet diese gänzlich.

Neben dem CTE spielt für Anwendungen innerhalb einer Thermal-Vakuumkammer das Ausgasverhalten des eingebrachten Werkstoffes eine wichtige Rolle. Die diesbezüglichen Untersuchungen der ausgewählten Materialkombination aus S 690 Titandioxid und Glashohlkugeln werden bei einer Temperatur von $150^\circ C^3$ durchgeführt. Die zu erfüllenden Mindestanforderungen und die erzielten Werte, die sämtlich innerhalb der vorgeschriebenen Grenzen liegen, finden sich in Tabelle 8.4.

Die Targets werden vor dem Ablegen der CFRS-Schichten in einem Handlaminierverfahren hergestellt. Als Laminierschablone dienen dünne Lack-Klebefolien, aus denen die spätere Geometrie der Targets ausgeschnitten wird. Die Dicke der erzeugten Targets kann über die Foliendicke und die Zahl der verwendeten Folien eingestellt werden. Nach Applikation der Laminierschablonen wird die funktionalisierte Silikon-Füllstoffmischung aufgetragen und mit einer Spachtel gleichmäßig abgezogen, um eine konstant dicke Oberfläche zu erzeugen, die durch den Kontakt mit der Spachtelkante leicht angeraut ist. Die aufgrund der Rauigkeit vergrößerte Targetoberfläche sorgt zudem für eine bessere Verklebung mit der CFRS-Lage. Nach dem Aushärten der Targets kann die eigentliche CFRS-Lage aufgebracht werden. Da dies analog zu den Targets im Handlaminierverfahren erfolgt, härten Targets und CFRS-Lage(n) in

³Die gewählte Temperatur liegt $25^\circ C$ über der in den ECSS-Standards geforderten Temperatur, um die maximal auf der Reflektoroberfläche zu erwartenden Temperaturwerte abzubilden.

Grenzwert	gefordert [%]	erzielt [%]
Total Mass Loss (TML)	<1,0	0,205
Recovered Mass Loss (RML)	<1,0	0,17
Water Vapor Regained (WVR)	-	0,03
Collected Volatile Condensable Material (CVCMM)	<0,10	0,06

Tabelle 8.4: Vorgaben und erzielte Messwerte des Ausgastests für das alternative Targetmaterial aus dem Silikon Elastosil S 690 und den Füllstoffen Titandioxid und 3M Mikro-Glashohlkugeln.

einem Co-Curing-Prozess aus, wodurch eine optimale Anbindung an die Membranschicht gewährleistet wird. In den Voruntersuchungen konnte weder nach einem Thermoschocktest durch Eintauchen in flüssigen Stickstoff noch nach 2000 Temperaturzyklen im Thermallift bei Temperaturen zwischen $\pm 150^{\circ}C$ eine Beeinträchtigung der Verklebung oder gar ein Ablösen der Targets festgestellt werden.

8.3.2 FEM-Analyse der Auswirkung von Silikontargets auf Triax-CFRS-Membranwerkstoffe

Zur Untersuchung des Einflusses der Silikon-Targets auf die CFRS-Membran werden FE-Simulationen durchgeführt. Hierfür wird ein Ausschnitt der Membran betrachtet, der zusätzlich zu dem Punktmuster für die Koordinatenerfassung einen Punktcode beinhaltet, der von dem innerhalb der LSS-TV-Kammer eingesetzten Photogrammetriesystem für die Bildzuordnung und -orientierung verwendet wird (Abbildung 8.4). Dieser Code besteht aus neun Targetpunkten, die auf einer Fläche von $200 \times 200 mm^2$ appliziert werden müssen, so dass hier eine besonders ausgeprägte Verformung der Membran unter Temperaturlast zu erwarten ist. Die FE-Simulationen beinhalten einerseits ein Membransegment ohne Targets, das als Vergleich dient, andererseits ein Membransegment mit einseitig bzw. beidseitig applizierten Targets. Es wird jeweils die Verformung der Membransegmente für verschiedene Temperaturniveaus betrachtet. Die Ergebnisse für die Abkühlung auf $-170^{\circ}C$, also den Temperaturlastfall mit dem maximalen CTE-Unterschied, sind in Tabelle 8.5 zusammengefasst, bzw. für den Fall einseitig applizierter Targets und eine Abkühlung auf $-170^{\circ}C$ in Abbildung 8.4 dargestellt.

Aufgrund des quasiisotropen Verhaltens der Triax-CFRS-Membran stellt sich für den Fall ohne zusätzliche Targets eine symmetrische, ebene Verformung ein. Senkrecht zur Membranebene treten keine Verformungen auf. Für die einseitig applizierten Targets ergibt sich aus dem somit unsymmetrischen Aufbau dementsprechend eine zusätzliche

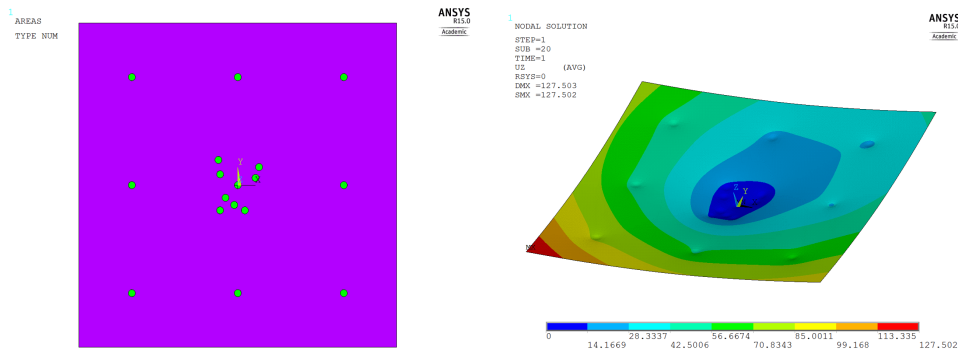


Abbildung 8.4: Links: FE-Modell einer Triax-CFRS-Sektion mit einseitig appliziertem Targetmuster bestehend aus Einzeltargets und einem Codemuster im Zentrum. Rechts: Verformung der Triax-Lage bei Abkühlung auf -170°C infolge der Asymmetrie durch die Targets.

Triax-CFRS-Membran	Extremwert der Verformung	x-Verformung [mm]	y-Verformung [mm]	z-Verformung [mm]
ohne Targets	min	0,407	0,407	0
	max	-0,407	-0,407	0
Targets einseitig	min	0,388	0,385	127,502
	max	-0,398	-0,401	0
Targets beidseitig	min	0,421	0,423	0
	max	-0,421	-0,411	0

Tabelle 8.5: Verformung der Triax-CFRS-Membran aus Abbildung 8.4 ohne sowie mit einseitig und beidseitig applizierten Silikontargets mit einer Dicke von $0,125\text{mm}$ bei Abkühlung auf -170°C bezogen auf den Mittelpunkt der Membran. Die teilweise asymmetrischen Verformungen in x- und y-Richtung werden durch das Codemuster im Zentrum verursacht.

Verformung senkrecht zu Membranebene. Hauptursache hierfür ist der temperaturbedingte Schrumpf der Targets bei gleichzeitiger Ausdehnung der Triax-Membran sowie die lokale Verschiebung der Symmetrieebene des Gesamtverbundes in Targetrichtung. Bei Verwendung beidseitiger Targets wiederum entfällt diese Verformung aufgrund der Symmetrie. Die Ursache für die asymmetrische Längenänderung der beiden Varianten mit Targets ist die ebenfalls asymmetrische Verteilung der Codetargets im Zentrum der Membransektion. Da eine zusätzliche Verformung senkrecht zur Membranebene die Messung der Oberflächengeometrie innerhalb der TV-Kammer bei kryogenen Temperaturen massiv beeinflussen würde, kommt für die Messung nur die Variante mit beidseitig applizierten Targets und der dementsprechend geringfügig höheren Längenänderung in der Membranebene in Frage.

Die Erprobung der Targets erfolgt an Membransegmenten mit Abmessungen von ca. $1000 \times 1000\text{mm}^2$ (Abbildung 8.5) mit dem für die Labormessungen verwendeten Ai-

con DPA Pro System und durch das Fachpersonal der ETS mit dem in der TV-Kammer eingesetzten Messsystem. Die Silikontargets erzeugen für beide Messsysteme einen ausreichend hohen Kontrast und liegen hinsichtlich der erzielten Eben-, Rundheit und Targetdicke innerhalb der geforderten Toleranzen. Aufgrund der fehlenden Retroreflektivität erhöht sich jedoch der Aufwand für die Ausleuchtung und die Erzeugung der Aufnahmen analog zu den handelsüblichen kontrastbasierten Targetsystemen, so dass insbesondere für die Labormessungen mit dem handgeführten Einkamerasystem die Anforderungen hinsichtlich Ausleuchtung, Position und Blickwinkel der Kamera steigen.

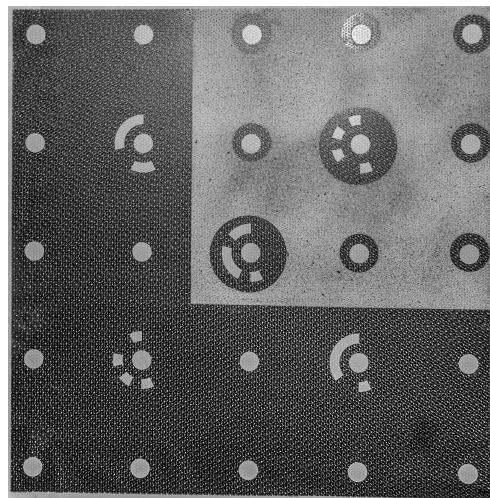


Abbildung 8.5: Triax-CFRS-Membran mit beidseitig applizierten Silikontargets sowie codiertem Target für das Aicon DPA Pro Photogrammetriesystem.

8.4 Vorstellung ausgewählter Problemstellungen

Der folgende Abschnitt dient dazu, ausgewählte Problemstellungen und Tests für das Messsystem vorzustellen und die jeweiligen Anforderungen und die erzielten Messgenauigkeiten aufzuzeigen. Hierfür werden verschiedene Beispiele aus der Raumfahrt betrachtet, die sich hinsichtlich Bauteilgröße und verwendetem Material voneinander unterscheiden. Dies sind zum einen eine CFK-Reflektorantenne mit einem Aperturdurchmesser von 1,6 Meter und zum anderen zwei Reflektoren mit verschiedenen Membranwerkstoffen (Biax- und Triax-CFRS) und Aperturdurchmessern von 1,6 und 5 Metern.

8.4.1 Thermoelastische Deformationsmessung an einem CFK-Antennenreflektor

Zunächst soll als Beispiel die thermoelastische Untersuchung eines CFK-Reflektors betrachtet werden. Bei dem Antennenreflektor aus dem BMWi-Förderprojekt HISST⁴ [61] handelt es sich um eine Sandwichkonstruktion aus verschiedenen YSH-Faserverbund-Deckschichten mit einem CCORE (CFK-Sandwichkern). Diese Materialkombination zeichnet sich durch ihre hohe thermische Stabilität (siehe Kapitel 2.1) aus und stellt somit hohe Anforderungen an das Auflösungsvermögen des verwendeten Messsystems.

Eine weitere Herausforderung für die TED-Messung stellt die hohe Oberflächenqualität des Reflektors dar, durch die ein großer Teil der aufgebrachten Lichtleistung reflektiert wird. Die thermische Anregung des Prüfkörpers bis zu einem Temperaturfeld, bei dem sich eine mit dem Messsystem detektierbare Verformung einstellt, ist somit nur mit dem gesamten Halogen-Array bei voller Leistung möglich. Mit dem mittlerweile vorhandenen Infrarot-Array lassen sich jedoch höhere Temperaturen und somit größere Verformungen erzielen. Die Reflektivität der Oberfläche muss auch bei der Temperaturbestimmung mithilfe der Thermographie berücksichtigt werden, da der Sensor bei ungünstiger Positionierung relativ zum Reflektor die Reflexion des Halogen-Arrays und somit die Temperatur der Lampen erfasst.

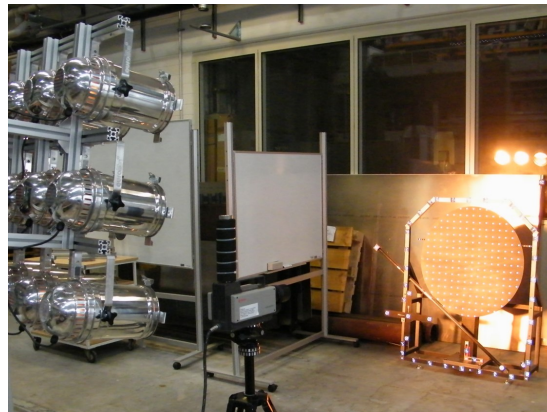


Abbildung 8.6: Vollflächige thermische Anregung der gesamten Apertur eines CFK-Reflektors mit CCORE-Kern und Deckschichten aus YSH-Verbundwerkstoffen.

Aufgrund der geringen thermischen Ausdehnung des verwendeten Materials und der fehlenden Möglichkeit, codierte Targets für die Bildorientierung auf der Oberfläche anzubringen, wird um den Reflektor ein Hilfsrahmen (Abbildung 8.6) aus Invar36 aufgebaut, an dem codierte und zusätzliche uncodierte Targets angebracht werden. Der geringe CTE des Rahmens und die hohe Reflektivität des Materials minimieren die thermisch bedingte Relativbewegung der Code-Targets während der Messungen und die

⁴Höchstinnovative Satkom-Strukturen mit erhöhten thermischen und elektromagnetischen Eigenschaften.

bei Raumtemperatur ermittelten Abstände der Rahmentargets können als zusätzliche Maßstäbe verwendet werden, um die Messgenauigkeit zu erhöhen.

Abbildung 8.6 zeigt die Temperaturverteilung auf der Reflektoroberfläche infolge der Anregung mit dem Halogen-Array und die z-Verformung der Reflektoroberfläche, die sich aus der Temperaturerhöhung ergibt. Die detektierten Verformungen zwischen dem Raumtemperatur- und dem Temperaturlastfall liegen zwischen $20\mu\text{m}$ und $75\mu\text{m}$. Die an der Oberkante angezeigte negative Verformung ist auf einen während der thermischen Anregung abgelösten Target zurückzuführen und wird für die weitere Auswertung nicht berücksichtigt. Anhand der Werte der z-Verformung wird ersichtlich, dass die hier thematisierte Messung einen Extremfall darstellt, bei dem mit dem gewählten Setup aus Halogen-Array und Photogrammetrie gerade noch detektierbare Verformungen auftreten. Die Verformung von $20\mu\text{m}$ entspricht ungefähr der dreifachen Wegauflösung des Photogrammetriesystems (ca. $7\frac{\mu\text{m}}{\text{m}}$) und liegt somit noch außerhalb des Messrauschens.

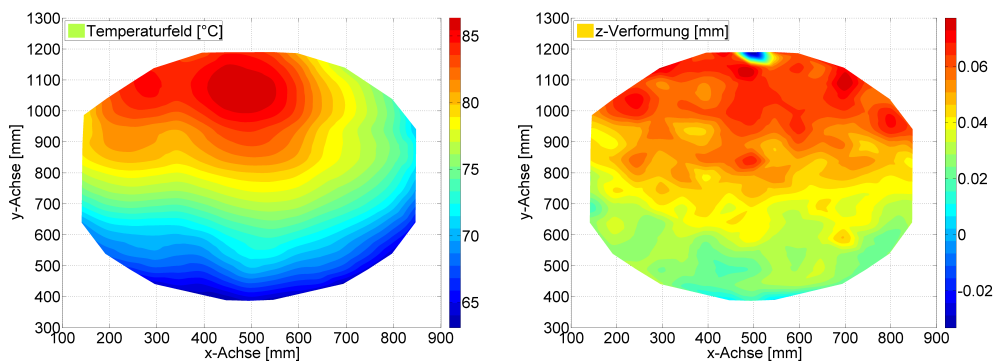


Abbildung 8.7: Links: Temperaturverteilung auf der Reflektoroberfläche bei vollflächiger Anregung über das gesamte Halogen-Array. Rechts: Verschiebung der z-Koordinaten infolge der vollflächigen Anregung über das gesamte Halogen-Array.

Die z-Verformung des Reflektors zeigt dabei zunächst einmal eine Starrkörperbewegung um die x-Achse des Reflektors, die auf die Temperaturerhöhung der Vorderseite zurückzuführen ist. Aufgrund des negativen CTEs des verwendeten Verbundwerkstoffs führt eine Temperaturerhöhung zu einer Kontraktion des angeregten Bereichs der Struktur, die sich in der Kippbewegung äußert.

Die Auswirkung der Temperaturerhöhung auf die Fokusslänge des Antennenreflektors sowie auf die z-Abweichung von der Idealform und somit den z_{RMS} -Wert sind in Tabelle 8.6 aufgeführt. Der Vergleich der beiden berechneten z_{RMS} -Werte zeigt, dass die Temperaturerhöhung kaum einen messbaren Einfluss auf die Oberflächengenauigkeit hat, die mit Werten von $0,15\text{mm}$ sehr gut ist. Der Temperatureinfluss zeigt sich lediglich bei der Verschiebung der Fokusslänge, die durch die Temperaturlast verringert wird, da die Oberflächenkrümmung des Reflektors zunimmt.

Nr.	Messung	Temperaturfeld auf der Oberfläche [°C]	z-Verformung [mm]	z_{RMS} [mm]	Verschiebung der Fokusslänge [mm]
1	Referenzmessung	RT	min -0,27 max +0,97	0,15	-5,49
2	TED Halogen-Array	HOT	min -0,33 max +0,66	0,15	-3,09

Tabelle 8.6: Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an einem CFK-Antennenreflektor mittlerer Größe. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete z_{RMS} und die Verschiebung der Fokusslänge.

Die bei Temperaturerhöhung auftretende Verbesserung der Fokusslänge und die Minimierung der Abweichung von der Idealgeometrie ist hierbei auf die Annäherung an die Fertigungsbedingungen⁵ der Reflektorantenne zurückzuführen. Die Komponenten des Reflektors werden in einem Autoklavprozess bei erhöhter Temperatur gefertigt, wodurch die Abweichung der Struktur für den Temperaturlastfall minimal ist, da dies auch dem spannungsfreien Zustand entspricht. Durch die Abkühlung nach der Fertigung und die somit auftretende Abweichung von der Aushärtetemperatur T_{Cure} entstehen Spannungen in dem Bauteil, die zu einer Verformung und somit einer Abweichung von der Idealgeometrie führen.

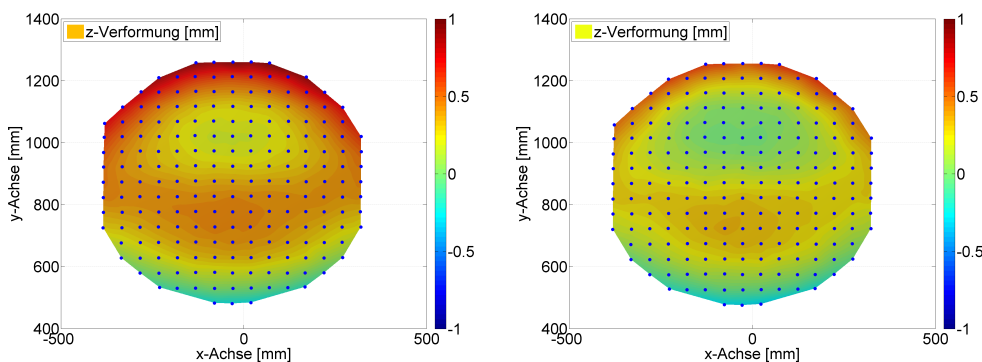


Abbildung 8.8: Abweichung des HISST-Reflektors von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur (links) und im thermisch angeregten Zustand (rechts).

Bedingt durch den niedrigen CTE des verwendeten Materials ist die gemessene Änderung der Geometrie minimal. Es werden daher auch in erster Linie die fertigungsbedingten Abweichungen der Form von der Idealgeometrie detektiert. Dies zeigt sich in den Plots in Abbildung 8.8 in Form der Überhöhung in der unteren Hälfte des

⁵Die Formgeometrie wird an die bei der Aushärtung vorherrschende Temperatur T_{Cure} angepasst, so dass für diese Temperatur die Idealgeometrie vorliegt.

Plots. Diese Überhöhung wird auch im Heiß-Fall detektiert, ist jedoch aufgrund der Annäherung an den Aushärtetemperaturbereich hier etwas weniger deutlich ausgeprägt.

8.4.2 Thermoelastische Verformungsmessungen an CFRS-Membran-Antennenreflektoren verschiedener Größen

Nach dem Beispiel für die Anwendung des Messsystems zur Bestimmung thermoelastischer Deformationen an einem CFK-Antennenreflektor werden nun zwei Beispiele für Messungen an Membranwerkstoffen mit Objektgrößen von 1,6 und 5 Metern vorgestellt. Die betrachteten Antennenreflektoren verwenden als reflektierende Oberfläche eine Biax- bzw. Triax-CFRS-Membran und werden unterschiedlichen thermischen Lastfällen ausgesetzt, wobei die jeweilige Verformung und das zugehörige Temperaturfeld bestimmt werden.

8.4.2.1 Thermoelastische Verformungsmessungen an einem CFRS-Membran-Antennenreflektor mit einem Aperturdurchmesser von 1,6 Metern

Anhand des im ESA-Projekt TALDES entwickelten Demonstrators eines entfaltbaren Antennenreflektors mit einer Biax-CFRS-Membran als reflektierender Oberfläche werden Voruntersuchungen für den im Projekt LABUM zu entwickelnden 5m Reflektor durchgeführt. Diese beinhalten neben der Untersuchung der Wiederholgenauigkeit der Oberfläche nach mehrmaligem Entfalten auch thermoelastische Deformationsmessungen bei verschiedenen thermischen Anregungen, wobei analog zu den Untersuchungen an dem CFK-Reflektor eine geschlossene Oberfläche vorliegt. Untersucht werden die folgenden Lastfälle:

- vollflächige Anregung der gesamten Apertur
- punktförmige Anregung im Zentrum der Apertur

Die vollflächige thermische Anregung der Oberfläche des Antennenreflektors (Abbildung 8.9) wird mit dem Halogen-Array realisiert. Aufgrund des noch relativ geringen Durchmessers des Reflektors kann bei Verwendung des gesamten Arrays und voller Leistung eine großflächige, homogene Erwärmung der gesamten Reflektoroberfläche erzielt werden, wobei eine Maximaltemperatur von 96°C im Zentrum der Apertur erreicht wird.

Zusätzlich zur vollflächigen Erwärmung wird der Fall einer punktuellen Temperaturerhöhung auf der Oberfläche untersucht (Abbildung 8.9). Um die maximal mögliche Energie in die Oberfläche einkoppeln zu können, wird der Scheinwerfer für diesen

Test auf der Rückseite der Membran und mit sehr geringem Abstand zur Membranoberfläche im Aperturzentrum angebracht, wodurch eine lokal stark begrenzte Temperaturerhöhung auf bis zu 140°C erzielt wird. Aufgrund der geschlossenen Oberfläche des Biax-CFRS ist eine Beeinträchtigung der Messung weder durch durchscheinendes Licht (Photogrammetrie) noch durch die Sichtbarkeit der Wärmequelle (Thermographie) gegeben. Der in diesem Versuch dargestellte Temperaturlastfall ist für reale Anwendungen zwar nicht realistisch, bietet jedoch eine gute Möglichkeit, die Wärmeleitfähigkeit sowie die Empfindlichkeit der Struktur gegenüber lokal begrenzten Temperaturfeldern und die Messauflösung des eingesetzten Messsystems zu erproben.

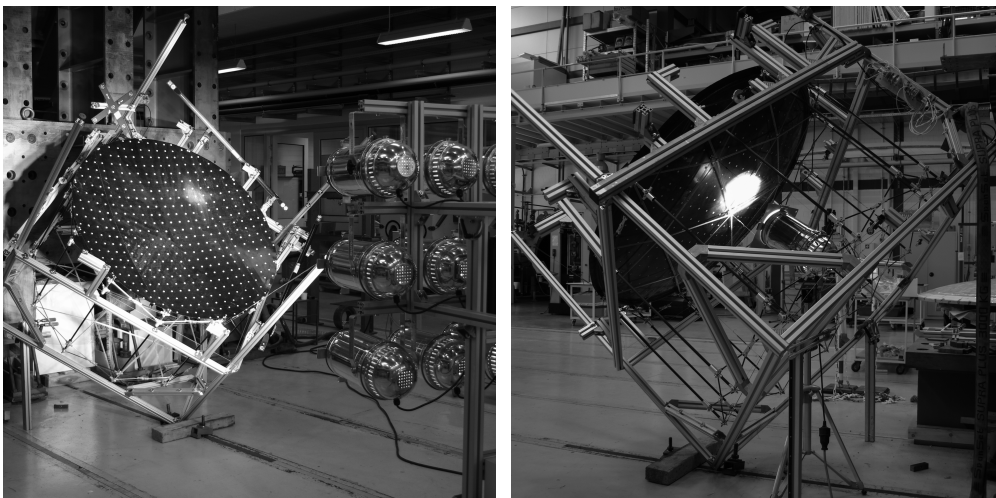


Abbildung 8.9: Vollflächige (links) und punktuelle (rechts) thermische Anregung des Biax-Antennenreflektors.

Die Ergebnisse der TED-Messungen mit vollflächiger und punktueller Anregung sowie die Ergebnisse der Referenzmessungen bei Raumtemperatur sind in Tabelle 8.7 aufgeführt. Angegeben sind die jeweiligen maximalen Abweichungen der Oberflächenkoordinaten von der Idealgeometrie, der sich aus den Abweichungen ableitende RMS-Wert der Oberfläche und die Verschiebung der Fokuslänge infolge der Geometrieänderung.

Für den Fall der vollflächigen Anregung zeigen die Ergebnisse aus Tabelle 8.7 eine sehr hohe Wiederholgenauigkeit hinsichtlich der Verschiebung der Fokuslänge und des sich einstellenden z_{RMS} der Oberfläche. Die geringe RMS-Abweichung ist auf eine äußerst gleichmäßige Verformung der Oberfläche infolge der gleichmäßigen Ausleuchtung und Temperaturverteilung zurückzuführen. Die absolute Verformung schlägt sich vielmehr in der Änderung der Fokuslänge der Reflektorantenne nieder, die bezogen auf einen Aperturdurchmesser von 1600mm mit ca. 2mm gut nachweisbar ist.

Aufgrund der großflächigen Erwärmung des Aperturcenters auf über 80°C kommt es zu einer Verschiebung der Oberfläche nach oben bzw. vorne, da sich die gesamte Oberfläche wegen des negativen CTEs der CFRS-Membran zusammenzieht. Dieses

Nr.	Messung	Temperatur- feld auf der Oberfläche [°C]	z- Abweichung [mm]	z _{RMS} [mm]	Verschiebung der Fokuslänge [mm]
1	Referenzmessung	RT	min -0,75 max +4,0	0,68	-7,10
2	TED 1 Halogen-Array	RT	min -0,75 max +4,0	0,68	-7,34
		HOT	min -1,0 max 4,0	0,68	-5,07
3	TED 2 Halogen-Array	RT	min -0,75 max +4,0	0,68	-7,07
		HOT	min -1,0 max 3,75	0,68	-5,10
4	TED 3 Halogen-Array	RT	min -0,75 max +4,0	0,68	-6,91
		HOT	min -1,0 max 3,75	0,68	-5,10
5	Referenzmessung	RT	min -0,75 max +4,0	0,67	-6,29

Tabelle 8.7: Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an einem Antennenreflektor mittlerer Größe. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete best-fit z_{RMS} und die Verschiebung der Fokuslänge.

Zusammenziehen führt zu einer Verschiebung des Fokuspunktes nach vorne, so dass die Fokuslänge im Vergleich zur Messung bei Raumtemperatur zunimmt.

Die im Randbereich zu erkennende Absenkung der Membran entsteht durch die im Zentrum auftretenden Zugspannungen in radialer Richtung infolge der temperaturbedingten Verkürzung der Membran. Diese führt dazu, dass die über die Befestigungspunkte der Oberfläche hinausragenden Teile der Membran nach unten abkippen. Bei genauer Betrachtung des Verformungsplots in Abbildung 8.9 sind diese Befestigungspunkte im Randbereich als punktförmige, annähernd verformungsfreie Bereiche zu erkennen.

Bei Betrachtung der Temperaturverteilung auf der Oberfläche (Abbildung 8.10) fällt im linken unteren Bereich eine deutlich kühlere Zone auf. Diese ist auf einen Teil der Stützstruktur zurückzuführen, der in das Sichtfeld der Thermographiekamera ragt, wodurch eine scheinbar kühlere Zone entsteht. Ein ähnlicher Bereich, wenn auch nicht so stark ausgeprägt, entsteht rechts davon durch die tatsächlich vorhandene Abschattung des Halogen-Arrays durch den gleichen Teil der Stützstruktur.

Die Untersuchung der punktförmigen Anregung mit einem Scheinwerfer von der Rückseite der Membran aus zeigt ein lokal stark begrenztes Temperaturfeld im Bereich des

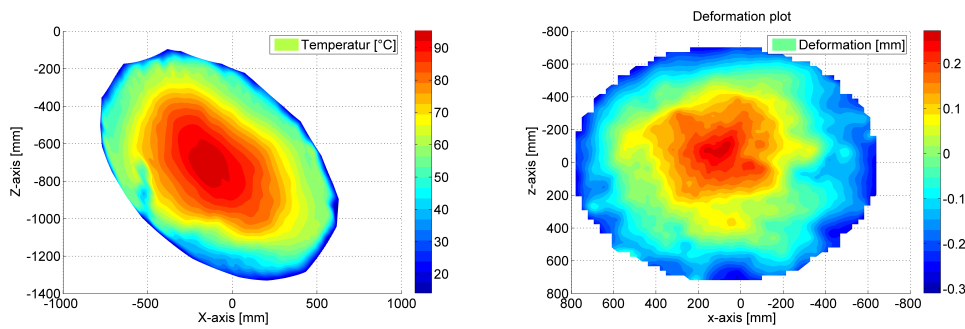


Abbildung 8.10: Links: Temperaturverteilung auf dem TALDES Antennenreflektor bei Anregung mit dem gesamten Hallogen-Array (TED 1 und 2). Rechts: z-Verformung der Reflektoroberfläche bezüglich der Idealgeometrie für den links gezeigten Temperaturlastfall.

Scheinwerfers. Die Auswertung der Thermographie verdeutlicht, dass die Membran eine äußerst geringe Wärmeleitfähigkeit aufweist, die in der Isolationswirkung der Silikonmatrix um die Kohlenstofffasern, die eigentlich eine hohe Wärmeleitfähigkeit von $(15 - 40 \frac{W}{mK})$ aufweisen, begründet ist. Der Konvektionseinfluss auf die Membrantemperatur ist in der Auswertung des Thermographiescans (Abbildung 8.11) gut zu erkennen und führt auch in der Verformungsdarstellung zu einer geringfügigen Abweichung von etwa $0,1 mm$.

Die Hauptverformung konzentriert sich auf den Bereich direkt vor dem Scheinwerfer, dessen Temperatur von bis zu $140^\circ C$ eine Verformung von bis zu $0,35 mm$ hervorruft. Im Gegensatz zur vollflächigen Anregung mit dem gesamten Scheinwerfer-Array ist die Verformung dieses lokal stark begrenzten Bereichs jedoch nicht in der Lage, sich bis in den Randbereich der Membran auszuwirken. Trotz der Temperaturerhöhung im Zentrum der Apertur weist ein Großteil des Antennenreflektors kaum Abweichungen von der Sollgeometrie auf, so dass sich letztendlich eine geringerer z_{RMS} ergibt als bei den vorhergehenden Versuchen mit vollflächiger Temperaturlast.

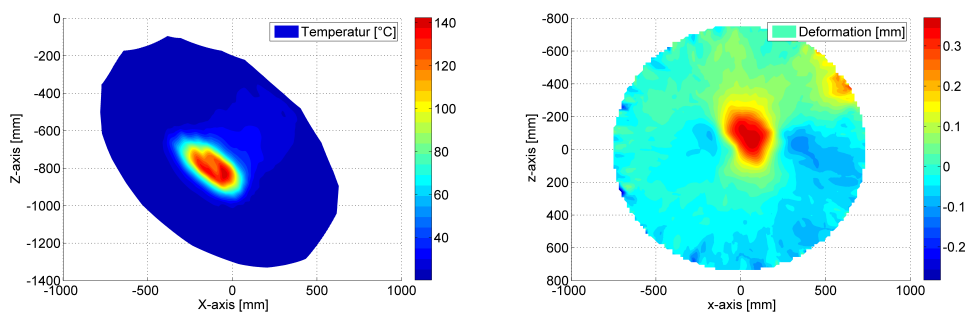


Abbildung 8.11: Links: Temperaturverteilung auf dem TALDES Antennenreflektor bei Anregung mit einem Scheinwerfer von der Rückseite (TED 3). Rechts: z-Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur.

8.4.2.2 Thermoelastische Deformationsmessungen an einem CFRS-Membran-Antennenreflektor mit einem Aperturdurchmesser von fünf Metern

Ein in dem ESA-Projekt LABUM entwickelter Antennenreflektor mit einer zweilagigen Triax-CFRS-Membran als reflektierender Oberfläche wird mit dem vorgestellten Messaufbau untersucht, um eine erste Abschätzung hinsichtlich der erzielten Qualität und des thermoelastischen Verhaltens der Membranoberfläche zu ermöglichen, bevor mit den Tests im Large Solar Simulator (LSS) der ESA begonnen wird. Neben der um einen Faktor drei größeren Dimension des Messaufbaus weist die untersuchte Membranoberfläche aufgrund des Triax-Gewebes eine Transparenz von ca. 20 Prozent auf, so dass neben dem Einsatz der in Kapitel 8.3 vorgestellten Silikontargets auch die Erzeugung des Temperaturfelds eine Herausforderung für das Messsystem darstellt. Es werden zwei verschiedene thermische Lastfälle auf den Antennenreflektor aufgebracht, während dieser in Testkonfiguration im Labor aufgehängt ist. Als Aufhängung dient die ebenfalls im LSS eingesetzte Gravity-Compensation, an der der Reflektor analog zum TV-Test befestigt wird. Die zu untersuchenden thermischen Lastfälle sind:

- kreisförmige Anregung im Zentrum der Apertur

- linienförmige Anregung im Randbereich der Apertur

Die lokale, kreisförmige Anregung nahe des Aperturzentrums stellt die Testbedingungen in der LSS TV-Kammer nach, wo mit Hilfe des Solar Simulators ein kreisförmiger Bereich im Aperturzentrum nach Abkühlung des Demonstrators auf -180°C angestrahlt wird, um die Auswirkungen der lokalen Erwärmung über die Aufheizphase zu untersuchen. Für die Voruntersuchungen auf Laborebene wird die thermische Anregung mithilfe des Halogen-Arrays realisiert (siehe Abbildung 8.12), wobei die Strahler analog zum LSS-Test auf einen begrenzten Bereich ausgerichtet und bei maximaler Leistung betrieben werden, um eine möglichst große Temperaturerhöhung zu erzeugen. Ein Einsatz der Infrarotstrahler ist hierbei nicht sinnvoll, da die Streuung dieser Strahler zu hoch ist, um aus ausreichender Entfernung für die photogrammetrischen Messungen die gewünschte Temperaturerhöhung auf der Membran zu erzeugen.

Die linienförmige Anregung im Randbereich der Apertur hingegen kann mit den Infrarotstrahlern realisiert werden (siehe Abbildung 8.12), da hier ein geringerer Abstand zur Membran möglich ist, ohne das Sichtfeld für die Photogrammetrie einzuschränken. Dieser Lastfall wird nur unter Laborbedingungen untersucht und dient der Simulation des Austritts der Antenne aus dem Erdschatten bzw. einer lokalen Abschattung der Antenne durch den Satelliten, die zu einem lokal begrenzten Temperaturanstieg im Randbereich führt. Dies ist einer der kritischsten Lastfälle für Reflektorantennen, da lokal hohe Temperaturgradienten und somit hohe Belastungen der Gesamtstruktur entstehen können.

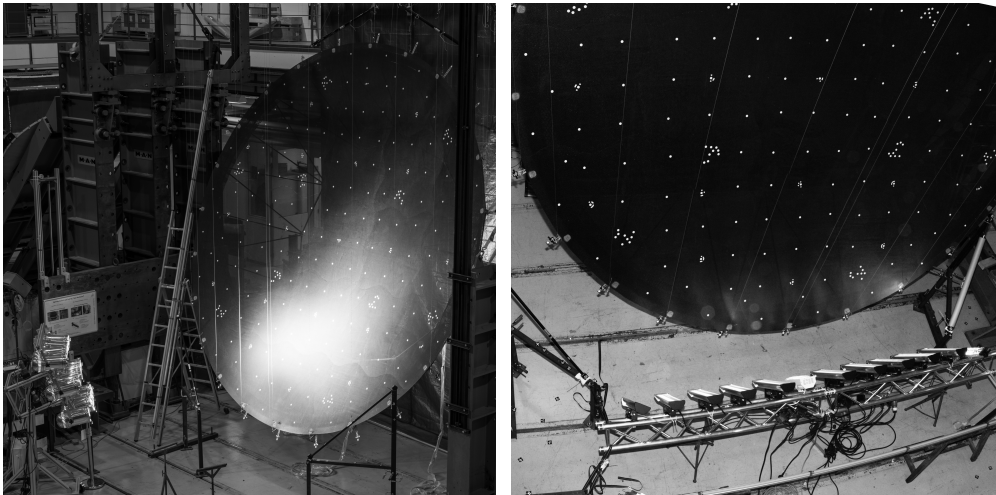


Abbildung 8.12: Links: Kreisförmige Anregung im Innenbereich der Reflektorantenne mit dem Halogen-Array. Rechts: Linienförmige Anregung mithilfe des Infrarot-Arrays.

Die kreisförmige thermische Anregung der Membranoberfläche wird mehrmals wiederholt, um thermische Alterungseffekte der Membran aufgrund der einwirkenden Temperaturlasten und die Wiederholbarkeit der Oberflächenkontur zu untersuchen. Vor jedem Aufheizen der Oberfläche wird eine Messung bei Raumtemperatur durchgeführt, um die Ausgangsgeometrien über die Folge der TED-Tests vergleichen zu können. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Tabelle 8.8 mit den Resultaten der vor den TED-Tests durchgeführten Geometriemessungen der Form vor Beginn der Laminierarbeiten, der fertigen Oberfläche vor und nach dem Entformen sowie der Form nach dem Entformen zusammengefasst. Betrachtet werden hierfür die auftretenden Verformungsmaxima in z-Richtung sowie die aus der Abweichung aller z-Koordinaten berechnete RMS der Oberfläche und die Verschiebung der Fokuslänge im Vergleich zur Idealgeometrie.

Abbildung 8.13 zeigt die Temperaturverteilung auf der Membranoberfläche und die Abweichung der Geometrie von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur und Aufhängung des Demonstrators in der Gravity-Compensation. Die Empfindlichkeit der verwendeten Thermographiekamera ist ausreichend hoch, um die sich über die Höhe der Antenne einstellende Temperaturverteilung zu erfassen. Für die Laborumgebung ergibt sich bereits ein Temperaturunterschied von 2°C von der Unterkante bis zur Oberkante des Reflektors. Somit muss, gerade bei sehr großen Objekten mit hohem CTE, für eine genaue thermoelastische Deformationsmessung zwingend die Temperaturverteilung bei Raumtemperatur bestimmt werden, um Fehler durch die Berechnung der einwirkenden Temperaturerhöhung auf die Messung zu vermeiden.

Der Vergleich der gemessenen Ist-Geometrie mit der Idealgeometrie zeigt, dass sich die maximalen Abweichungen bei Raumtemperatur an der Ober- und Unterkante des Demonstrators ausbilden. Dies sind Gravitationseffekte, die trotz der Aufhängung in

Nr.	Messung	Temperatur- feld auf der Oberfläche [°C]	z- Abweichung [mm]	z _{RMS} [mm]	Verschiebung der Fokusslänge [mm]
1	Form vor Laminieren	RT	min -0,8 max +0,8	0,30	-5,6
2	Antennenoberfläche vor Entformen	RT	min -1,25 max +1,4	0,62	-10,2
3	Form nach Entformen	RT	min -1,5 max + 1,0	0,79	-4,3
4	Reflektorantenne Apertur nach oben	RT	min -0,75 max +2,3	0,48	-19,1
5a)	TED 1 Halogen-Array	RT	min -1,07 max +3,72	0,76	-36,1
		HOT	min -1,54 max 2,96	0,80	-32,8
5b)	TED 2 Halogen-Array	RT	min -1,10 max +3,64	0,74	-33,9
		HOT	min -1,52 max 2,82	0,76	-29,6
5c)	TED 3 Halogen-Array	RT	min -1,17 max +3,54	0,77	-33,9
		HOT	min -1,56 max 2,64	0,75	-25,4
5d)	TED 4 Infrarot-Array	RT	min -1,18 max +3,53	0,80	-33,9
		HOT	min -1,21 max 3,60	0,82	-38,2
6	Nach TV-Test in LSS- Kammer	RT	min -2,09 max + 3,98	0,92	-25,0

Tabelle 8.8: Ergebnisse der photogrammetrischen und thermoelastischen Untersuchungen an der Form und dem Antennenreflektor der ESA-Studie LABUM. Dargestellt sind jeweils die während der Messung vorherrschenden Temperaturlastfälle, die sich einstellenden maximalen Abweichungen von der Idealgeometrie sowie der aus den Abweichungen abgeleitete best-fit z_{RMS} und die Verschiebung der Fokusslänge.

der Gravity-Compensation auftreten, da die Membran nicht zusätzlich unterstützt wird, sondern lediglich über die Anschlussstellen an der Rückstruktur von der Gravity-Compensation gehalten wird. Aus diesem Grund klappen die Membranbereiche außerhalb der Rückstruktur im oberen Bereich nach vorne, während das Gewicht der Membran im inneren Bereich der Stützstruktur zu einem Absinken der Membran führt. Dieses Absinken wiederum verursacht ein Moment um die unteren Stützpunkte, wodurch die Membran in diesem Bereich nach oben kippt, so dass hier die größten positiven Abweichungen auftreten.

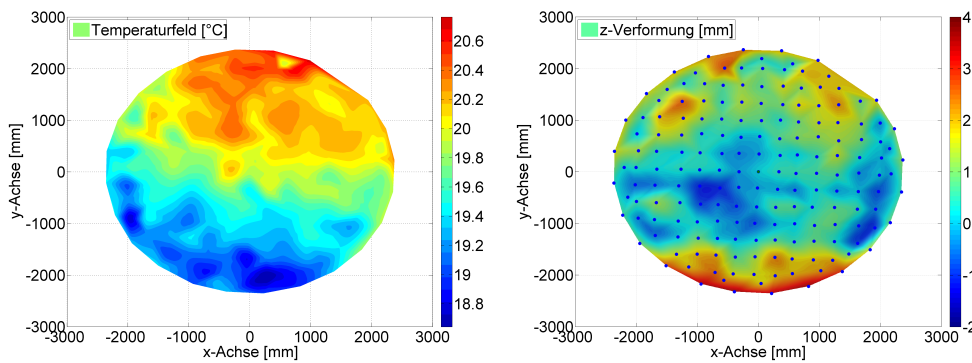


Abbildung 8.13: Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenreflektor bei Raumtemperatur (RT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Raumtemperatur.

Die kreisförmige thermische Anregung mit dem Halogen-Array erzeugt das in Abbildung 8.14 dargestellte Temperaturfeld auf der Membranoberfläche, wobei eine Maximaltemperatur von 95°C erzielt wird. Aufgrund der schrägen Anordnung des Arrays relativ zur Oberfläche entsteht, abweichend von den Bedingungen beim LSS-Test, ein elliptischer Bereich mit hohen Temperaturwerten. Insbesondere im Bereich oberhalb der angestrahlten Fläche wird aufgrund des konvektiven Wärmeübergangs ein großer Bereich mit einer Temperaturerhöhung zwischen 10°C und 20°C erzeugt.

Die lokale Temperaturerhöhung im unteren Bereich der Membran führt zu einer Anhebung des aufgeheizten Bereichs zwischen $0,5\text{mm}$ und $1,5\text{mm}$ (vgl. Abbildungen 8.13 und 8.14) und einer Verschiebung des im Vergleich zur Idealgeometrie zu niedrigen Bereichs nach oben. Diese Anhebung reduziert gleichzeitig die Verkipfung der Membran im Bereich der Reflektorunterkante um ca. 1mm . Infolge der lokalen Temperaturerhöhung dehnt sich der abgesenkte Bereich auf der rechten Seite des Plots weiter aus. Ein ähnlicher Effekt tritt auch bei den anderen Bereichen auf, die bei Raumtemperatur bereits abgesenkt waren. Diese Bereiche verschieben sich weiter nach oben, die absoluten Abweichungen nehmen dabei jedoch zu, so dass trotz der signifikanten Verringerung der Abweichungen im unteren Bereich ein schlechterer RMS-Wert der Oberfläche erzielt wird. Insgesamt sind die z_{RMS} -Änderungen zwischen den RT- und TED-Lastfällen jedoch sehr gering, so dass analog zu den Messungen am TALDES-Demonstrator die Änderung der Fokusslänge als Maß der Verformung herangezogen wird, die sich in allen drei Fällen um 4mm verlängert.

Die linienförmige Anregung über die Strahler des Infrarot-Arrays führt zu der in Abbildung 8.15 dargestellten Temperaturverteilung auf dem Antennenreflektor. Die mit diesem Aufbau erzielte Maximaltemperatur auf der Oberfläche beträgt 107°C und wird an der rechten unteren Kante erzielt. Aufgrund der linienförmigen Anordnung der Scheinwerfer und deren ausgeprägter Streuung wird eine ausgedehnte Konvektionszone erzeugt, die den gesamten Mittelteil des Reflektors erfasst, wobei sich die maximale Temperaturerhöhung auf das untere Drittel konzentriert. Der Bereich oberhalb erfährt

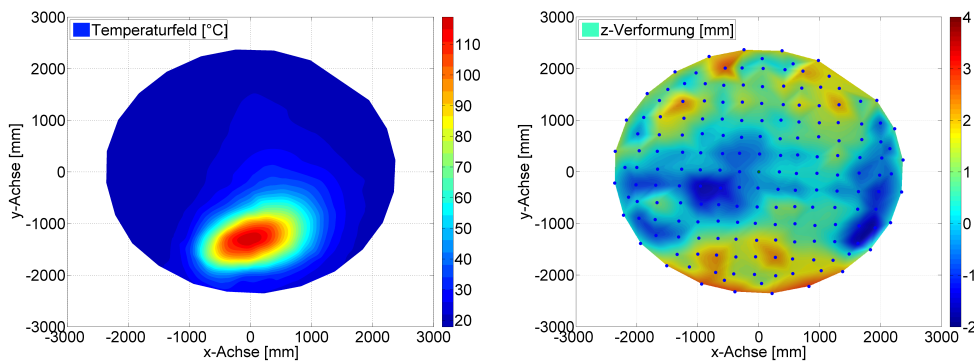


Abbildung 8.14: Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenreflektor bei Anregung mit dem Halogen-Array (TED 1 HOT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Anregung durch das Halogen-Array (TED 1 HOT).

eine vergleichsweise geringe Temperaturerhöhung zwischen 10°C und 20°C , so dass der nachzustellende Temperaturlastfall einer partiellen Illumination bei Abschattung der Antenne mit ausreichender Genauigkeit reproduziert werden kann.

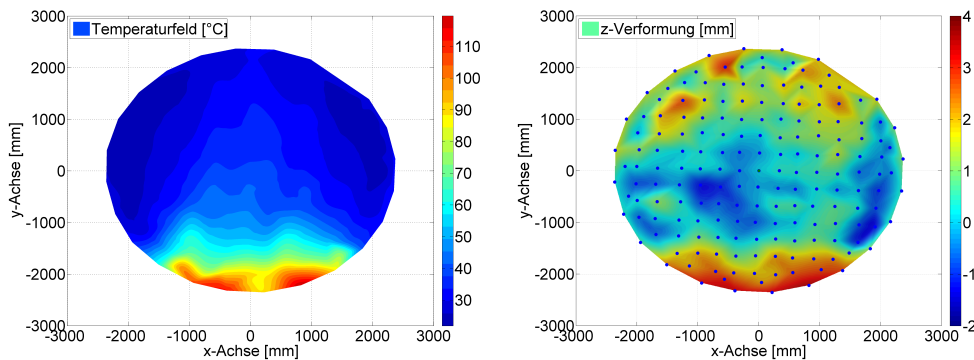


Abbildung 8.15: Links: Temperaturverteilung auf dem LABUM Antennenreflektor bei Anregung mit dem Infrarot-Array (TED 4 HOT). Rechts: Abweichung der Reflektoroberfläche von der Idealgeometrie bei Anregung durch das Infrarot-Array (TED 4 HOT).

Die linienförmige Temperaturerhöhung an der Unterkante der Apertur führt in diesem Bereich aufgrund des negativen CTEs der Membran zu einer lokalen Verformung, die durch die in diesem Bereich vorhandenen Fixpunkte für die Anbindung der Membran an die Rückstruktur hohe lokale Spannungen hervorruft. Dies führt zu einer Verstärkung des bereits bei Raumtemperatur vorhandenen Verkippens der Membran im unteren Bereich des Reflektors, so dass die Außenkante im Schnitt um 1mm höher liegt als bei Raumtemperatur. Die zusätzliche Verkippung der Membran im unteren Bereich führt im Mittelbereich zu einer stärker ausgeprägten Absenkung der Membran nach hinten (zwischen $0,5\text{mm}$ und 1mm). Beide Effekte sind beim Vergleich der Abbildungen 8.13 und 8.15 zu erkennen. Dies führt im Gegensatz zur kreisförmigen

Anregung innerhalb der Rückstruktur zu einer weiteren Verkürzung der Fokuslänge, da die Oberfläche eine stärkere Krümmung aufweist, als dies bei Raumtemperatur der Fall ist.

8.5 Zusammenfassung der Ergebnisse und Empfehlungen

Die in diesem Kapitel diskutierten Beispielmessungen an einem CFK-Antennenreflektor und an zwei CFRS-Antennenreflektoren unterschiedlicher Größe zeigen, dass das vorgestellte Messsystem für große Bauteile und Komponenten bis hin zu Demonstratoren in der Lage ist, unter Laborbedingungen ausreichend große und adaptierbare Temperaturfelder auf einem Bauteil zu erzeugen, um eine mittels Photogrammetrie hochpräzise detektierbare Verformung hervorzurufen. Mithilfe der zusätzlich eingesetzten Thermographie und dem vorgestellten Auswerteprozess können den Photogrammetrietargets die auf der Bauteiloberfläche vorherrschenden Temperaturen zugewiesen werden. Nach erfolgter Messung liegt ein Datensatz von Ursprungsgeometrie und Ausgangstemperatur sowie der thermisch angeregten und verformten Geometrie samt zugehöriger Temperaturwerte vor, der für den Abgleich bestehender FE-Modelle bzw. zu deren Erzeugung verwendet werden kann.

Die Messung an dem CFK-Reflektor mit einem extrem niedrigen CTE und hoher thermischer Stabilität zeigt, dass selbst solch anspruchsvolle Bauteile mit dem Messsystem untersucht werden können. Die auf Infrarot-Strahlern basierende Variante des Heiz-Arrays ermöglicht gerade für solche Anwendungen ein deutlich höheres Temperaturfeld, so dass auch größere Verformungen erzielt werden können. Für sehr stark spiegelnde Oberflächen besteht zudem die Möglichkeit, die Oberfläche mit löslichen Pulverlacken vorzubehandeln⁶, um die Reflektivität der Oberfläche zu verringern und somit den Wärmeeintrag zu erhöhen.

Insbesondere im Bereich der Membranstrukturen bietet das System ein breites Einsatzspektrum, da die Wärmekapazität dieser Strukturen meist sehr gering ist und somit schnell die maximale Temperatur erreicht wird. Die Tests an den beiden Membran-Reflektoren zeigen, dass selbst für die niedrigen CTE-Werte der getesteten Biax- und Triax-CFRS-Membranen deutliche thermoelastische Deformationen erzeugt und gemessen werden können. Somit sind bereits vor den finanziell aufwendigen Tests in einer Thermalvakuumkammer erste Aussagen zum Bauteilverhalten möglich.

Mit den für die Messungen am LABUM-Demonstrator entwickelten, silikonbasierten Targets steht aufgrund der realisierbaren Dicken und der hohen Flexibilität der Targets sowie der ausgeprägten Adhäsionseigenschaften des Silikons in Kombination mit glat-

⁶Dies ist nur möglich, sofern die Oberfläche nicht beschichtet, poliert, oder anderweitig empfindlich ist.

ten Oberflächen eine Alternative zu den Klebetargets zur Verfügung. Je nach Beschaffenheit des Untergrunds können extrem dünne Targets gefertigt werden, die aufgrund ihres geringen Gewichts und der niedrigen Steifigkeit gerade bei den hier betrachteten TED-Tests die Beeinflussung der Struktur durch die Targets minimieren können und trotzdem einen Absolutvergleich der Targetpositionen zwischen den jeweiligen Messungen ermöglichen.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Der vermehrte Einsatz von Faserverbundwerkstoffen im Automobilbau sowie in der Luft- und Raumfahrt führt dazu, dass diese Werkstoffe immer öfter Umweltbedingungen ausgesetzt werden, in denen eine hohe Zahl thermisch-zyklischer Lasten auf das Material einwirkt. Gerade im Bereich der Luft- und Raumfahrt können Temperaturextrema zwischen -190°C und $+160^{\circ}\text{C}$ auftreten, die eine besonders hohe Belastung für die Werkstoffe darstellen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Auswirkungen einer hohen Zahl thermischer Lastzyklen mit extremen Temperaturwerten auf die Materialeigenschaften neuer Verbundwerkstoffe untersucht, wobei gezeigt wurde, dass die Materialkennwerte mit zunehmender Zyklenzahl degradieren. Die beobachteten Degradationseffekte treten insbesondere bei den vom jeweiligen Matrixwerkstoff beeinflussten Kennwerten auf, wovon besonders die interlaminare Scherfestigkeit und der Wärmedehnungskoeffizient betroffen sind.

Als Ursache für die Änderung der Materialkennwerte konnte die Bildung von Mikrorissen im Matrixanteil des Faserverbundes identifiziert werden. Anhand von Untersuchungen an Materialproben mit bis zu 3000 Temperaturzyklen konnte die Entstehung, das Wachstum und die Vermehrung der Mikrorisse bis hin zu einem Equilibrium aufgezeigt werden, bei dessen Überschreitung keine weitere Beeinflussung der Materialkennwerte durch die Mikrorisse festgestellt werden konnte.

Ein weiterer, stark von der Bildung von Mikrorissen beeinflussbarer Bereich ist die Verklebung zwischen zwei Faserverbundwerkstoff-Komponenten. Anhand der untersuchten Sandwichproben konnte auch hier die Entstehung und Weiterentwicklung von Mikrorissen in der Verklebung sowie deren Wachstum bis in die angrenzenden Schichten der Verbundwerkstoffe nachgewiesen werden. Hierdurch wird die Anbindung des Kerns an die Deckschicht und damit die Stabilität des Sandwichverbundes deutlich verringert.

Die Untersuchung der thermoelastischen Stabilität findet aktuell aufgrund der damit einhergehenden hohen Kosten lediglich auf Ebene von Materialproben und am Ende des Entwicklungsprozesses statt. Aus diesem Grund war das Ziel dieser Arbeit die Entwicklung von kosteneffizienten, labortauglichen Messsystemen, die über verschiedene Entwicklungsstufen hinweg, von der Materialelektion bis hin zum fertigen Produkt, eingesetzt werden können, um die Auswirkungen thermisch-zyklischer Lasten zu untersuchen. Hierfür wurden in einem ersten Schritt die aktuell verfügbaren Messsysteme zur Bestimmung von Temperatur- und Deformationsfeldern bezüglich ihrer Eig-

nung zum Einsatz in den erforderlichen Messaufbauten untersucht. Neben der prinzipiellen Eignung und der Erfüllung der Anforderungen hinsichtlich der benötigten Messauflösung stand hierbei vor allem die Anforderung nach möglichst einfachen und kostengünstigen Komponenten im Vordergrund.

Bei den letztendlich ausgewählten Messsystemen handelt es sich um ein Laserinterferometer, das beispielsweise zur Bestimmung des Wärmedehnungskoeffizienten an komplexen Strukturen verwendet werden kann. Hierfür wird die zu untersuchende Probe in einer Thermalvakuumkammer abgekühlt und mit definierter Aufheizrate auf die gewünschte Maximaltemperatur erhitzt, während über zwei an der Probe angebrachte Spiegel die Längenänderung mit dem Interferometer bestimmt wird. Der Messaufbau ist für den jeweiligen Einsatzzweck adaptierbar und deckt einen Temperaturbereich von -180°C bis zu $+400^{\circ}\text{C}$ ab, wobei aufgrund der drei verfügbaren Messstrahlen neben der Längenänderung auch das Verhalten einer Referenzebene über den Temperaturbereich bestimmt werden kann.

Für die Bestimmung des thermoelastischen Verhaltens auf Bauteil- und Komponentenebene wurden mit dem Stereokorrelationsverfahren und der Photogrammetrie zwei bildgebende Messsysteme ausgewählt. Die beiden Systeme decken Messbereiche von einigen Quadratcentimetern bis hin zu einigen Quadratmetern ab und können sich bei gleichzeitiger Verwendung ergänzen. Das Stereokorrelationssystem wird in erster Linie zur Verformungsmessung an kleinen Bauteilen und Proben bis zu einer Größe von etwa $600 \times 600\text{mm}^2$ verwendet. Die Photogrammetrievariante dient hingegen unterhalb dieser Abmessungen in erster Linie als Ergänzung und als Hilfestellung für die Kombination einzelner Stereokorrelationsmessungen zu einem Gesamtbild. Oberhalb von $600 \times 600\text{mm}^2$ wird die Verformung ausschließlich mit dem Photogrammetriesystem bestimmt. Beide Messaufbauten verwenden kostengünstige Halogen- bzw. Infrarotscheinwerfer für die Erzeugung der thermischen Anregung auf dem zu untersuchenden Bauteil, wobei die Temperaturmessung mithilfe einer Thermographiekamera erfolgt, deren Messdaten über die Photogrammetrietargets bzw. das Stereokorrelationsmessfeld zugeordnet werden können.

Das zusätzlich vorgestellte, auf Rayleigh-Rückstreuung basierende faseroptische Messsystem eignet sich zur zeitgleichen Bestimmung von Temperatur und Dehnung unter Verwendung einer einzelnen Sensorfaser, die aufgrund der intrinsischen Eigenschaftsänderung in der Faser eine extrem hohe Dichte an Messstellen erreicht. Diese Messstellen können frei auf bzw. in einem Prüfkörper platziert werden und ermöglichen eine präzise Temperatur- und Dehnungsmessung über die gesamte Faserlänge bzw. in ausgewählten, über die Faserlänge verteilten Bereichen. Aufgrund der geringen Abmessungen kann dieses Messsystem neben den bereits erwähnten Systemen als Ergänzung oder auch alleinstehend verwendet werden, so dass sich eine Vielzahl an Kombinations- und Anwendungsmöglichkeiten ergibt.

Die ausgewählten Messsysteme und die daraus entwickelten Messaufbauten wurden anhand verschiedener Messaufgaben für die jeweiligen Systeme vorgestellt, wobei je-

weils unterschiedliche Materialkombinationen und Anwendungsfälle ausgewählt wurden, die möglichst realitätsnahe Einsatzszenarien abbilden und gleichzeitig die erzielbaren Messauflösungen der verschiedenen Systeme an Prüfkörpern mit Abmessungen von einigen Zentimetern bis hin zu mehreren Metern demonstrieren. Die Ergebnisse der in dieser Arbeit aufgeführten Untersuchungen zeigen, dass die vorgestellten Systeme in der Lage sind, erste aussagekräftige Erkenntnisse zum Verhalten der untersuchten Bauteile zu liefern. Eine Einschränkung liegt lediglich hinsichtlich der Untersuchung des Verhaltens von Prüfkörpern bei tiefen Temperaturen vor, die aufgrund ihrer Abmessungen nicht mit dem Laserinterferometer in der TV-Kammer untersucht werden können. Hier bleibt die Minimaltemperatur auf die vorherrschende Raumtemperatur beschränkt.

Aktuell können die vorgestellten Systeme zur Untersuchung des thermoelastischen Verhaltens zwar ausreichend genaue Ergebnisse liefern, aufgrund der Komplexität der verwendeten Systeme sind jedoch weitere Schritte notwendig, um eine einfachere Handhabung zu ermöglichen. Als Beispiel sei hier die Interaktion der Thermographie und der Photogrammetrie genannt. Insbesondere bei großen Entfernungen der Thermographiekamera vom Messobjekt ist die Zuordnung der Temperaturwerte über in beiden Aufnahmen sichtbare Targets nicht immer möglich und erfordert zusätzliche Schritte zur Reorientierung des Thermographiebildes bezüglich der Photogrammetriedaten. Die in dieser Arbeit beschriebenen Targets auf Silikonbasis bieten hier die Möglichkeit, durch geeignete Behandlung die Detektierbarkeit auch für die Infrarotkamera zu erhöhen, indem die Targetemissivität im Vergleich zur Prüfkörperoberfläche angepasst wird.

Die fortschreitende Entwicklung neuer, hochpräziser und innovativer Messsysteme bietet erheblichen Spielraum für die Weiterentwicklung der präsentierten Messaufbauten. Hier seien als Beispiel die erst seit kurzem erhältlichen, infrarotbasierten „Time of Flight Kameras“ zur Geometrieerfassung erwähnt. Im Vergleich zur Photogrammetrie stellen diese Systeme, eine weitere Verbesserung der erzielbaren Bildauflösung vorausgesetzt, aufgrund des geringeren Aufwands zur Vorbereitung und Durchführung der Messung eine interessante Alternative dar.

Literaturverzeichnis

- [1] DIN 51045-1: Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper - Teil 1: Grundlagen.
- [2] DIN 51909: Prüfung von Kohlenstoffmaterialien - Bestimmung des linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten - Feststoffe.
- [3] DIN EN 60584-1:2014-07: Thermoelemente - Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen (IEC 60584-1:2013).
- [4] *DuPont Kapton HN polyimide film - Technical Data Sheet - Stand 31.01.2016.*
- [5] ECSS-Q-70-04A - Thermal cycling test for the screening of space materials and processes.
- [6] *LUNA - Optical Distributed Sensor Interrogator (Models ODiSI A10 and A50).*
- [7] DIN EN 2823: Faserverstärkte Kunststoffe - Ermittlung des Einflusses der Auslagerung in feuchtem Klima auf die mechanischen und physikalischen Eigenschaften, April 1999.
- [8] DIN EN ISO 6946: Bauteile - Wärmedurchlasswiderstand und Wärmedurchgangskoeffizient - Berechnungsverfahren, April 2009.
- [9] DIN 50035: Begriffe auf dem Gebiet der Alterung von Materialien - Polymere Werkstoffe, Februar 2011.
- [10] ANSYS. *Element Reference*. SAS IP, Inc, 2009.
- [11] Y. ARAI. Pitch-based carbon Fiber with low modulus and high heat conduction. *Nippon steel technical report. Overseas*, (84):12–17, 2001.
- [12] H. D. Baehr and K. Stephan. *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer Verlag, Berlin, 2008.
- [13] J. W. Baer and W. P. Lotz. Figure testing of 300-mm Zerodur mirrors at cryogenic temperatures. In *International Symposium on Optical Science and Technology, International Society for Optics and Photonics*, 2002.
- [14] L. Bardella. Mechanical behavior of glass-filled epoxy resins: experiments, homogenization methods for syntactic foams, and applications. *Università de Brescia*, 2000.

- [15] N. Bauer. *Handbuch zur industriellen Bildverarbeitung: Qualitätssicherung in der Praxis*. Fraunhofer-Allianz Vision, 2007.
- [16] F. Bayer-Helms, H. Drarnedde, and G. Exner. Längenstabilität bei Raumtemperatur von Proben der Glaskeramik Zerodur. *Metrologia*, 21.2:49 – 57, 1985.
- [17] W. Beitz and K.-H. Grote. *Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 1997.
- [18] L. Bergmann and C. Schaefer, editors. *Lehrbuch der Experimentalphysik - Band 3 - 9. Auflage - Optik*. Walter de Gruyter & Co., 1993.
- [19] K. P. Birch and M. J. Downs. Correction to the Updated Edl[∞] Equation for the Refractive Index of Air. *Metrologia*, 31(4):315, 1994.
- [20] J. R. Blandino, H. M. Brown, S. K. Long, and J. Sterling. Development of Ground Testing Methodologies for a 15 m ULDB Model. In *48th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference*, page 1849, 2007.
- [21] L. Boltzmann. Ableitung des Stefan'schen Gesetzes, betreffend die Abhängigkeit der Wärmestrahlung von der Temperatur aus der elektromagnetischen Lichttheorie. *Annalen der Physik*, 258 Issue 6:291–294, 1884.
- [22] P. Boone. Optical methods to measure shape and size. *Advances in dental research*, 1(1):27–38, 1987.
- [23] L. Borgese, M. Gelfi, E. Bontempi, P. Goudeau, G. Geandier, D. Thiaudière, and L. Depero. Young modulus and Poisson ratio measurements of TiO₂ thin films deposited with atomic layer deposition. *Surface and Coatings Technology*, 206(8):2459–2463, 2012.
- [24] F. Bosnjakovic and K. F. Knoche. *Technische Thermodynamik: Teil II*. Dietrich Steinkopff Verlag, 1997.
- [25] J. Both. *Tragfähigkeit von CFK-Metall-Laminaten unter mechanischer und thermischer Belastung*. PhD thesis, TU München, 2014.
- [26] D. E. Bowles. Effect of microcracks on the thermal expansion of composite laminates. *Journal of composite materials*, 18(2):173–187, 1984.
- [27] T. L. Brown. *The Effect of Long-Term Thermal Cycling on the Microcracking Behavior and Dimensional Stability of Composite Materials*. PhD thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg Virginia, 1997.
- [28] J. Burge, T. Peper, and S. Jacobs. Thermal expansion of borosilicate glass, zerodur, zerodur m, and uncer amized zerodur at low temperatures. *Applied Optics*, 38:7161 – 7162, 1999.

- [29] G. Busse, B.-H. Kröplin, and F. K. W. (Eds.). *Damage and its evolution in Fibre-Composite Materials*. ISD Verlag, 2006.
- [30] A. Caporale, R. Luciano, and E. Sacco. Micromechanical analysis of interfacial debonding in unidirectional fiber-reinforced composites. *Computers & Structures*, 84(31):2200–2211, 2006.
- [31] H. S. Carslaw and J. C. Jaeger. *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press, 1959.
- [32] C. Chamis. Failure criteria for filamentary composites. In *Composite Materials: Testing and Design*. ASTM International, 1969.
- [33] C. Chang. From photogrammetry, computer vision to structural response measurement. In *The 14th International Symposium on: Smart Structures and Materials & Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, pages 652903–652903. International Society for Optics and Photonics, 2007.
- [34] F. Chen, G. M. Brown, and M. Song. Overview of three-dimensional shape measurement using optical methods. *Optical Engineering*, 39(1):10–22, 2000.
- [35] L. Datashvili and H. Baier. Flexible Fiber Composites for Space Structures. In *Fibre Composite Structures*. Nova Science Publishers, Inc., 2011, USA, 2011.
- [36] L. Datashvili, H. Baier, and L. da Rocha-Schmidt. Multi-scale analysis of structures made of triaxially woven fabric composites with stiff and flexible matrix materials. In *Proceedings of the 52th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference*, 2011.
- [37] L. Datashvili, H. Baier, S. Endler, N. Maghaldadze, M. Friemel, T. Luo, G. Bedukadze, K. Chkhikvadze, A. Ihle, and J. Santiago-Prowald. Dimensional stability and shape-accuracy of shell-membrane reflecting surfaces made of fiber-reinforced elastomers. In *International Conference on Advanced Lightweight Structures and Reflector Antennas [2., 2014, Tbilisi]*, Tbilisi, Georgia, 2014.
- [38] L. Datashvili, H. Baier, J. Schimitschek, M. Lang, and M. Huber. High Precision Large Deployable Space Reflector Based on Pillow-Effect-Free Technology. In *48th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference*, Honolulu, 2007.
- [39] L. Datashvili, H. Baier, E. Wehrle, T. Kuhn, and J. Hoffmann. Large shell-membrane space reflectors. In *Proceedings of AIAA Structures, Dynamics, and Materials Conference, Honolulu, Hawaii*, 2010.
- [40] L. Datashvili, S. Endler, H. Baier, H. Langer, M. Friemel, and J. Tsignadze, N. Santiago-Prowald. Study of mechanical architectures of large deployable space antenna apertures: from design to tests. In *Proceedings of the ESA/E-STEC Antenna Workshop*, Noordwijk, Netherlands, 2012.

- [41] L. Datashvili, S. Endler, B. Wei, H. Baier, H. Langer, M. Friemel, N. Tsignadze, and J. Santiago-Prowald. Study of mechanical architectures of large deployable space antenna apertures: from design to tests. *CEAS Space Journal*, (5):S. 169–184, 2013.
- [42] L. Datashvili, M. Lang, H. Baier, and T. Sixt. Membranes for large and Precision deployable Reflectors. In *Proc. of European Conference on Spacecraft Structures, Materials & Mechanical Testing 2005*, Noordwijk, Jan 2005.
- [43] C. G. Davila, P. P. Camanho, and C. A. Rose. Failure criteria for FRP laminates. *Journal of Composite materials*, 39(4):323–345, 2005.
- [44] Debacher. Optical Fiber Types. http://www.debacher.de/uwiki/images/8/86/550px-Optical_fiber_types.svg.png - Letzter Zugriff: 21.08.2016.
- [45] M. Dekiff, P. Berssenbrügge, B. Kemper, C. Denz, and D. Dirksen. 3D-Deformations-und Formerfassung auf Basis von ESPI, DSP und digitaler Bildkorrelation projizierter Specklemuster. *DGaO Proceedings 2011 P*, 19, 2011.
- [46] J. Dold. Influence of target size on the results of photogrammetric bundle adjustment. *IAPRS, Vol. 26, Part B5, 119 - 123*, 1996.
- [47] J. Dold. *Ein hybrides photogrammetrisches Industriemeßsystem höchster Genauigkeit und seine Überprüfung*. PhD thesis, Universität der Bundeswehr München, 1997.
- [48] J. Dold. The role of a digital intelligent camera in automating industrial photogrammetry. *The Photogrammetric Record*, 16(92):199–212, 1998.
- [49] N. D. Duc and D. K. Minh. Experimental study on Young’s modulus E of a polymer composite reinforced by nano titanium dioxide particles. *Vietnam Journal of Mechanics*, 34(1):19–25, 2012.
- [50] B. Edlén. The refractive index of air. *Metrologia* 2: 71-80, 1966.
- [51] D. Ekenhorst. Bestimmung von Alterungsschäden in CFK. *Materialprüfung*, 39:175–179, 1997.
- [52] W. Estler, K. Edmundson, G. Peggs, and D. Parker. Large-scale metrology - an update. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(2):587–609, 2002.
- [53] B. Farrokh, N. A. A. Rahim, K. Segal, T. Fan, J. Jones, K. Hodges, N. Mashni, N. Garg, and A. Sang. Longitudinally Jointed Edge-Wise Compression Honey-Comb Composite Sandwich Coupon Testing And Fe Analysis: Three Methods of Strain Measurement, And Comparison. 2013.
- [54] M. Flemming and S. Roth. *Faserverbundbauweisen - Eigenschaften*. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2003.

- [55] E. M. Flint, J. Hall, and J. Lindler. Experimental Validation of Close-Range Photogrammetric Measurement Performance of Doubly Curved Surfaces. In *Paper# AIAA-2006-1804, 7th Annual Gossamer Spacecraft Forum, Newport, RI, May, 2006*.
- [56] S. Foix, G. Alenyà, and C. Torras. Lock-in Time-of-Flight (TOF) Cameras: A Survey. *Sensors Journal, IEEE (Volume:11, Issue 9)*, 11:1917 – 1926, 2011.
- [57] N. A. G. for Aerospace Research and Development, editors. *Requirements, Design and Development of Large Space Antenna Structures - AGARD Report No. 676*. Technical Editing and Reproduction Ltd., London, 1980.
- [58] R. Foye. The Transverse Poisson's Ratio of Composites. *Journal of Composite Materials*, 6(2):293–295, 1972.
- [59] M. Fratz, D. Carl, R. Zeiser, and M. Berndt. Optische Verformungsmessungen an Mikrosystemen bei extremen Temperaturdifferenzen. *Photonik 45 (2013), No. 6, pp.34-37*, 2013.
- [60] Fraunhofer. Deflektometrie sensorkopf. http://www.iosb.fraunhofer.de/servlet/is/4698/Deflektometrie_Sensorkopf.jpg - Letzter Zugriff: 21.08.2016.
- [61] M. Friemel and H. Baier. Verbundvorhaben: Höchstinnovative Satkom-Strukturen mit erhöhten thermischen und elektromagnetischen Eigenschaften (HISST), Schlussbericht zum BMWF Förderkennzeichen 50 YB 0929. Technical report, BMWF, 2011(*).
- [62] M. Friemel and H. Baier. Verbundvorhaben: Höchstinnovative Satkom-Strukturen mit erhöhten thermischen und elektromagnetischen Eigenschaften (HISST2), Schlussbericht zum BMWF Förderkennzeichen 50 YB 1122. Technical report, BMWF, 2013(*).
- [63] M. Friemel and H. Baier. Thermal Testing of CFRP Under A High Number Of Temperature Cycles. In *SSMET*, Braunschweig, 2014(*).
- [64] M. Friemel, H. Baier, and L. Datashvili. New Experimental Techniques for Mechanical and Thermo-Elastic Characterization of Antenna Reflector Materials and Structures. In *33rd ESA Antenna Workshop 2011, Noordwijk*, 2011(*).
- [65] M. Friemel, N. Maghaldadze, H. Baier, and L. Datashvili. Alternative Thermo-elastic Deformation Measurement Techniques for Space Structures in Laboratory Conditions. In *International Conference on Advanced Lightweight Structures and Reflector Antennas [2., 2014, Tbilisi]*, Tbilisi, Georgia, 2014(*).
- [66] M. Friemel, M. Perterer, and H. Baier. Experimental characterization of dimensionally stable composite materials and components. In *Proceedings: 3rd Zwick Academia Day, p. 49-64, 2012, München*, 2012(*).

- [67] S.-Y. Fu, X.-Q. Feng, B. Lauke, and Y.-W. Mai. Effects of particle size, particle/matrix interface adhesion and particle loading on mechanical properties of particulate–polymer composites. *Composites Part B: Engineering*, 39(6):933–961, 2008.
- [68] G. Ganci and J. Brown. Developments in non-contact measurement using videogrammetry. In *Boeing Large Scale Optical Metrology Seminar. Long Beach. Web (<http://www.geodetic.com/papersdownload.htm>)*, 2000.
- [69] G. Ganci and H. Handley. Automation in videogrammetry. *International Archives of Photogrammetry and Remote Sensing*, 32:53–58, 1998.
- [70] J. Gassan. A study of fibre and interface parameters affecting the fatigue behaviour of natural fibre composites. *Composites part A: applied science and manufacturing*, 33(3):369–374, 2002.
- [71] T. S. Gates, K. S. Whitley, R. W. Grenoble, and T. Bandorawalla. Thermal/mechanical durability of polymer-matrix composites in cryogenic environments. *AIAA Paper*, 1600:2003, 2003.
- [72] W. Georgi and E. Metin. *Einführung in LabVIEW*. Carl Hanser Verlag München, 2009.
- [73] R. Ghaffarian. Accelerated thermal cycling and failure mechanisms for BGA and CSP assemblies. *Journal of Electronic Packaging*, 122(4):335–340, 2000.
- [74] S. Ghosh, Y. Ling, B. Majumdar, and R. Kim. Interfacial debonding analysis in multiple fiber reinforced composites. *Mechanics of Materials*, 32(10):561–591, 2000.
- [75] W. K. Goertzen and M. Kessler. Creep behavior of carbon fiber/epoxy matrix composites. *Materials Science and Engineering: A*, 421(1):217–225, 2006.
- [76] W. Grellmann and S. Seidler. *Kunststoffprüfung*. Carl Hanser Verlag München Wien, 2005.
- [77] J. Gühring. *3D-Erfassung und Objektrekonstruktion mittels Streifenprojektion*. Beck, 2002.
- [78] S. A. GuOmundsson, H. Aanæs, and R. Larsen. Environmental effects on measurement uncertainties of time-of-flight cameras. In *Signals, Circuits and Systems, 2007. ISSCS 2007. International Symposium on*, volume 1, pages 1–4. IEEE, 2007.
- [79] T. Haberle and H. Baier. Rechnerische und experimentelle Untersuchung zur Auslegung werkstoffhybrider Faserverbundbauteile bei kryogenen Temperaturen. DGLR-Jahrestagung, 1999.

- [80] T. Haberle and H. Baier. Messen von kleinen Verformungen an CFK-Proben bei Tieftemperatur. DGLR-Jahrestagung, 2000.
- [81] T. Haberle et al. *Thermomechanik werkstoffhybrider, faserverstärkter Schichtverbunde und Bauteile bei tiefen Temperaturen*. PhD thesis, Technische Universität München, 2001.
- [82] P. Hariharan. *Optical Interferometry*. Academic Press, San Diego, USA, 2003.
- [83] B. Harnisch, B. Kunkel, M. Deyerler, S. Bauereisen, and U. Papenburg. Ultralightweight C/SiC mirrors and structures. *ESA bulletin*, 95(8):148–152, 1998.
- [84] B. Harris, editor. *Fatigue In Composites*. Woodhead Publishing Limited - Cambridge England, 2003.
- [85] L. Hart-Smith. Mechanistic failure criteria for carbon and glass fibers embedded in polymer matrices. In *A Collection of Technical Papers: AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference and Exhibit, AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Forum, AIAA Non-Deterministic Approaches Forum, AIAA Gossamer Spacecraft Forum: Seattle, Washington, 16-19 April, 2001*, volume 1, page 34. American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2001.
- [86] P. Hartmann and H. F. Morian. 100 years of mirror blanks from SCHOTT. In *Proc. SPIE 5382, Second Backasog Workshop on Extremely Large Telescopes*, 2004.
- [87] P. Heerde. *Einsatz der Speckle-Interferometrie für die Bewertung des Spannungs-und Verformungsverhaltens zur materialabhängigen Gestaltoptimierung prothetischer Konstruktionen*. PhD thesis, Freie Universität Berlin, 2009.
- [88] P. Hein. Thermal Distortion Measurements of a Dual Gridded Antenna Reflector with Laser Radar System Integrated to a Thermal Vacuum Test Facility. In *Proceedings of the 13th European Conference on Spacecraft Structures, Materials & Environmental Testing*, 2014.
- [89] C. Henaff-Gardin and M. Lafarie-Frenot. Specificity of matrix cracking development in CFRP laminates under mechanical or thermal loadings. *International journal of fatigue*, 24(2):171–177, 2002.
- [90] J. Horbach. *Verfahren zur optischen 3D-Vermessung spiegelnder Oberflächen*. Univ.-Verlag Karlsruhe, 2007.
- [91] M. Hugenschmidt. *Lasermesstechnik, Diagnostik der Kurzzeitphysik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [92] W. A. Imbriale, S. S. Gao, and L. Boccia. *Space Antenna Handbook*. John Wiley & Sons LTd., 2012.

- [93] R. Jedamzik, R. Müller, and P. Hartmann. Homogeneity of the linear thermal expansion coefficient of ZERODUR measured with improved accuracy. In *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, 2006.
- [94] A. Jennings, D. Magree, G. Briggs, C. Alleny, J. Black, M. Jameson, D. Rogers, S. A. Pollock, and J. R. Blandino. Accuracy of photogrammetry texture-based surface reconstruction on curved surfaces. In *Proceedings of the 51st AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Orlando, USA*, 2010.
- [95] F. E. Jones. The refractivity of air. *Journal of Research*, 86:27–32, 1981.
- [96] R. M. Jones. *Mechanics of Composite Materials*. Taylor and Francies, 1999.
- [97] J. Ju, R. J. Morgan, and T. S. Creasy. Transverse Cracking of M40J/PMR-II-50 Composites under Thermal-Mechanical Loading: Part I Characterization of Main and Interaction Effects using Statistical Design of Experiments. *Journal of Composite Materials*, 41, 2007.
- [98] J. Ju, R. J. Morgan, and T. S. Creasy. Transverse Cracking of M40J/PMR-II-50 Composites under Thermal-Mechanical Loading: Part II - Experiment and Analytical Investigation. *Journal of Composite Materials*, 41, 2007.
- [99] Z. Jun, Y. Jing-Xin, W. Yan-Ju, C. Xiang-Rong, and J. Fu-Qian. First-principles calculations for elastic properties of rutile TiO₂ under pressure. *Chinese Physics B*, 17(6):2216, 2008.
- [100] K. Kamegai, M. Tsuboi, A. Doi, and E. Sato. Measurements of Antenna Surface for Millimeter-Wave Space Radio Telescope. *Publications of the Astronomical Society of Japan*, 63(3):475–480, 2011.
- [101] S. Kammel. *Deflektometrische Untersuchung spiegelnd reflektierender Freiformflächen*. PhD thesis, Universität Karlsruhe, 2004.
- [102] S. Kobayashi, K. Terada, S. Ogihara, and N. Takeda. Damage-mechanics analysis of matrix cracking in cross-ply CFRP laminates under thermal fatigue. *Composites science and technology*, 61(12):1735–1742, 2001.
- [103] G. Kraus and J. Gruver. Thermal expansion, free volume, and molecular mobility in a carbon black-filled elastomer. *Journal of Polymer Science Part A-2: Polymer Physics*, 8(4):571–581, 1970.
- [104] T. Kuhn. *Charakterisierung und multidisziplinäre Entwurfsoptimierung von Membranstrukturen bei Luft- und Raumfahrtanwendungen*. PhD thesis, TU München, 2011.
- [105] M. Lafarie-Frenot and N. Ho. Influence of free edge intralaminar stresses on damage process in CFRP laminates under thermal cycling conditions. *Composites science and technology*, 66(10):1354–1365, 2006.

- [106] M. Lang. *Integrierte Modellierung für Strukturentwurf und thermoelastische Auslegung von Satellitenreflektoren*. PhD thesis, Technische Universität München, 2009.
- [107] M. Lang, H. Baier, and T. Ernst. High precision thin shell reflectors-design concepts, structural optimisation and shape adjustment techniques. In *Spacecraft Structures, Materials and Mechanical Testing 2005*, volume 581, page 11, 2005.
- [108] W.-H. Lin and M.-H. R. Jen. Manufacturing and mechanical properties of glass bubbles/epoxy particulate composite. *Journal of composite materials*, 32(15):1356–1390, 1998.
- [109] O. Linding and W. Pannhorst. Thermal expansion and length stability of Zeropur in dependence on temperature and time. *Applied Optics*, 24:3330 – 3334, 1985.
- [110] S. Liu. On Fourier’s law of heat conduction. *Continuum mechanics and Thermodynamics*, 2:301–305, 1990.
- [111] S. Lomperski, C. Gerardi, and W. D. Pointer. Fiber optic distributed temperature sensor mapping of a jet-mixing flow field. *Experiments in Fluids*, 2015.
- [112] F. Lopez Jimenez. *Mechanics of thin carbon fiber composites with a silicone matrix*. PhD thesis, California Institute of Technology, 2011.
- [113] T. Luhmann. *Erweiterte Verfahren zur geometrischen Kamerakalibrierung in der Nahbereichsphotogrammetrie*. Verlag der Bayerischen Akademie der Wissenschaften in Kommission beim Verlag C. H. Beck, 2010.
- [114] T. Luhmann. *Nahbereichsphotogrammetrie - Grundlagen, Methoden und Anwendungen*. Wichmann Verlag, 2010.
- [115] T. Luhmann. *Photogrammetrie, Laserscanning, optische 3D-Messtechnik: Beiträge der Oldenburger 3D-Tage 2012*. Wichmann, 2012.
- [116] T. Luhmann. Eccentricity in images of circular and spherical targets and its impact to 3D object reconstruction. *International Archives of Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences, Vol. 40, No. 5, 363 - 370*, 2014.
- [117] T. Luhmann and K. Wendt. Recommendations for an acceptance and verification test of optical 3-D measurement systems. *International Archives of Photogrammetry and Remote Sensing*, 33(B5/2; PART 5):493–500, 2000.
- [118] S. T. MacDonald and J. R. Blandino. Thermal distortion of a subscale membrane mirror. *Paper AIAA*, 2153, 2009.
- [119] M. Mahl, M. Friemel, L. Capobianco, A. Haridas, and H. Baier. Influences of Adhesive Properties on Strain Measurement Result of Rayleigh Backscattering

- Based Fibre Optic Sensors. In *IWSMH (International Workshop on Structural Health Monitoring)*, Stanford, USA, 2015.
- [120] X. Maldague. *Infrared Methodology and Technology*. Gordon and Breach Science Publishers, 1994.
- [121] D. K. Marker and C. H. Jenkins. Surface precision of optical membranes with curvature. *Optics Express*, 1(11):324–331, 1997.
- [122] S. May, D. Droeschel, D. Holz, S. Fuchs, E. Malis, A. Nüchter, and J. Hertzberg. Three-dimensional mapping with time-of-flight cameras. *Journal of Field Robotics*, 26(11-12):934–965, 2009.
- [123] I. Mitra, J. Alkemper, R. Müller, U. Nolte, A. Engel, et al. Optimized glass-ceramic substrate materials for EUVL applications. In *Microlithography 2004*, 2004.
- [124] U. C. Müller. *Structural Monitoring and Displacement Field Estimation based on Distributed Fiber Bragg Grating Sensors*. PhD thesis, TU München, 2010.
- [125] A. Moore, R. Williams, and G. Agnes. A Method for Assessing the Accuracy of a Photogrammetry System for Precision Deployable Structures. In *47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference 14th AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Conference 7th*, page 1806, 2006.
- [126] W. Mordwinzew, B. Tietz, F. Boochs, and D. Paulus. Korrektur der Ellipsen-Exzentrizität im Kontext von Kamerakalibrierungen.
- [127] R. J. Morgan. Characterization of the structure-processing-performance relations of phenylethynyl phthalic anhydride crosslinked fluorinated polyimides (AFR-PEPA-N) and their carbon fiber composites. Technical report, DTIC Document, 2007.
- [128] T. Nakamura, N. Ramanujam, P. Vaddadi, and R. P. Singh. Interlaminar Fatigue Growth Under Thermal Cycles in Composite Laminate. In *16th International Conference on Composite Materials*, 2007.
- [129] L. Nikiel, H. Yang, M. Gerspacher, G. Hoang, et al. Electrical resistivity and thermal expansion coefficient of carbon black filled compounds around T_g. *Kautschuk Gummi Kunststoffe*, 57(10):538–540, 2004.
- [130] S. Ozawa, A. Fukatsu, and K. Shimizu. Thermal Deformation Measurement of Onboard Antenna Reflector in Thermal Vacuum Chamber by Photogrammetry. In *47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference 14th AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Conference 7th*, page 2007, 2006.

- [131] D. Pallek, P. Baumann, K. Bütetisch, and J. Kompenhans. Measurement of Moiré interferometry for model deformation measurements in large scale wind tunnels. *Euromech 406*, pp. 167-170, 1999.
- [132] D. P. Pallek., K. Bütetisch, J. Quest, and W. Strudthoff. Model Deformation Measurement in ETW using the Moiré Technique. *ICIASF 2003 Record*, pp 110-114, 2003.
- [133] R. S. Pappa, J. T. Black, J. R. Blandino, T. W. Jones, P. M. Danehy, and A. A. Dorrington. Dot-Projection Photogrammetry and Videogrammetry of Gossamer Space Structures. *Journal of Spacecraft and Rockets*, Vol. 40, No. 6, November - December 2003, 2003.
- [134] R. S. Pappa, L. R. Giersch, and J. M. Quagliaroli. Potogrammetry of a 5m Inflatable Space Antenna With Consumer-Grade Digital Cameras. *Experimental Techniques*, 25(4):21–29, 2001.
- [135] R. S. Pappa, T. W. Jones, J. T. Black, A. Walford, S. Robson, and M. R. Shortis. Photogrammetry methodology development for gossamer spacecraft structures. 2002.
- [136] S. Pellegrino and A. Kueh. Thermo-elastic behaviour of single ply triaxial woven fabric composites. In *Proceedings of the 47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Conference on Structures, Structural Dynamics, and Materials*, volume 5, pages 3726–3737. AIAA, 2006.
- [137] M. Perterer. *Schadensidentifikation und-bewertung von CFK-Bauteilen mittels phasenmodulierter Thermographie*. PhD thesis, TU München, 2012.
- [138] M. Perterer, M. Friemel, and H. Baier. Characterization of the influence of Comparative Vacuum Measurement (CVM) sensors in the context of Structural Health monitoring (SHM) systems. In *6th European Workshop on Structural Health Monitoring (EWSHM) 2012, Dresden*, 2012.
- [139] W. A. Plummer and H. E. Hagy. Precision thermal expansion measurements on low expansion optical materials. *Applied Optics*, 7:825 – 831, 1968.
- [140] W. Polifke and J. Kopitz. *Wärmeübertragung - Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. Pearson Education Deutschland GmbH, 2005.
- [141] Polytec. Time-of-flight-Technologie revolutioniert 3D-Optosensorik. *Optik + Photonik - Ausgabe 03/2013*, 2013.
- [142] H.-J. Przybilla. Streifenprojektion - Grundlagen, Systeme und Anwendungen. In *Contributions from: 74th Society for Geodesy, Geoinformation, and Land Management (DVW) Seminar Terrestrial Laser Scanning–Terrestrisches-Laser-Scanning*, 2007.

- [143] W. Pöschel, D. Dontsov, and E. Manske. Hochgenaue Längen- und Winkelmessungen mit Dreistrahl-Interferometern. *Laser+Photonik, Ausgabe 2*, 2006.
- [144] A. Puck. Festigkeitsberechnung and Glasfaser/Kunststoff-Laminaten bei Zusanngesetzter Beanspruchung: Bruchhypothesen und Schichtweise Bruchanalyse. *Kunststoffe*, 55:18–19, 1969.
- [145] A. Puck. *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. Carl Hanser Verlag München Wien, 1996.
- [146] M. J. Quesenberry, P. H. Madison, and R. E. Jensen. Characterization of Low Density Glass Filled Epoxies. Technical report, DTIC Document, 2003.
- [147] L. Raffaelli. *Thermomechanics of fibre reinforced epoxies for cryogenic pressurized containment*. PhD thesis, Universität München, 2006.
- [148] P. Raghavan and S. Ghosh. A continuum damage mechanics model for unidirectional composites undergoing interfacial debonding. *Mechanics of Materials*, 37(9):955–979, 2005.
- [149] N. Ramanujam, P. Vaddadi, T. Nakamura, and R. P. Singh. Interlaminar fatigue crack growth of cross-ply composites under thermal cycles. *Composite Structures*, 85(2):175–187, 2008.
- [150] S. Rapp. *Shape Memory Polymers in Fiber Composite Structures for Shape Adjustment*. Dissertation, Technische Universität München, München, 2011.
- [151] P. K. Rastogi, M. Lehmann, J. Huntley, A. Moore, J. D. C. Jones, J. D. R. Valera, M. Syödahl, G. Pedrini, and H. J. Tiziani. *Digital Speckle Pattern Interferometry and related techniques*. John Wiley & Sons, Ltd., 2001.
- [152] C. Renschen. Fi(e)ber-Thermometer - Prinzipien und Anwendungen der faseroptischen Temperaturmessung. *Laser + Photonik November 2004*, 2004.
- [153] J. Richards, G. Wostenholm, B. Yates, M. Darby, and L. Phillips. Thermal properties of carbon-filled silicone rubbers for use in thermal expansion moulding. *Journal of materials science*, 25(1):721–724, 1990.
- [154] H. Riedel. *Fracture at high temperatures*. Springer, 2014.
- [155] D. Robinson, L. Rogers, R. Simpson, N. McCormick, and B. Laine. Review of Innovative Instrumentation Techniques for Spacecraft Thermo-Mechanical Testing. In *12th European Conference on Spacecraft Structures, Materials and Environmental Testing*, volume 691, page 195, 2012.
- [156] S. Roose, A. Mazzoli, P. Barzin, P. Jamotton, S. Sablerolle, A. Tavares, and D. Doyle. A Target Projector for Videogrammetry Under Vacuum Conditions. In *12th European Conference on Spacecraft Structures, Materials and Environmental Testing*, volume 691, page 131, 2012.

- [157] S. Roose, Y. Stockman, J.-C. Bolsée, D. Doyle, and G. Ulbrich. Canister-free videogrammetry system for thermal vacuum and space applications. In *Optical Science and Technology, SPIE's 48th Annual Meeting*, pages 242–252. International Society for Optics and Photonics, 2003.
- [158] S. Roose, Y. Stockman, P. Rochus, T. Kuhn, M. Lang, H. Baier, S. Langlois, and G. Casarosa. Optical methods for non contact measurements of membranes. In *Acta Astronautica, Vol. 65, Num 9-10, Nov. - Dez. 2009, PP 1317-1329 (online: 10.1016/j.actaastro.2009.03.061)*, Elsevier 2009,, 2009.
- [159] J. Santiago-Prowald and C. Mangenot. Large Antenna Working Group: Status of Activities. In *International Conference on Advanced Lightweight Structures and Reflector Antennas [2., 2014, Tbilisi]*, 2014.
- [160] R. A. Schapery. Thermal expansion coefficients of composite materials based on energy principles. *Journal of Composite Materials*, 2:380 – 404, 1968.
- [161] J. Schimitschek, L. Datashvili, T. Kuhn, and H. Baier. Charakterisierung, Modellierung und Funktionalisierung von Membranstrukturen. In *DGLR Workshop X, Luftfahrzeuge leichter als Luft, Leichtbau im Rahmen der leichter-als-Luft-Technologie*, München, 2007.
- [162] H. Schmiedel. *Handbuch der Kunststoffprüfung*. Carl Hanser Verlag München Wien, 1992.
- [163] W. Schneider. *Mikromechanische Betrachtung von Bruchkriterien unidirektional verstärkter Schichten aus Glasfaser*. PhD thesis, 1974.
- [164] W. Schott, D. Dontsov, and W. Pöschel. Mehrkanalige laserinterferometrische Messverfahren mit höchster Genauigkeit. *Photonik Fachzeitschrift für optische Technologien, AT-Fachverlag GmbH, Ausgabe 3*, 2008.
- [165] P. D.-I. H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2005.
- [166] A. Schwarz, editor. *Berührungslose Messtechnik : Die besten Produkte und Anwendungen*. Vogel und Fraunhofer, 2006.
- [167] J. C. Seferis. Cryogenic Cycling Behavior of Polymeric Composite Materials. Technical report, DTIC Document, 2002.
- [168] L. Shen, Z. Lou, and Y. Qian. Effects of thermal volume expansion on positive temperature coefficient effect for carbon black filled polymer composites. *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics*, 45(22):3078–3083, 2007.
- [169] R. Simpson, M. Broussely, G. Edwards, D. Robinson, A. Cozzani, and G. Casarosa. Thermography During Thermal Test of the Gaia Deployable Sunshield Assembly Qualification Model in the ESTEC Large Space Simulator. In *12th*

- European Conference on Spacecraft Structures, Materials and Environmental Testing*, volume 691, page 197, 2012.
- [170] M. Stefan. Über die Beziehung zwischen der Wärmestrahlung und der Temperatur. *Sitzungsberichte der mathematisch-naturwissenschaftlichen Classe der Kaiserlichen Akademie der Wissenschaften LXXIX*, II. Abteilung:391 – 428, 1879.
- [171] C. Teutsch. *Model-based Analysis and Evaluation of Point Sets from Optical 3D Laser Scanners*. Shaker Verlag, 2007.
- [172] R. Thalmann. Einflussgrößen bei der Kalibrierung von Längenmessmitteln (Influence Quantities for Calibrations in Dimensional Metrology). *tm-Technisches Messen*, 72(5/2005):286 – 294, 2005.
- [173] J. F. Timmerman, M. S. Tillman, B. S. Hayes, and J. C. Seferis. Matrix and fiber influences on the cryogenic microcracking of carbon fiber / epoxy composites. *Composites - Part A*, 2001.
- [174] J. F. Timmerman, M. S. Tillman, B. S. Hayes, and J. C. Seferis. Cryogenic Microcracking of Carbon Fiber/Epoxy Composites: Influences of Fiber-Matrix Adhesion. *Journal of Composite Materials*, 37, 2003.
- [175] S. S. Tompkins, D. E. Bowles, and W. R. Kennedy. A laser-interferometric dilatometer for thermal-expansion measurements of composites. *Experimental Mechanics*, 26:1 – 6, 1986.
- [176] A. Turon, P. P. Camanho, J. Costa, and C. Dávila. A damage model for the simulation of delamination in advanced composites under variable-mode loading. *Mechanics of Materials*, 38(11):1072–1089, 2006.
- [177] V. Uffenkamp. State of the art of high precision industrial photogrammetry. In *Third international workshop on accelerator alignment*, 1993.
- [178] S. W. Van Sciver. *Helium cryogenics*. Springer Science & Business Media, 2012.
- [179] W. Wagner. *Wärmeübertragung*. Vogel Verlag und Druck GmbH & Co. KG, 1998.
- [180] B. H. Walker. *Optical Engineering Fundamentals*. SPIE - The International Society for Optical Engineering, 1998.
- [181] D. Webb, N. Kasdin, D. Lisman, S. Shaklan, M. Thomson, E. Cady, G. Marks, and A. Lo. Successful starshade petal deployment tolerance verification in support of NASA's technology development for exoplanet missions. In *SPIE Astronomical Telescopes+ Instrumentation*, pages 91511P – 91511P. International Society for Optics and Photonics, 2014.

- [182] M. Wedde, K. Meiners-Hagen, and A. Abou-Zeid. Interferometrische Kalibrierung von Strichmaßen, Laserinterferometern, und Entfernungsmessgeräten: Die Geodätische Basis der PTB. *PTB-Mitteilungen*, 2010.
- [183] A. Wehr. Scannertechniken zur dimensionellen Oberflächenbestimmung. *DVW Schriftenreihe*, 29:128–148, 1998.
- [184] Wehrhahn. Lichtschnittverfahren. http://www.drwehrhahn.de/sites/02produkte/01lasermesstechnik/06_2d_messung/10-2D-messung.html - Letzter Zugriff: 21.08.2016.
- [185] K. S. Whitley and T. S. Gates. Thermal/mechanical response of a polymer matrix composite at cryogenic temperatures. *AIAA journal*, 42(10):1991–2001, 2004.
- [186] G. Wiora. *Optische 3D-Messtechnik: Präzise Gestaltvermessung mit einem erweiterten Streifenprojektionsverfahren*. PhD thesis, Ruprecht-Karls-Universität Heidelberg, 2001.
- [187] C. Zauner, M. Gohlke, M. Friemel, S. Schmitt, D. Steglich, and D. Weise. CTE-Measurement of the Bepi Colombo HTHGA C/SIC Tubes using a specialized Laser Dilatometer. In *12th European Conference on Spacecraft Structures Materials & Environmental Testing 2012, Noordwijk*, 2012.
- [188] W. Zou, X. Long, and J. Chen. Brillouin Scattering in Optical Fibers and Its Application to Distributed Sensors. *intechopen.com*, 2015.

Alle mit (*) gekennzeichneten Quellen sind eigene Veröffentlichungen des Autors.

Appendix

A.1 Auswirkung thermisch zyklischer Lasten auf die Bildung von Mikrorissen in verschiedenen Faserverbundwerkstoffen

Faserverbundwerkstoff mit Cyanatestermatrix

Die im Querschliff untersuchten Proben der Materialkombination aus YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix zeigen ein zu den in Kapitel 3.2.1 betrachteten Längsschliffen analoges Verhalten. Ein erstes Auftreten von Mikrorissen ist erst nach einigen 100 Temperaturzyklen in Bereichen mit niedrigem Faservolumenanteil festzustellen. Mit zunehmender Zyklenzahl wachsen die Mikrorisse in diesen Bereichen in Länge und Breite und es treten vermehrt Mikrorisse auch in Bereichen mit hohem Faservolumenanteil auf.

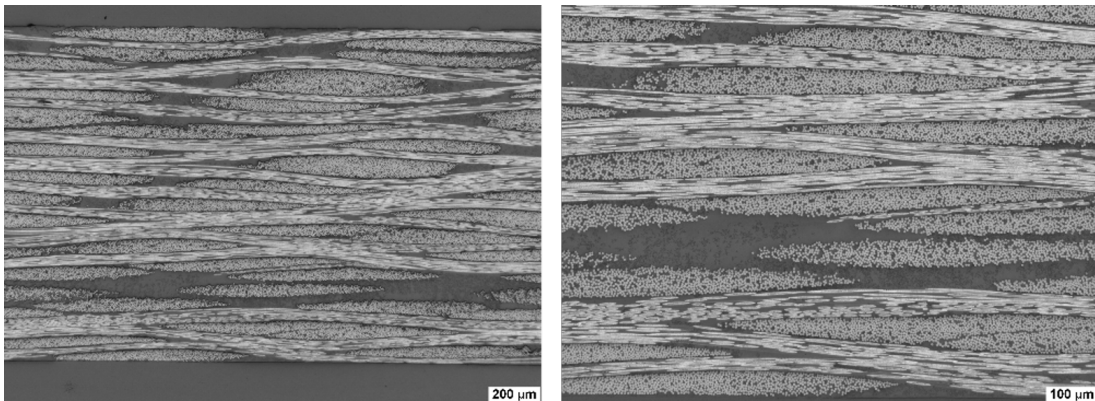


Abbildung A.1: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatestermatrix im unzyklierten Zustand im Querschliff.

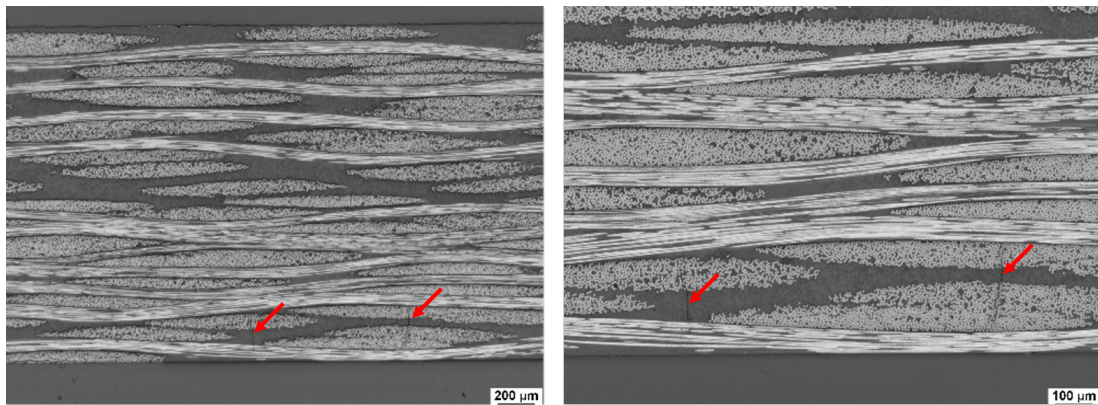


Abbildung A.2: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatetermineralestermatrix nach 100 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ im Querschliff.

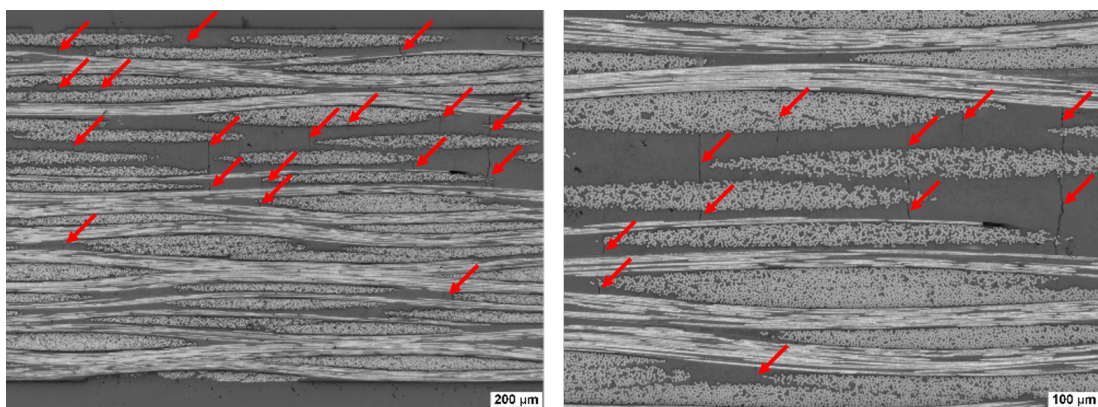


Abbildung A.3: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatetermineralestermatrix nach 1000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ im Querschliff.

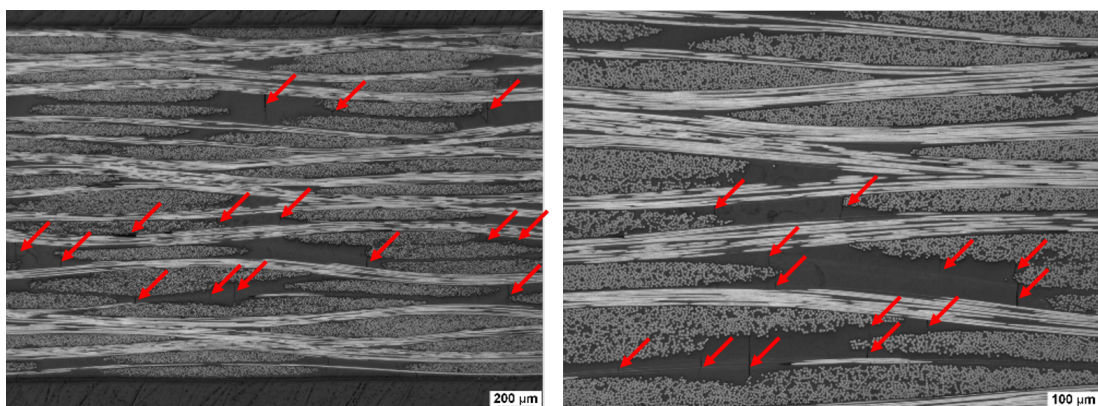


Abbildung A.4: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH70-Faser und LTM123-Cyanatetermineralestermatrix nach 3000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ im Querschliff.

Faserverbundwerkstoff mit Epoxidmatrix

Die Schliffbilder der Materialkombination YSH50-Faser mit LY556-Epoxidmatrix zeigen im unzyklierten Zustand und nach den ersten 100 Temperaturzyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ nur vereinzelte Mikrorisse. Bei weiterer Erhöhung der Zyklenzahl entstehen auch in diesem Verbundwerkstoff Mikrorisse, die mit zunehmender Zyklenzahl in Längs- und Querrichtung sowie in ihrer Zahl anwachsen. Eine Besonderheit zeigt sich beim Vergleich von Abbildung A.7 mit zum Beispiel Abbildung A.3. Während im Falle der Cyanateterminatrix zwar ebenfalls eine hohe Rissdichte zu erkennen ist, zeigt die Epoxidmatrix nicht nur eine hohe Rissdichte, sondern auch regelrechte Ausbrüche im Bereich der Risse. Dies spricht für Bereiche im Laminat, die vollständig von einem Riss umschlossen sind, da nur so bei der Präparation der Proben Teile des Materials ausbrechen können.

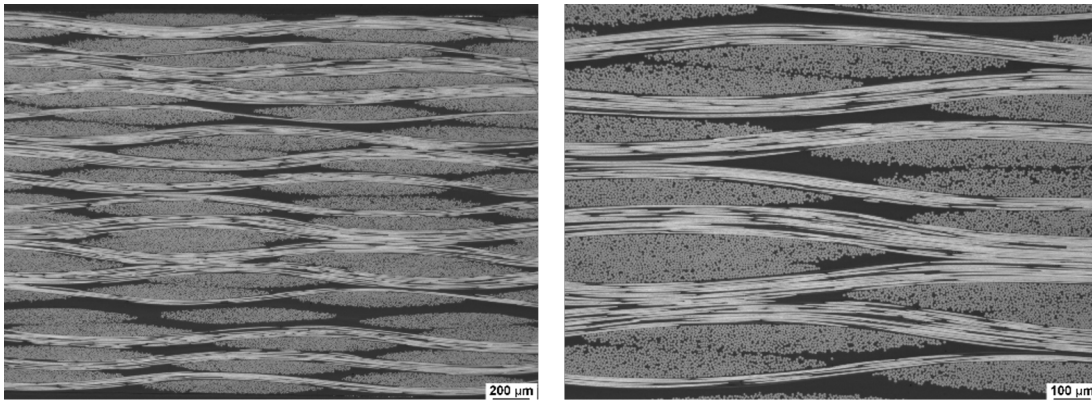


Abbildung A.5: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix im unzyklierten Zustand im Längsschliff.

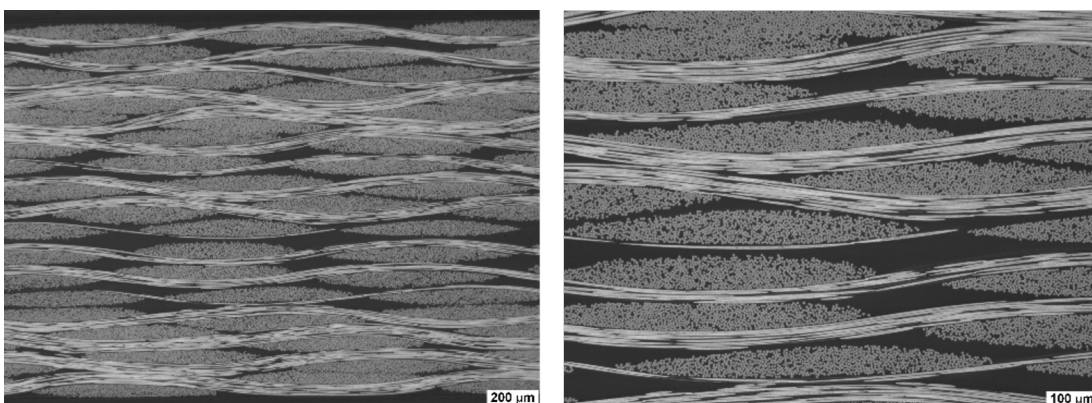


Abbildung A.6: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix nach 100 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ im Längsschliff.

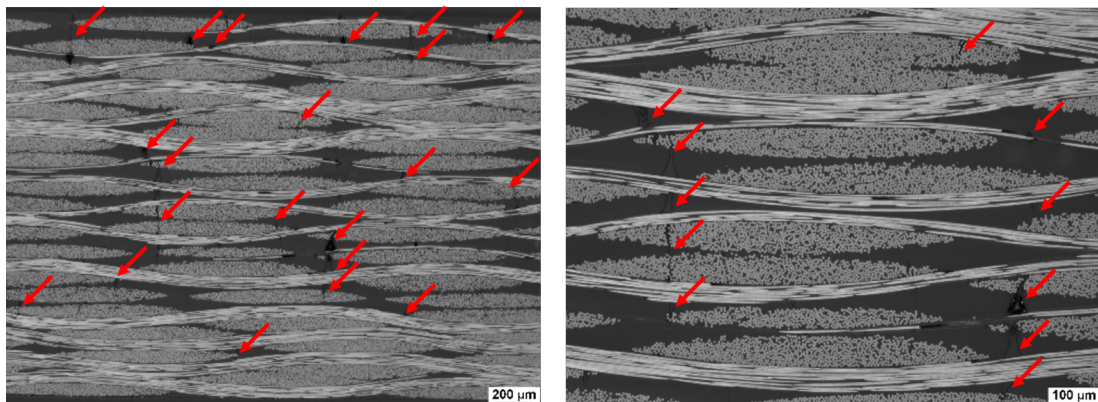


Abbildung A.7: Faserverbundwerkstoff aus pechbasierter YSH50-Faser und LY556-Epoxidmatrix nach 1000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ im Längsschliff.

Faserverbundwerkstoff mit Silikonmatrix

Ergänzend zu den in Kapitel 3.2.4 gezeigten Aufnahmen sollen hier noch zwei Schliffbilder bei höherer Vergrößerung für zweilagige Triax-CFRS Lamine betrachtet werden. Auch hier sind neben vereinzelt Faserausrisse infolge der Präparation keine Mikrorisse beziehungsweise Unterschiede zwischen den Aufnahmen des unzyklierten und des mit 2000 thermischen Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$ belasteten Materials zu erkennen.

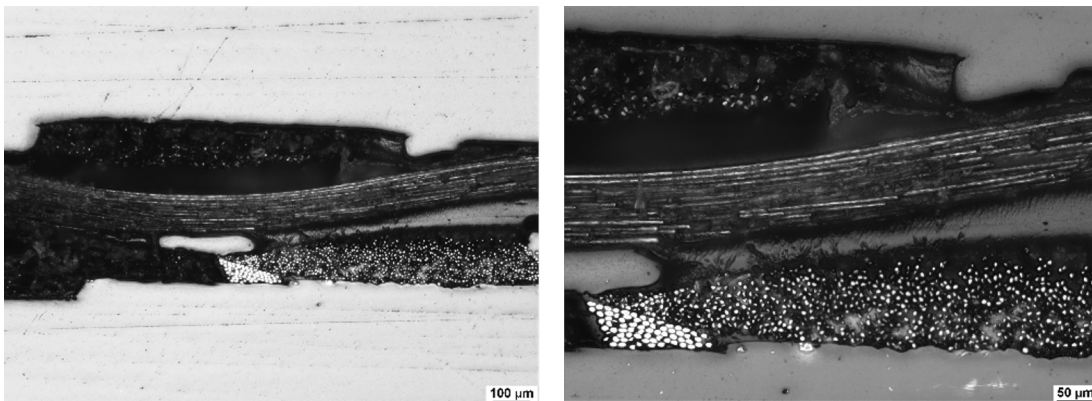


Abbildung A.8: Zweilagiges Triax-CFRS Laminat im unzyklierten Zustand.

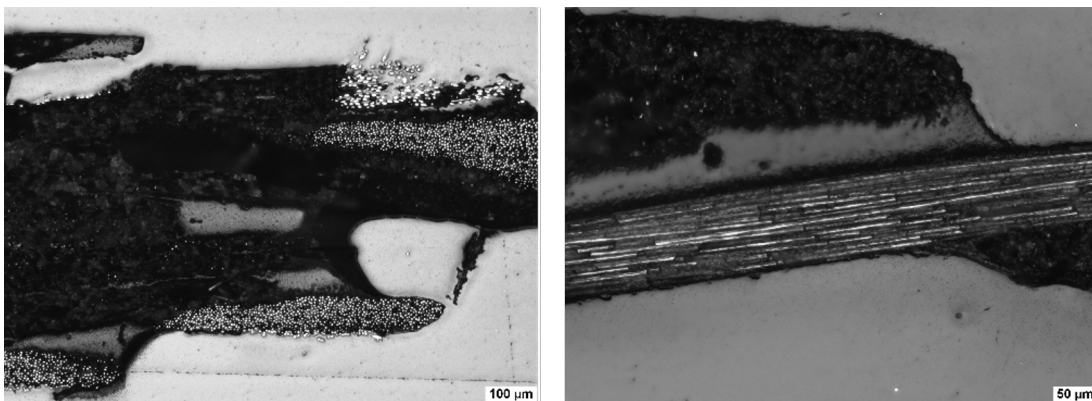


Abbildung A.9: Zweilagiges Triax-CFRS Laminat nach 2000 Zyklen zwischen $\pm 150^{\circ}\text{C}$.

A.2 Herstellung wiederverwendbarer Photogrammetrietargets aus Elastosil S 690

Neben den in Kapitel 8.3 beschriebenen codierten und uncodierten Photogrammetrietargets basierend auf dem Silikon S 690 und beigemischten Füllstoffen für die Applikation auf CFRS-Membranwerkstoffe wurden im Rahmen der Untersuchungen auch Targets für die mehrmalige Verwendung in unterschiedlichen Messaufgaben verwendet. Für eine mehrmalige Verwendung müssen die Targets, analog zu den in der industriellen Anwendung verwendeten Klebetargets, einen zusätzlichen, im Idealfall schwarzen Rand zur Kontrasterhöhung während der Messung aufweisen.

Für die Herstellung dieser Variante wird nach der Herstellung der weißen Targetschicht entsprechend dem in Kapitel 8.3 beschriebenen Verfahren eine zusätzliche Schicht aus mit Rußpartikeln gefärbtem Silikon über die bereits ausgehärtete weiße Silikonschicht laminiert. Um eine gleichmäßige Dicke des Targets zu erzielen, wird vor Beginn des Laminiervorgangs eine weitere, in diesem Fall kreisförmige Schicht der Lackfolie auf die bereits vorhandene Matrize aufgebracht und der Form-Innenteil für den weißen (Code-)target entfernt. Somit steht eine doppelte Lage der Folie als Matrize für den zweiten Teil des Laminiervorgangs zur Verfügung, während die geschwärzte Silikonmasse aufgetragen wird.

Um einen ähnlichen CTE der beiden Materialvarianten sicherzustellen und somit thermoelastischen Deformationen bei Temperaturlasten vorzubeugen, wird dem schwarzen Silikon ebenfalls ein Anteil von 7,5 Vol% der Glashohlkugeln beigemischt. Die restlichen in Kapitel 8.3 beschriebenen Eigenschaften werden dadurch nicht beeinflusst.

Wie in Kapitel 8.3 beschrieben entsteht bei dem Laminiervorgang durch das Abziehen mit der Spachtel eine gleichmäßige, jedoch raue Oberfläche. Da diese raue Oberfläche jedoch eine weitere positive Eigenschaft des verwendeten Silikons, nämlich die hohen Adhäsionskräfte zwischen einer glatten Silikonoberfläche und jeder weiteren glatten Oberfläche, aufheben würde, wird diese Variante der Targets mit einer weiteren Folie abgedeckt, so dass nach dem Aushärten zwei gleichmäßige, glatte Oberflächen des Targets vorliegen.

Untersuchungen mit den in Abbildung A.10 gezeigten codierten Targets haben gezeigt, dass die Adhäsionskräfte zwischen den Targets und den jeweiligen Proben ausreichend hoch sind, sofern eine hinreichend glatte Applikationsoberfläche vorliegt. Nach Applikation auf senkrecht stehenden metallischen Oberflächen und CFK-Werkstoffen konnte selbst nach 100 thermischen Lastzyklen zwischen $\pm 150^\circ\text{C}$ keine Verschiebung der Targets relativ zur Applikationsposition festgestellt werden.



Abbildung A.10: Vorderseite der codierten Targetvariante mit zusätzlichem schwarzem Rand für die mehrmalige Verwendung.



Abbildung A.11: Rückseite der codierten Targetvariante mit zusätzlichem schwarzem Rand für die mehrmalige Verwendung. Die Verwendung einer Abdeckfolie (links) führt zu einer glatten Oberfläche, ohne Folie entsteht eine diffuse, raue Oberfläche (rechts).