

24

Maschinenbau
Lehrstuhl für
Umformtechnik
und Gießereiwesen

Florian Michael Heilmeyer

Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe eingegossener, faseroptischer Dehnungssensoren

*Schriftenreihe Umformtechnik
und Gießereiwesen*

Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe eingegossener, faseroptischer Dehnungssensoren.

Florian Michael Heilmeyer

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:

Prof. Dr.-Ing. habil. Boris Lohmann

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Andreas Bührig-Polazek

Die Dissertation wurde am 13.02.2020 bei der Technischen
Universität München eingereicht und durch die Fakultät für
Maschinenwesen am 28.06.2020 angenommen.

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation
in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische
Daten sind im Internet über <https://portal.dnb.de> abrufbar.

Impressum

1. Auflage

Copyright © 2020 TUM.University Press
Copyright © 2020 Florian Heilmeier
Alle Rechte vorbehalten

Reihe: Schriftenreihe Umformtechnik und Gießereiwesen
Herausgeber: Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg),
Technische Universität München

Layout und Gestaltung: utg
Layoutrichtlinien der Umschlaggestaltung: Designbuero Josef Grillmeier Munich
Umschlaggestaltung: Caroline Ennemoser
Umschlagabbildung: Simon Kammerloher

TUM.University Press
Technische Universität München
Arcisstrasse 21
80333 München

DOI: 10.14459/2020md1537712
ISSN: 2569-4928
ISBN der gedruckten Ausgabe: 978-3-95884-053-9
ISSN der gedruckten Ausgabe: 2364-6942

www.tum.de

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Zeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München. Eine Arbeit wie diese entsteht nicht an einem Tag und ist das Resultat unermüdlicher Hingabe für eine Forschungsaufgabe gepaart mit der Unterstützung vieler herausragender Persönlichkeiten, die mich über diese Zeit hinweg begleitet haben. Diese Gelegenheit nutze ich, um einigen von ihnen meinen Dank auszusprechen.

Allen voran bedanke ich mich ganz herzlich bei meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der TUM, für das entgegengebrachte Vertrauen, das er in mich als Leiter mehrerer Forschungsprojekte gesetzt hat. Er war mir stets ein Vorbild, zu dem ich während meiner gesamten wissenschaftlichen Tätigkeit aufblicken konnte.

Mein Dank gilt ebenfalls den Kollegen vom Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC an der Forschung-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) der TUM, Herrn Dr. rer. nat. Michael Hofmann und Herrn Dr.-Techn. Robert Koos. Die tatkräftige Unterstützung bei der Vorbereitung der Experimente und die endlosen Diskussionen haben diese Arbeit zu dem gemacht, was sie heute ist.

Bei meinen Kollegen am Lehrstuhl bedanke ich mich für die schönen Jahre und das familiäre Miteinander. Gerade in den letzten Jahren meiner Lehrstuhlzeit habe ich das angenehme Umfeld sehr schätzen gelernt. Ganz wesentlich geprägt wurde meine Zeit als Wissenschaftler durch die Zusammenarbeit mit meinen eifrigen Studierenden, die durch ihren Einfallsreichtum und ihre langjährige Treue maßgeblich zum Gelingen dieser Forschungsarbeit beigetragen haben.

Trotz aller fachlicher und kollegialer Unterstützung wäre nichts davon möglich gewesen ohne den bedingungslosen Rückhalt meiner wundervollen Frau Lisa. Sie war ab der ersten Stunde an meiner Seite, hat mich sowohl durch die schwersten, als auch die besten Momente begleitet, und schenkte mir im letzten Jahr unseren lieben Sohn Matthias. Die tiefe Dankbarkeit, die ich dafür empfinde, lässt sich nicht in Worte fassen.

München, Oktober 2020

Florian Heilmeier

Kurzbeschreibung

Die Kenntnis über die Vorgänge während der Erstarrung und Abkühlung von Gussbauteilen nimmt eine zentrale Rolle im Produktentwicklungsprozess ein. Zur Bewertung von prozessbedingten Bauteilspannungen stehen Simulationswerkzeuge zur Verfügung. Für die Validierung der Ergebnisse sind aber oft nur unzureichende Daten, beispielsweise durch gebräuchliche Ex situ-Methoden wie dem Freischneiden von Spannungen, vorhanden. Damit lassen sich zwar die simulierten Werte bei Raumtemperatur abgleichen, nicht aber die Vorgänge während des Gieß- oder Wärmebehandlungsprozesses absichern.

Zur Spannungsermittlung mit Hilfe der In situ-Messung elastischer Dehnungen stellt der Stand der Technik Methoden mittels Durchstrahlverfahren bereit. Diese beruhen auf dem Prinzip der Streuung kohärenter Röntgen- oder Neutronenstrahlung an den Gitterebenen kristalliner Materialien. Forschungseinrichtungen stellen hierfür Großanlagen wie Synchrotrone oder Neutronenquellen zur Verfügung. Diese sind jedoch nur für Versuche im Labormaßstab geeignet und nicht für Versuche im Gießereiumfeld nutzbar.

Im Rahmen der vorliegenden Dissertation wird deshalb eine neue Methode zur zerstörungsfreien In situ-Messung von Dehnungen im Gießprozess vorgeschlagen. Diese sieht das Umgießen faser-optischer Dehnungssensoren (FBG) vor. Diese sind in der Lage, Dehnungen innerhalb von Aluminium-Gussteilen während des Gießens, der Erstarrung und der Abkühlung zu messen. Sie stellen damit Daten aus Bauteilbereichen bereit, die von der zeitlichen oder örtlichen Situation mit konventionellen Verfahren nicht messbar wären. Damit stehen zeit- und temperaturlöste Dehnungsinformationen zur Verfügung, mit welchen sich Gussfehler untersuchen und numerische Berechnungen über den gesamten Prozess validieren lassen.

Die Arbeitspakete zur Qualifizierung eingegossener FBG als Dehnungssensoren umfassen Untersuchungen zur Dehnungsübertragung zwischen Aluminium-Gusswerkstoff und Glasfaser, zur Kalibrierung der FBG-Dehnungsmessung im Guss und die Absicherung der Messwerte mit Hilfe zweier akademischer Gießgeometrien. Den Abschluss bildet der Übertrag der verstandenen Messmethode auf ein seriennahes Bauteil aus der industriellen Fertigung, welches im Kernpaketverfahren gegossen wurde.

Der Mehrwert der Forschungsarbeit liegt in einem für die Dehnungsmessung im Guss qualifizierten Sensor, der zerstörungsfrei Informationen aus dem Gießprozess liefert. Dies ermöglicht die Berechnung schwindungsbedingter Bauteilspannungen und die Analyse von Erstarrungsreaktionen sowie die Überwachung des Gießprozesses und der Wärmebehandlung.

Executive Summary

For the product development process of cast parts, it is crucial to know about the solidification and cooling mechanisms forming process-related stresses. Therefore, simulation tools are available. However, only insufficient data is given for validating the results, as common ex-situ strain measuring methods like the cut-free method only deliver data at room temperature. Thus, a validation of the data during casting or heat treatment processes is not enabled.

That for, state of the art methods such as in-situ measurements of elastic strains by means of transmission methods are provided. These are based on the scattering of coherent X-rays or neutron radiation on the lattice planes of crystalline materials. These methods are provided by large research facilities such as synchrotron radiation facilities or neutron sources, which are, however, only suitable for tests on a laboratory scale and not applicable in the foundry.

With this work, a new non-destructive method for in-situ measurements of strains is presented. The method incorporates cast-in fibre-optical strain sensors (FBG), which are capable of measuring strains during casting, solidification and cooling of aluminum parts. Thereby, data of several component areas can be obtained, which would not be measurable using conventional measuring methods in reference to the temporal or local situation. Due to that, strain information versus time and temperature are available which allows the analysis of cast defects as well as the validation of numerical simulations during the whole cast process.

This work covers the examination of the strain transmission between cast aluminium and FBG as well as the calibration of FBG-strains using neutron diffraction data. The method is secured by an experimental series including two academic cast geometries. It is completed by an application of the FBG to an industrial part which is cast into a core package close to production.

As a result, the new approach of a cast-in sensors delivers destruction-free internal strain data during casting, solidification and cooling of parts cast in the foundry. The valuable information obtained by FBG enables the calculation of internal stresses due to shrinkage of the cast part as well as the analysis of solidification mechanisms and the monitoring of cast processes and thermal treatments.

Inhalt

Verzeichnis der Kurzzeichen	XV	
Verzeichnis der Abkürzungen	XXI	
1	Einleitung	1
2	Stand der Forschung und Technik	3
2.1	Grundlagen der Elastostatik.....	3
2.2	Grundlagen der Plastizitätstheorie	10
2.3	Eigenspannungen in Gussbauteilen	12
2.3.1	Klassifizierung von Eigenspannungen.....	12
2.3.2	Fertigungsbedingte Eigenspannungen	14
2.4	Ermittlung von Eigenspannungen.....	19
2.4.1	Zerstörende Verfahren: Zerlegemethode	20
2.4.2	Teilerstörende Verfahren: Bohrlochmethode.....	22
2.4.3	Zerstörungsfreie Ermittlung von Eigenspannungen mittels Neutronendiffraktion	22
2.5	Grundlagen der elektrischen Messtechnik	27
2.5.1	Wheatstonesche Brückenschaltung.....	29
2.5.2	Dehnungsmessstreifen	30
2.6	Grundlagen der optischen Messtechnik	32
2.6.1	Grundlagen der Faseroptik.....	32
2.6.2	Faseroptische Dehnungssensoren	33
2.7	Faseroptische Messungen in aktuellen Anwendungen	37
2.8	Grundlagen numerischer Berechnungsmethoden	39
2.8.1	Diskretisierung	40
2.8.2	Mathematische Materialmodellierung	41
3	Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehen	43
4	Versuchsbeschreibung, Messwerkzeuge und Methoden	46

4.1	Gießgeometrien und Versuchsaufbau	46
4.1.1	Versuchsgeometrie Zugstabrohling.....	46
4.1.2	Versuchsgeometrie Spannungsgitter	49
4.1.3	Realgeometrie Zylinderkopf.....	50
4.2	Versuchswerkstoffe und Erhebung von Materialdaten	52
4.2.1	Metallurgie der verwendeten Gießwerkstoffe	52
4.2.2	LOM-Porositätsbestimmung	55
4.2.3	Ermittlung der Wärmedehnung der Gusswerkstoffe	56
4.3	Simulative Entwicklung eines mechanischen Modells Faser-Aluminium	59
4.3.1	Bildung eines Fasermodells in Aluminium	59
4.3.2	Simulative Untersuchung mechanischer Schwindungsbehinderung.....	62
4.4	Versuche zur In situ-Messung phasenspezifischer Bauteil deformungen	63
4.4.1	Aufbau zur In situ-Dehnungsmessung mittels Neutronendiffraktometrie	63
4.4.2	Ermittlung des Referenz-Gitterebenenabstands spannungsfreier Proben .	65
4.4.3	Ermittlung phasenspezifischer Ex situ-Bauteilspannungen	66
4.5	Auswertemethoden.....	68
4.6	Versuchsanlagen.....	73
5	Ergebnisdarstellung und -diskussion	75
5.1	Temperaturbedingte Werkstoffdehnungen.....	75
5.1.1	Thermische Faserdehnung.....	75
5.1.2	Abkühlbedingungen der Gießversuche	77
5.1.3	Wärmedehnung der verwendeten Gießlegierungen	81
5.2	Auswertemethoden zur Ermittlung elastischer Gussteil deformungen.....	85
5.2.1	Bereinigung der Wärmedehnung.....	85
5.2.2	Kalibrierung mit Hilfe der Neutronendiffraktometrie	86
5.2.3	Berechnung elastischer Dehnungen	91
5.3	Dehnungsantwort faseroptischer Sensoren im Aluminium-Guss	93
5.3.1	Simulative Berechnung der FBG-Dehnungsantwort.....	93
5.3.2	Porositätsbetrachtung	97

5.3.3	Referenzmessung ausgeformter Gusskörper.....	98
5.3.4	Untersuchung elastischer Dehnungen durch Schwindungsbehinderung .	100
5.4	Ermittlung von Bauteilspannungen durch Schwindungsbehinderung	111
5.5	Potenziale eingegossener FBG	116
5.5.1	Analyse von Erstarrungsreaktionen mit Hilfe von FBG.....	116
5.5.2	Detektion von Makrorissbildung und Kernbrüchen	118
5.5.3	Untersuchungen während der Wärmebehandlung	120
6	Bewertung der Messmethode.....	121
6.1	Gültigkeit der In situ Messungen mit FBG.....	121
6.2	Spektrale Analyse der optischen Sensoren	125
6.3	Fehlerdiskussion	129
6.4	Übertrag der FBG-Messung auf das industrielle Bauteil.....	132
6.5	Einordnung der FBG-Sensoren gegenüber dem Stand der Technik.....	133
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	135
A.	Abbildungsverzeichnis.....	139
B.	Tabellenverzeichnis	157
C.	Literatur	157
D.	Eigene Veröffentlichungen.....	167
E.	Studienarbeiten	169
F.	Anhang.....	171

Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
a	$10^{-6} m$	Radius des Kerns einer Stufenindex-Faser
$\Delta\vec{A}$	mm^2	Flächenelement, auf das eine Kraft $\Delta\vec{F}$ wirkt
d_{hkl}	$10^{-9} m$	Gitterebenenabstand eines kristallinen Werkstoffes
$d_{0,hkl}$	$10^{-9} m$	Gitterebenenabstand eines spannungsfreien, kristallinen Werkstoffes
E_{hkl}	$\frac{N}{mm^2}$	Phasenspezifischer Elastizitätsmodul eines kristallinen Werkstoffes
\vec{e}_i	-	Einheitsvektoren in Richtung kartesischer Koordinaten
e_s	-	Systematische Messabweichung
$e_{s,b}$	-	Bekannte, systematische Messabweichung
$e_{s,u}$	-	Unbekannte, systematische Messabweichung
e_{r,N^0}	-	Messabweichung der Einzelmessung aus der Neutronendiffraktometrie
$e_{r,FBG}$	-	Messabweichung der FBG-Einzelmessung
k	-	Umrechnungsfaktor von Wellenlängenverschiebungen in Dehnungen
k_0	$\frac{1}{10^{-6} m}$	$\frac{2\pi}{\lambda}$
l	mm	Länge eines Körpers
Δl	mm	Längenänderung in Abhängigkeit von l
\vec{n}	-	Normalenvektor auf dem Flächenelement $\Delta\vec{A}$
n_{eff}	-	Effektiver Brechungsindex einer Glasfaser

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
n_{Kern}	-	Brechungsindex des Kerns einer Stufenindex-Glasfaser
n_{Mantel}	-	Brechungsindex des Mantels einer Stufenindex-Glasfaser
n_0	-	Mittlerer Brechungsindex einer Glasfaser bei lokal unterschiedlichen Brechungsindizes
P	-	Bauteilpunkt in der Kontinuumsmechanik
p_e	-	Photoelastische Konstante
$p_{ii,ij}$	-	Lokale, richtungsabhängige Photoelastische Konstante
R_i	Ω	(Veränderliche) Widerstände in der Wheatstone-schen Brückenschaltung
ΔR	Ω	Widerstandsänderung
$s_{\varepsilon,i}$	$10^{-6} m$	Unsicherheit der Einzelmessung von Dehnungen
s_{gesamt}	$10^{-6} m$	Gesamtunsicherheit der Dehnungsmessung, berechnet mit der Gaußschen Fehlerfortpflanzung
t	s	Zeit
\vec{t}	$\frac{N}{mm^2}$	Spannungsvektor im infinitesimal kleinen Element
$[T]$	$\frac{N}{mm^2}$	Cauchy'scher Spannungstensor
T	K	Temperatur
ΔT	K	Temperaturänderung
(T_S, ε_S)	K, -	Startpunkt des Inkrements für die Berechnung der Wärmedehnung in der Simulation
(T_0, ε_0)	K, -	Bezugspunkt für die absolute Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
(T_1, ε_1)	$K, -$	Temperatur- und zugehörige Dehnungsänderung während des Inkrements
\vec{u}	-	Verformungen in der Finiten Elemente Methode (FEM)
U_A	V	Brückenspeisespannung
U_B	V	Brückenausgangsspannung
V	-	Strukturparameter einer Stufenindex-Faser
\vec{x}	-	Richtungsvektor in einem beliebigen Bauteilpunkt
x_i	-	Richtungen im kartesischen Koordinatensystem; Integrationspunkte in der FEM
α	$\frac{10^{-6} m}{Km}$	Wärmeausdehnungskoeffizient
γ	$\frac{1}{K}$	Thermo-optische Konstante einer Glasfaser
γ_{ij}	-	Mechanische Gleitungen
Δ	-	Relative Brechzahldifferenz einer Stufenindex-Faser
ε	-	Technische Dehnung
ε'	-	Wahre Dehnung
ε_{DMS}	$\frac{10^{-6} m}{m}$	Von einem Dehnungsmessstreifen gemessene Dehnung
ε_i	$\frac{10^{-6} m}{m}$	Dehnungen in der Wheatstoneschen Brückenschaltung
ε_r	-	Radiale Dehnung in Zylinderkoordinaten
ε_θ	-	Dehnung in Umfangsrichtung in Zylinderkoordinaten
ε_z	-	Axiale Dehnung in Zylinderkoordinaten

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
ε_{gesamt}	$10^{-6} m$	Gesamtdehnung im Bingham-Norton-Modell viskoelastischer Materialien
$\varepsilon_{elastisch}$	$10^{-6} m$	Anteil elastischer Dehnungen an der Gesamtdehnung
$\varepsilon_{plastisch}$	$10^{-6} m$	Anteil plastischer Dehnungen an der Gesamtdehnung
$\varepsilon_{thermisch}$	$10^{-6} m$	Anteil thermischer Dehnungen an der Gesamtdehnung
ε_{FBG}	$10^{-6} m$	Durch ein FBG gemessene, elastische Dehnungen nach der Bereinigung der Wärmedehnung
ε_T	$10^{-6} m$	Approximation der temperaturabhängigen Dehnungsmessungen aus der Neutronendiffraktometrie
$\varepsilon(T)_{Diffraktion}$	$10^{-6} m$	Mittels Neutronendiffraktometrie gemessene Vergleichsdehnung zur Kalibrierung eingegossener FBG
λ	$10^{-9} m$	Wellenlänge der kohärenten Neutronenstrahlung; Wellenlänge des Lichts in der optischen Messung
λ_B	$10^{-9} m$	Bragg-Wellenlänge (Peakwellenlänge) eines FBG
$\lambda_{B,0}$	$10^{-9} m$	Ruhewellenlänge eines FBG bei Raumtemperatur
$\Delta\lambda_B$	$10^{-9} m$	Verschiebung der Bragg-Wellenlänge
$\Delta\lambda_{B,th}$	$10^{-9} m$	Verschiebung der Bragg-Wellenlänge durch Wärmedehnung der Glasfaser
$\Delta\lambda_{B,x,y}$	$10^{-9} m$	Verschiebung der Bragg-Wellenlänge durch transversale Dehnungen auf eine Glasfaser
$\frac{\Delta\lambda}{\lambda}$	-	Relative Wellenlängenverschiebung eines FBG in der Dehnungsmessung
Λ	$10^{-9} m$	Gitterebenenabstand eines Faser-Bragg-Gitters (FBG)
μ	-	Erwartungswert einer Messung

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
ν	-	Querkontraktionszahl
ν_{hkl}	-	Phasenspezifische Querkontraktionszahl eines kristallinen Werkstoffes
ρ	$\frac{g}{cm^3}$	Dichte
σ_{ii}	$\frac{N}{mm^2}$	Normalspannungen
σ_{ij}	$\frac{N}{mm^2}$	Schubspannungen
$[\sigma_{ij}]$	$\frac{N}{mm^2}$	Spannungstensor
$\ \vec{\sigma}\ $	$\frac{N}{mm^2}$	Ergebnis der Spannungsberechnung in der FEM
σ_r	$\frac{N}{mm^2}$	Radiale Spannung in Zylinderkoordinaten
σ_θ	$\frac{N}{mm^2}$	Spannung in Umfangsrichtung in Zylinderkoordinaten
σ_z	$\frac{N}{mm^2}$	Axiale Spannung in Zylinderkoordinaten
Φ	%	Porenvolumengehalt einer Aluminium-Gussprobe
χ_W	-	Wahrer Wert einer Messung
χ_E	-	Berichtigter Messwert

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
EN	Europäische Norm
FBG	Faser-Bragg-Gitter
FEM	Finite Elemente Methode
FRM2	Forschungsreaktor Meier-Leibnitz in Garching bei München
ISO	International Organization for Standardization
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
VDG	Verein Deutscher Gießereifachleute

1 Einleitung

Bei der Konstruktion von Gussteilen ist neben einer funktionsorientierten Auslegung auch eine Auslegung im Hinblick auf den Gusswerkstoff und den Gießprozess notwendig. Deshalb ist bei der gießgerechten Konstruktion unter anderem auf eine

- fließ- und strömungsgerechte,
- auf eine erstarrungs- und schwindungsgerechte sowie
- auf eine belastungsgerechte

Auslegung zu achten (VDG K 200-2015). Dies trägt zum einen dem Gießprozess Rechnung, da die Füllung der Gussform durch die Strömung flüssigen Metalls erfolgt. Zum anderen ist die Berücksichtigung der Erstarrung und Abkühlung des Gussteils von entscheidender Bedeutung, vor allem für die Ausprägung von Eigenspannungen.

Prozessbedingte Eigenspannungen werden durch eine Kombination aus Geometrie, Formstoff und Gießprozess bedingt und können im Bauteil verbleiben, wenn keine entsprechenden Maßnahmen zu deren Abbau ergriffen werden. Bei fehlender Kenntnis über die Gussteileigenspannungen kann es bei Überlagerung mit den betriebsbedingten, äußeren Lasten zu einer Überlastung des Bauteils im Betrieb kommen. Abbildung 1.1 zeigt hierzu ein vormals spannungsbehaftetes Großgussteil aus Gusseisen, das unter der Belastung seines Eigengewichts versagte.

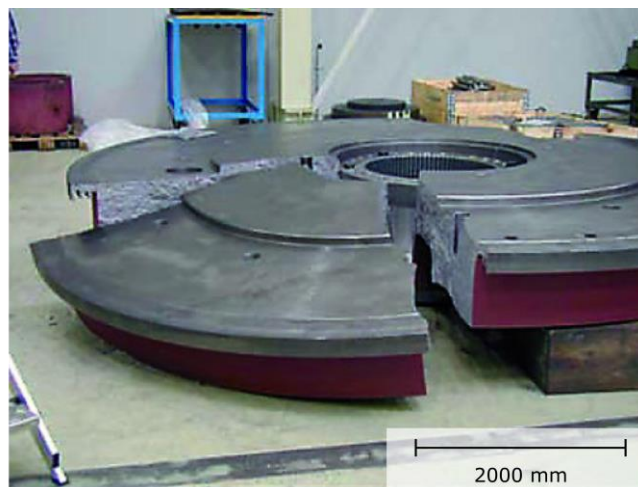


Abbildung 1.1: Versagen eines spannungsbehafteten Großgussteils aus Gusseisen unter dem Einfluss seines eigenen Gewichts. Nach (Warnke 2008).

Bei einer Missachtung der Regeln zur gießgerechten Konstruktion von Gussteilen kann es zu Fehlern kommen, die durch Kräfte zwischen Gussteil und Form hervorgerufen werden, wenn die Schwindung durch die Geometrie der Form behindert wird. (Reuter 1971)

Bei der Prozessauslegung wird typischerweise auf Simulationsmethoden zurückgegriffen, die Aufschluss über Spannungsreaktionen infolge Schwindung geben. Ein experimenteller Nachweis zur Validierung und Kalibrierung solcher Simulationsmodelle ist allerdings nur unzureichend gegeben. Eine Ursache ist die fehlende Möglichkeit, Spannungsreaktionen zwischen Gussteil und Formstoff mit gängigen Ex situ-Methoden zu ermitteln, da sie beim Ausformen gelöst werden. In situ-Methoden mittels Durchstrahlverfahren, die elastische Dehnungen des Bauteils innerhalb der Gussform mit Hilfe der Beugung kohärenter Strahlung ermitteln können, sind allerdings für den Einsatz in der Gießerei nicht geeignet, da diese zur Durchführung Laborbedingungen erfordern (vgl. Kapitel 2.4.3).

Nach (Warnke 2008) ist das Auftreten einer prozessbedingten Überlastung des Gussteils nicht jederzeit zu beobachten. Es handelt sich vielmehr um stochastische Ereignisse, die zu Ausschuss im Gießprozess führen. Eine genaue Kenntnis über die Dehnungsentwicklung eines Gussteils während des Gießens, der Erstarrung und der Abkühlung ist demnach von entscheidender Bedeutung für die gießgerechte Konstruktion. Hierfür wird mit der Verwendung eingießbarer Glasfaser-Dehnungssensoren ein alternatives Messmittel zu gebräuchlichen In situ-Methoden der Dehnungsmessung und damit eine neue Möglichkeit vorgeschlagen, quantitativ schwindungsbedingte Gussteilspannungen zu ermitteln.

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Grundlagen der Elastostatik

Ein beliebiger, isotroper Körper steht unter Spannung, wenn auf ihn innere oder äußere Kräfte beziehungsweise Momente wirken. Das Spannungsprinzip von Euler-Cauchy besagt, dass auf jeder (Schnitt-) Fläche eines Körpers mit einem Flächennormalen-Einheitsvektor \vec{n} ein Vektorfeld von Spannungsvektoren $\vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t)$ existiert. Der Spannungsvektor in einem Bauteilpunkt P ist somit durch

$$\vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t) = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta \vec{f}}{\Delta A} \quad \text{Gleichung 2.1}$$

für die infinitesimal kleine Fläche A gegeben und dient als Maß für die Kraft \vec{f} im Punkt P . \vec{t} hängt ab vom Ort, von der Zeit und von der Schnittfläche, welche durch \vec{n} repräsentiert ist. Der Spannungsvektor beschreibt im Gegensatz zu \vec{f} kein eigenes Vektorfeld, da er durch die Abhängigkeit zu \vec{n} in einem Punkt P nicht eindeutig beschrieben ist. Dies wird deutlich durch die Möglichkeit, unendlich viele ebene oder gekrümmte Flächen durch P zu definieren, die jeweils durch ihren eigenen Normalenvektor \vec{n} beschrieben werden und folglich zu einem eigenen Vektor \vec{t} führen. (Altenbach 2018)

Diesen Zusammenhang verdeutlicht das in Abbildung 2.1 a) skizzierte, infinitesimal kleine Tetraeder-Volumenelement. Es ist durch die Fläche dA und die Ebenen x_1x_2 , x_1x_3 sowie x_2x_3 definiert. Die Gleichgewichtsbedingung des Volumenelements zeigt, dass der oben definierte Spannungszustand in P durch drei Spannungsvektoren \vec{T}_i beschrieben ist, die auf den Koordinatenebenen wirken, welche sich in P gegenseitig durchdringen. (Altenbach 2018)

Daraus leitet sich nach Naumenko das Cauchy'sche Fundamentaltheorem ab (Naumenko und Altenbach 2016):

$$\vec{t}(\vec{x}, \vec{n}, t) = \vec{n} \cdot [T](\vec{x}, t) \quad \text{Gleichung 2.2}$$

Damit ist der Spannungszustand in P entweder durch den von \vec{n} abhängigen Spannungsvektor \vec{t} oder durch neun von \vec{n} unabhängige Tensorkomponenten $T_{ij}\vec{e}_i\vec{e}_j$, $i, j = 1, 2, 3$ mit den kartesischen Basisvektoren

$\vec{e}_1 = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$, $\vec{e}_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix}$ und $\vec{e}_3 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}$ eindeutig beschrieben. Der Spannungsvektor \vec{t} kann also in je eine Komponente normal zur Schnittfläche (Normalspannung $\sigma_{ii} \equiv T_{ii}$) und in der Schnittfläche (Schubspannung $\sigma_{ij} \equiv T_{ij}$) durch den Körper zerlegt werden. (Altenbach 2018)

Allgemeiner Spannungszustand

Die gebräuchlichste Darstellung des infinitesimal kleinen Volumenelements in der Materialbeschreibung ist in Abbildung 2.1 b) gezeigt. Da sich aufgrund der Gleichgewichtsbedingung gegengleiche und im Betrag gleich große Spannungskomponenten auf den jeweils gegenüberliegenden Seiten den sichtbaren Spannungskomponenten entgegenwirken, gilt $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$. In Koeffizientenschreibweise zeigt sich demnach, dass der Spannungstensor aus sechs unabhängigen Komponenten besteht (Gross et al. 2017):

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \text{ mit } \sigma_{ij} = \sigma_{ji} \quad \text{Gleichung 2.3}$$

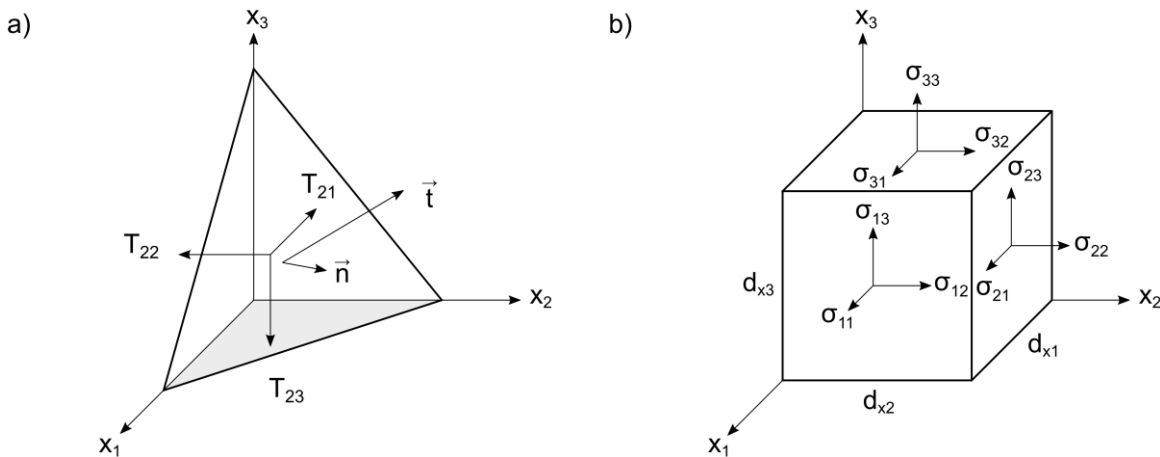


Abbildung 2.1: a) Repräsentation des infinitesimal kleinen Volumenelements als Tetraeder nach Cauchy. Nach (Altenbach 2018). b) Gebräuchliche Darstellung der Komponenten des Spannungstensors, angetragen an einem infinitesimal kleinen Würfелеlement im kartesischen Koordinatensystem. Nach (Gross et al. 2017).

Allgemeiner Verzerrungszustand

Bei der Definition des Dehnungsbegriffes wird zwischen der technischen Dehnung und der wahren Dehnung unterschieden. Die technische Dehnung ist definiert durch

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad \text{Gleichung 2.4}$$

mit der Längenänderung Δl , die auf die Ausgangslänge l_0 bezogen ist. Die technische Dehnung wird als Standard beispielsweise im Zugversuch verwendet, wo die Längenänderung direkt am Probenkörper gemessen wird (DIN EN ISO 6892-1). Im Gegensatz dazu bezieht sich die wahre Dehnung ε' auf die jeweils aktuelle Länge des Körpers (Hencky 1928):

$$d\varepsilon' = \frac{dl}{l} = \ln(1 + \varepsilon) \quad \text{Gleichung 2.5}$$

Diese Definition des Dehnungszustandes ist insbesondere für vorverformte Körper zu wählen. Für kleine Dehnungen ohne Vorverformung gilt der Zusammenhang $\varepsilon' = \ln(1 + \varepsilon) \approx \varepsilon$. In diesem Fall entspricht die wahre Dehnung der technischen Dehnung, auf die sich die im Folgenden diskutierten Dehnungen beziehen. Für die Angabe von Bauteildehnungen wird der Verzerrungstensor $[\varepsilon_{ij}]$ verwendet. Er wird nach (Gross et al. 2017) für räumlich ausgedehnte Körper zu

$$[\varepsilon_{ij}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \text{ mit } \varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji} \quad \text{Gleichung 2.6}$$

mit den halben Gleitungen $\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\gamma_{ij}$ sowie der Symmetriebedingung $\gamma_{ij} = \gamma_{ji}$ angegeben. Die Indizes beschreiben analog zu Abbildung 2.1 b) die drei Raumrichtungen am infinitesimal kleinen Volumenelement.

Ebener Spannungszustand

An freien Körperoberflächen und in dünnen Scheiben gilt ein ebener Spannungszustand, bei dem die Komponenten des Spannungstensors in Dickenrichtung vernachlässigbar sind. Dies ist zulässig unter der Annahme, dass die Abmessungen der Scheibe viel größer sind als ihre Dicke und eine Belastung nur in der Ebene erfolgt. Für diesen Fall vereinfacht sich der Spannungstensor nach (Balke 2014) zu

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} \end{bmatrix} \text{ mit } i, j = 1, 2 \quad \text{Gleichung 2.7}$$

mit in Dickenrichtung konstantem Spannungszustand. Als direkte Folge des Elastizitätsgesetzes vereinfacht sich auch der Verzerrungstensor $[\varepsilon_{ij}]$. Infolge Querkontraktion hängt ε_{33} zwar linear von $(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22})$ ab, im Allgemeinen ist ε_{33} im ebenen Verzerrungszustand aber nicht von Bedeutung (Kienzler und Schröder 2019). Somit gilt für den Verzerrungstensor:

$$[\varepsilon_{ij}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{21} & 0 \\ \varepsilon_{12} & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} \end{bmatrix} \text{ mit } i, j = 1, 2. \quad \text{Gleichung 2.8}$$

Unter Annahme des ebenen Spannungszustands sowie isotropen, elastischen Materialverhaltens mit dem Elastizitätsmodul E gilt nach Keil für die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 bekannter Richtung (Keil 2017):

$$\sigma_1 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_1 + \nu \varepsilon_2) \quad \text{Gleichung 2.9}$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_2 + \nu \varepsilon_1) \quad \text{Gleichung 2.10}$$

ν beschreibt hierbei als dimensionslose Materialkonstante das Verhältnis der Dickenänderung bei einer Längenänderung eines elastischen Körpers, im eindimensionalen Fall

$$\varepsilon_{22} = -\nu \varepsilon_{11}, \quad \text{Gleichung 2.11}$$

und wird als Querkontraktionszahl bezeichnet. Für die meisten metallischen Werkstoffe gilt nach (Gross et al. 2017) $\nu \approx 0.33$. Die Berechnung von Bauteilspannungen basiert auf den elastischen Dehnungsanteilen. Die Formulierung linearer Elastizität für den eindimensionalen Fall mit dem Zusammenhang $\sigma = E\varepsilon$ geht auf Robert Hooke zurück (Hooke 1678).

Spannungen am rotationssymmetrischen Verbundkörper

Der ebene Spannungszustand lässt sich auf rotationssymmetrische Körper unter der Annahme anwenden, dass die Dicke der aktuell betrachteten Scheibe wesentlich kleiner ist als der Durchmesser und dass die axiale Spannung σ_z über den Querschnitt konstant ist. Im Hinblick auf die Rotationssymmetrie wird ein Achsensystem in Zylinderkoordinaten eingeführt, wie in Abbildung 2.2 a) am Beispiel eines Verbundkörpers, bestehend aus einem Kern mit umgebendem Material, dargestellt. Für diesen Fall ergeben sich die von σ_z unabhängigen Spannungen σ_r in radialer Richtung und σ_θ in Umfangsrichtung nach (Balke 2014) zu

$$\sigma_r = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_r + \nu \varepsilon_\theta - (1 + \nu) \alpha \Delta T) \quad \text{Gleichung 2.12}$$

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_\theta + \nu \varepsilon_r - (1 + \nu) \alpha \Delta T). \quad \text{Gleichung 2.13}$$

Die Gleichungen sind um den isotropen, thermischen Dehnungsanteil $(1 + \nu) \alpha \Delta T$ erweitert, um im Folgenden einen Verbund aus Werkstoffen mit zwei voneinander verschiedenen Wärmeausdehnungskoeffizienten α während der Abkühlung zu betrachten.

Bei der Abkühlung des Werkstoffverbundes mit $\alpha_{Mantel} > \alpha_{Kern}$ wird der Mantel auf das Kernmaterial aufschumpfen und den Kern mit einer Druckspannung beaufschlagen. Der Mantel selbst wird einen Zugspannungszustand annehmen. Auf diesen Fall ist ohne Einschränkung der Spannungszustand des Hohlzylinders unter Innendruck übertragbar, der von (Balke 2014) analytisch hergeleitet wurde. Für den Fall rein elastischer Spannungen zeigen sich die qualitativen Verläufe für die Spannungskomponenten in radialer Richtung und Umfangsrichtung wie in Abbildung 2.2 b) dargestellt.

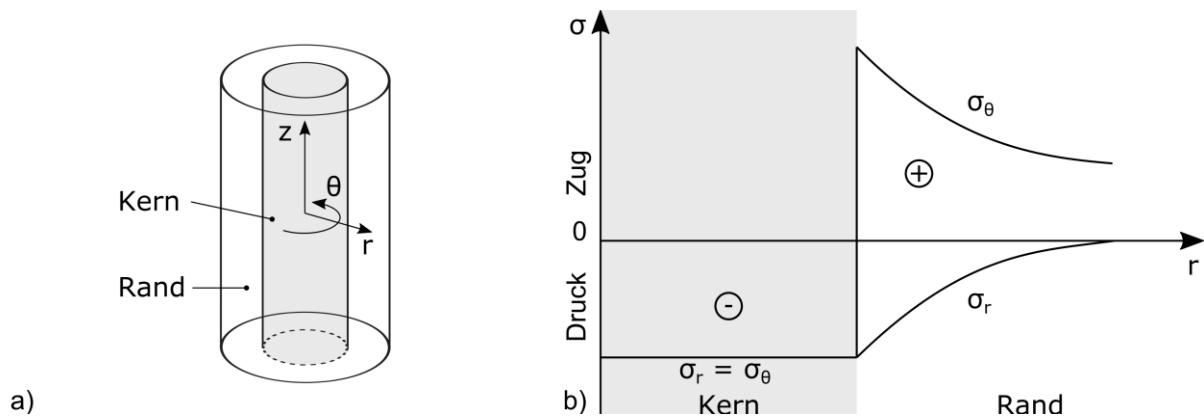


Abbildung 2.2: a) Verbundzylinder bestehend aus Kern- und Randbereich mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten. b) Nach Abkühlung im Bauteil verbleibender Spannungszustand unter Annahme ideal-elastischen Materialverhaltens. Nach (Balke 2014).

Die Interaktion der Verbundpartner lässt sich anschaulich an einem faserverstärkten Werkstoff darstellen, wie von Delannay für faserverstärkte Kunststoffe im dreidimensionalen Fall beschrieben. Drei wesentliche Einflussfaktoren werden für die Entstehung thermischer Spannungen im Verbundwerkstoff angeführt (Delannay 2018):

- Verstärkungs-Volumenanteil und Morphologie der Verstärkung (Partikel, Fasern, Orientierung etc.)
- Kristallstruktur der Matrix sowie deren Porosität
- Hohlräume sowie fehlende Adhäsion zwischen Matrix und Verstärkung

Die thermische Ausdehnung verhält sich grundsätzlich reversibel. Im Verbund zweier Materialien, deren Wärmeausdehnungskoeffizienten sich wesentlich voneinander unterscheiden (für die meisten Verbundwerkstoffe gilt $\alpha_{Matrix} > \alpha_{Verstärkung}$), kann bei hinreichend großen Temperaturdifferenzen plastisches Materialverhalten auftreten (vgl. Kapitel 2.2). Porositäten

gerade in der Matrix tragen ebenfalls zu nichtreversiblen Materialverhalten bei. Eine analytische Herleitung der Spannungszustände, für die hier auf die Arbeit von Delannay verwiesen werden soll, basiert immer auf der Annahme idealer, isotroper sowie defektfreier Ausgangsmaterialien und geringer Faser-Volumenanteile (Delannay 2018). Für diesen Fall ist in Abbildung 2.3 a) der Spannungszustand für den Verbundzylinder aus Abbildung 2.2 a) gezeigt, wie er von Chun et al. für Metal Matrix Composites mit einem Faservolumenanteil von $V_{Faser} = 0.4$ berechnet wurde (Chun et al. 1995). Hierbei entspricht die Faser dem Kern und die Matrix dem Randbereich, wie in Abbildung 2.2 angegeben. Die axiale Spannungskomponente σ_z nimmt für die Faser einen konstanten, negativen Wert an, der in der Kontaktstelle zur Matrix zu positiven, konstanten Spannungen springt. Die radiale Spannung σ_r ist in der Faser konstant, gefolgt von einem punktstetigen Übergang zu einer abklingenden Spannung innerhalb der Matrix. In der Faser ist σ_r gleich der Spannung in Umfangsrichtung σ_θ , die im Übergang zur Matrix zu positiven Spannungswerten springt und anschließend abklingt.

Für komplexere Geometrien oder komplexeres Materialverhalten, beispielsweise Plastifizierung oder Verfestigung (vgl. Abbildung 2.7 a)), ist der Einsatz numerischer Berechnungsmethoden unerlässlich. Chun et al. zeigt in Abbildung 2.3 den Vergleich mit elastischem und elastisch-plastischem Materialverhalten des Matrixwerkstoffes für den Verbundzylinder (Chun et al. 1995). Für den Spannungszustand der Faser verändern sich zwischen Abbildung 2.3 a) und b) nur die maximal erreichbaren Beträge. Die Plastizität wirkt vornehmlich auf das Verhalten von σ_z und auf σ_θ der Matrix. Durch die Kontaktbedingung zur Faser kann sich σ_z nicht voll ausbilden und steigt erst kontinuierlich mit dem Abstand zur Faser auf seinen Maximalwert. σ_θ erreicht in der Kontaktfläche nur vergleichsweise kleine Spannungswerte und klingt deutlich schwächer ab.

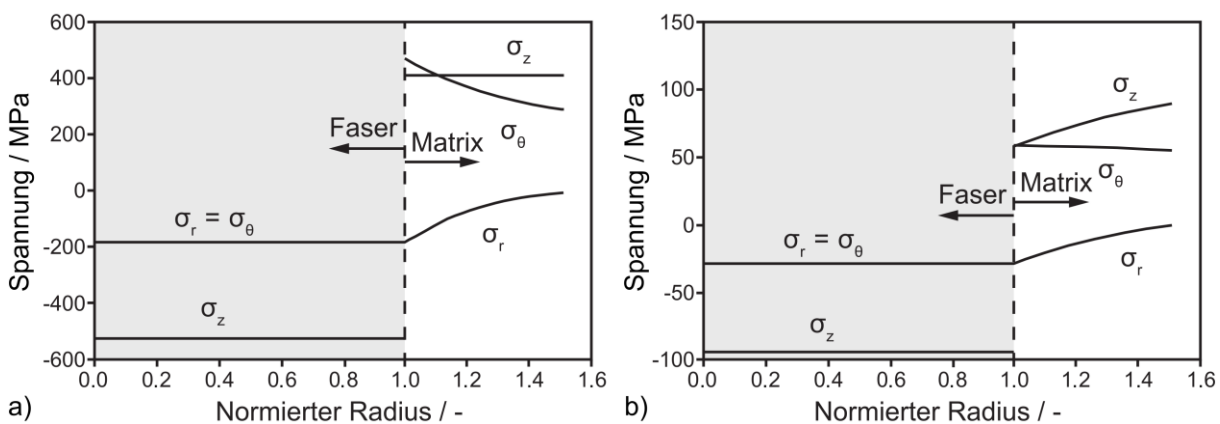


Abbildung 2.3: a) Radiale Spannungsverteilung nach Abkühlung eines Verbundwerkstoffes von 288°C auf Raumtemperatur unter Annahme eines ideal-elastischen Matrixwerkstoffes. b) Radiale Spannungsverteilung unter Annahme eines elastisch-plastischen Matrixwerkstoffes. Nach (Chun et al. 1995).

Ein weiterer Fall, der analytisch zwar lösbar ist, in der Realität aber zu komplexe Randbedingungen aufweist und daher numerische Berechnungen erfordert, ist die Berücksichtigung von Porosität im Werkstoff. Hierfür wurde von Shen der Dehnungszustand eines Siliziumkarbid-Partikels in einer Aluminium-Matrix untersucht (Shen 1997). Der in Abbildung 2.4 berechnete Fall ohne Porosität in der Matrix zeigt einen bei einer Abkühlung und erneuten Aufheizung identischen Verlauf für die Gesamtdehnung innerhalb des Partikels. Für den Fall mit Porosität ergibt sich ein Dehnungsverlauf, der einen deutlich geringeren Enddehnungswert erreicht. Eine erneute Erwärmung führt über eine Hysterese zurück zum verringerten Dehnungszustand bei Raumtemperatur.

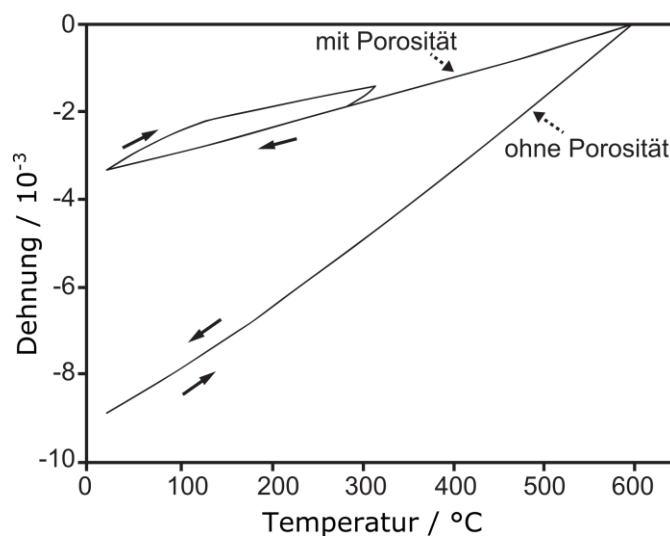


Abbildung 2.4: Vergleich der Gesamtdehnung eines eingebetteten Partikels mit und ohne Berücksichtigung von Porosität in der Matrix, berechnet mit Hilfe der Finiten Elemente Methode für die Temperaturführung 600-20-320-20 (in °C). Nach (Shen 1997).

Verbundwerkstoffe zeigen demnach ein komplexes Materialverhalten. Eine gebräuchliche Untersuchung betrifft die Dehnungs- und Spannungsentwicklung solcher Werkstoffe unter Temperatureinfluss, da sie in der Regel bei einer zumindest erhöhten (beispielsweise Faserverstärkte Kunststoffe) bis zu einer sehr hohen Temperatur (Metal Matrix Composites) hergestellt werden. Die zwangsläufig notwendige Abkühlung nach dem Herstellungsprozess führt zu einem Eigenspannungszustand, den es bei der Verwendung solcher Werkstoffe zu berücksichtigen gilt.

In Kapitel 2.3 wird genauer auf den Begriff der Eigenspannung eingegangen und ein Bezug zu gebräuchlichen Herstellungsprozessen sowie den prozessbedingten Spannungen in Gussteilen hergestellt. Plastizität ist ein Mechanismus, der der Ausprägung von Eigenspannungen – gerade bei hohen Temperaturen - entgegenwirkt. Insbesondere im Gießprozess gilt es somit, das Zusammenwirken von prozessbedingtem Spannungsaufbau und dem Spannungsabbau im Gusswerkstoff durch Metallplastizität zu verstehen.

2.2 Grundlagen der Plastizitätstheorie

Für die Beschreibung realen Materialverhaltens durch analoge Modelle existieren fundamentale, mechanische Elemente. Drei repräsentative Elemente sind in Abbildung 2.5 gezeigt. Hier findet sich in a) das Federelement wieder, das die von Hooke bekannte lineare Elastizität beschreibt. In Abbildung 2.5 b) ist ein Dämpferelement für nicht-lineares Dämpfungsverhalten gezeigt, weshalb die Spannung hier von der Dehnrates $\dot{\epsilon}$ abhängt. Dämpfer-Elemente bewirken eine zeitabhängige und grundsätzlich unbegrenzte, irreversible Verformung des Materials. In Abbildung 2.5 c) ist das St.-Venant-Element skizziert. Dieses Element wird zur Modellierung von Kriecheffekten verwendet. (Lemaitre et al. 2002)

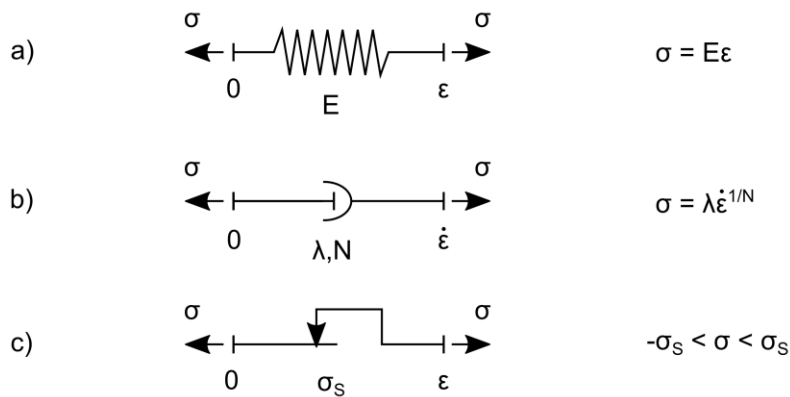


Abbildung 2.5: Grundelemente analoger Modelle zur Beschreibung realen Materialverhaltens. Nach (Lemaitre et al. 2002).

Diese Grundelemente lassen sich mit Hilfe von Reihen- und Parallelschaltung kombinieren, um das für das jeweilige Material charakteristische Verhalten anzunähern. Einfachere Modelle, wie das Maxwell-Modell und das Kelvin-Voigt-Modell, werden durch eine Reihen- bzw. Parallelschaltung von Feder- und Dämpferelement gebildet und nähern damit beispielsweise das Verhalten von thermoplastischen Kunststoffen bei der Glasübergangstemperatur bzw. Holz bei geringer Belastung an. (Lemaitre et al. 2002)

Das Bingham-Norton-Modell in Abbildung 2.6 zeigt eine komplexere Verschaltung der drei in Abbildung 2.5 gezeigten Elemente zur Modellierung viskoelastischen Materialverhaltens, beispielsweise von Metallen bei hoher Temperatur. In dieser Kombination bewirkt das Federelement einen reversiblen, linear-elastischen Dehnungsanteil bei angelegter, mechanischer Spannung $\sigma < \sigma_s$. Erst ab einem Spannungsniveau $\sigma \geq \sigma_s$ bewirkt das St.-Venant-Element die Bildung irreversibler Dehnungsanteile zur Abbildung von Kriecheffekten. Dies sind Längenänderungen unter konstanter Spannung des Körpers, die in die Bereiche des primären, des sekundären und des tertiären Kriechens unterteilt werden. (Lemaitre et al. 2002)

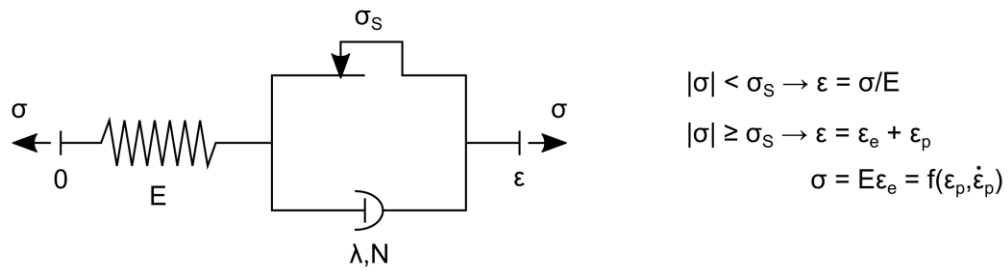


Abbildung 2.6: Veranschaulichung des Bingham-Norton-Modells für die Beschreibung viskoelastischen Materialverhaltens. Nach (Lemaitre et al. 2002).

Das Verhalten eines Werkstoffes wird beispielsweise in Zug-/ Druckversuchen und dem Kriechversuch untersucht. Die typischen Verläufe zeigt Abbildung 2.7. Sie dienen auch zur Identifikation des entsprechenden Materialverhaltens bei der Materialprüfung. So entspricht die Verfestigung im Zugversuch in Abbildung 2.7 a) dem beobachteten Verhalten des untersuchten Gusswerkstoffes AlSi9Cu3(Fe) in Abbildung 7.4 bei Raumtemperatur.

Abbildung 2.7 b) zeigt das Antwortverhalten im Kriechversuch nach (DIN EN ISO 204). Unter konstanter Spannung tritt eine zeitabhängige Deformation der Probe auf, die bei einer Entlastung um den elastischen Dehnungsanteil zurückgeht. Zurück bleibt eine dauerhafte, plastische Deformation. Kriechen ist der Mechanismus, der für den Abbau von inneren Spannungen in Bauteilen (Eigenspannungen, vgl. Kapitel 2.3) verantwortlich ist. Eine Abhandlung über die Mechanismen des Kriechens in Aluminium-Gusswerkstoffen findet sich beispielsweise in der Arbeit von C. Thoma. (Thoma 2015)

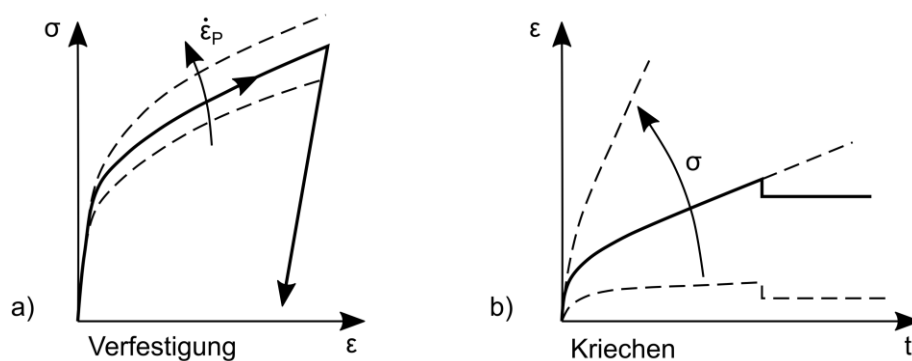


Abbildung 2.7: Verhalten eines viskoelastischen Materials a) im Zugversuch und b) im Kriechversuch. Nach (Lemaitre et al. 2002).

Kapitel 2.1 und Kapitel 2.2 zeigen die Theorie zur Beschreibung von Bauteilspannungen bzw. das reale Materialverhalten sowie die Mechanismen zum Abbau von Spannungen auf. Für die Praxis ist das Verständnis über die Mechanismen, die zu inneren Bauteilspannungen führen,

ein wesentlicher Bestandteil der Bauteilauslegung. Hierzu werden im Folgenden Eigenspannungen mit Bezug zu gegossenen Bauteilen klassifiziert, deren Ursachen aufgezeigt und am Beispiel der Verbundeigenspannungen und der schwindungsbedingten Bauteilspannungen erläutert.

2.3 Eigenspannungen in Gussbauteilen

2.3.1 Klassifizierung von Eigenspannungen

Unter Eigenspannungen werden im Allgemeinen Spannungen in einem Bauteil verstanden, auf das von außen keine Kräfte oder Momente wirken und das sich in einem räumlich und zeitlich homogenen Temperaturfeld befindet. Die damit verbundenen inneren Kräfte und Momente sind im mechanischen Gleichgewicht. (Tietz 1982)

Für Konstruktionswerkstoffe bedeutet das, dass äußere Belastungen, die auf das Bauteil wirken, mit dem im Inneren bereits vorhandenen Belastungszustand überlagert werden müssen. Deshalb ist die Kenntnis insbesondere von fertigungsbedingten Eigenspannungen für die Bauteilauslegung von hoher Bedeutung.

Die Einteilung in Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art ist nach (Tietz 1982) auf die Arbeit von Masing zurückzuführen (Masing 1925) und wird von Macherauch aufgegriffen. Diese Formulierung bezieht sich auf vielkristalline Werkstoffe im Allgemeinen und findet vielfach bei der Betrachtung metallischer Konstruktionswerkstoffe Anwendung (Brinksmeier et al. 2014; Genzel et al. 2013; Apel et al. 2014).

Eigenspannungen erster Art sind mechanisch über alle lokalen Spannungszustände hinweg sinnvoll mittelbar, also makroskopisch in Betrag und Richtung in erster Näherung konstant. Wird beispielsweise durch spanende Bearbeitung in das Kräfte- und Momentengleichgewicht eingegriffen, hat das makroskopische Änderungen von Bauteilabmessungen zur Folge. (Macherauch et al. 1973)

Eigenspannungen zweiter Art sind über kleine Abschnitte, bei metallischen Werkstoffen typischerweise innerhalb eines Kornes, nahezu homogen. Änderungen in deren Gleichgewichtszustand können Änderungen makroskopischer Abmessungen zur Folge haben (Macherauch et al. 1973). Ebenso haben makroskopische, plastische Deformationen eine Änderung von Eigenspannungen zweiter Art zur Folge, die anschließend zum großen Teil auf atomarer Ebene durch Kristallerholung abgebaut werden können (Bargel und Schulze 2018).

Eigenspannungen dritter Art sind über Längen von einigen Atomen inhomogen. Kräfte und Momente, die auf Eigenspannungen dritter Art zurückzuführen sind, sind in mikroskopischen Bereichen im Gleichgewicht. Bei Änderungen an diesem Zustand sind demnach keine makroskopischen Formänderungen zu erwarten. Sie treten beispielsweise als Folge von Diffusionsvorgängen in metallischen Gittern auf, die elastische, aber nicht-makroskopische Dehnungen hervorrufen. (Macherauch et al. 1973; Meier et al. 2013)

In Abbildung 2.8 sind alle real vorkommenden Arten von Eigenspannungen schematisch über einen in der x-y-Ebene liegenden Bauteilquerschnitt dargestellt. Fluktuationen gleichartiger Eigenspannungen sind um deren Mittelwert (gestrichelt) dargestellt, der kennzeichnend für die jeweilige Art der Eigenspannung ist. Mit σ_I ist der Betrag der mittleren Spannung über alle gezeigten Körner hinweg bezeichnet. σ_{II} gibt das mittlere Spannungsniveau innerhalb eines Kornes an und σ_{III} die Beträge der lokalen Spannungen auf atomaren Längenskalen. Betrag und Richtung von Eigenspannungen erster und zweiter Art können sich über Korngrenzen hinweg umkehren beziehungsweise ändern. Eigenspannungen erster Art sind über einen makroskopischen Bereich, also über Korngrenzen hinweg, homogen zu mitteln. (Macherauch et al. 1973)

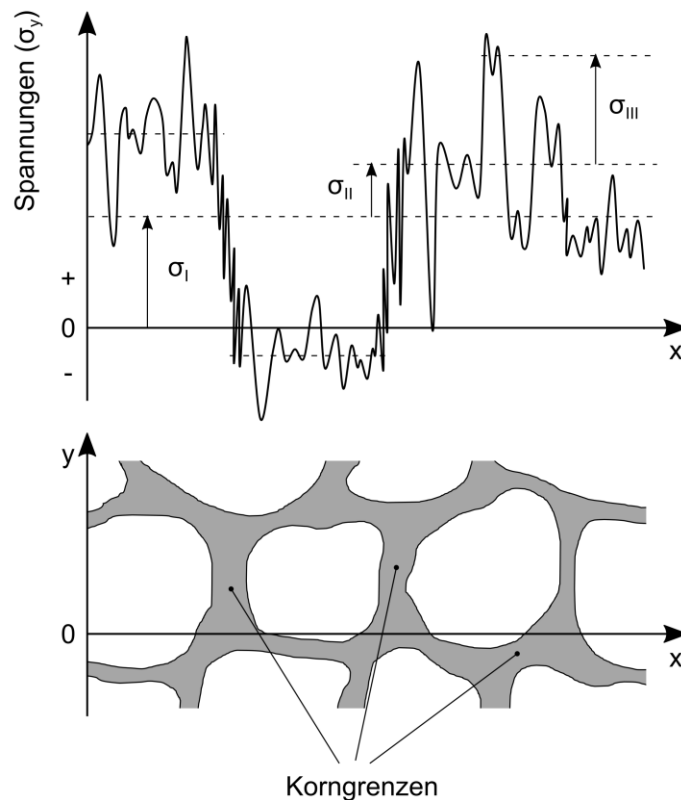


Abbildung 2.8: Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art, über mehrere Körner eines kristallinen Werkstoffs dargestellt. Nach (Macherauch et al. 1973).

Im Folgenden werden die Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art gesondert aufgegriffen und deren Ursachen an Beispielen verdeutlicht.

2.3.2 Fertigungsbedingte Eigenspannungen

Im Bereich der fertigungsbedingten Eigenspannungen werden nach (Tietz 1982)

- Urformeigenspannungen durch Gießen, Sintern, Extrudieren usw.
- Fügeigenspannungen durch Schweißen, Löten, Kleben usw.
- Umformeigenspannungen sowie
- Bearbeitungs-, Beschichtungs- und Aushärtungseigenspannungen

unterschieden. Hierzu zeigt Abbildung 2.9 eine Übersicht von Reihle in Anlehnung an Kloos, die eine Einteilung in Abhängigkeit von Werkstoff, Beanspruchung und Fertigungsprozess angibt (Reihle 2016; Kloos 1979).

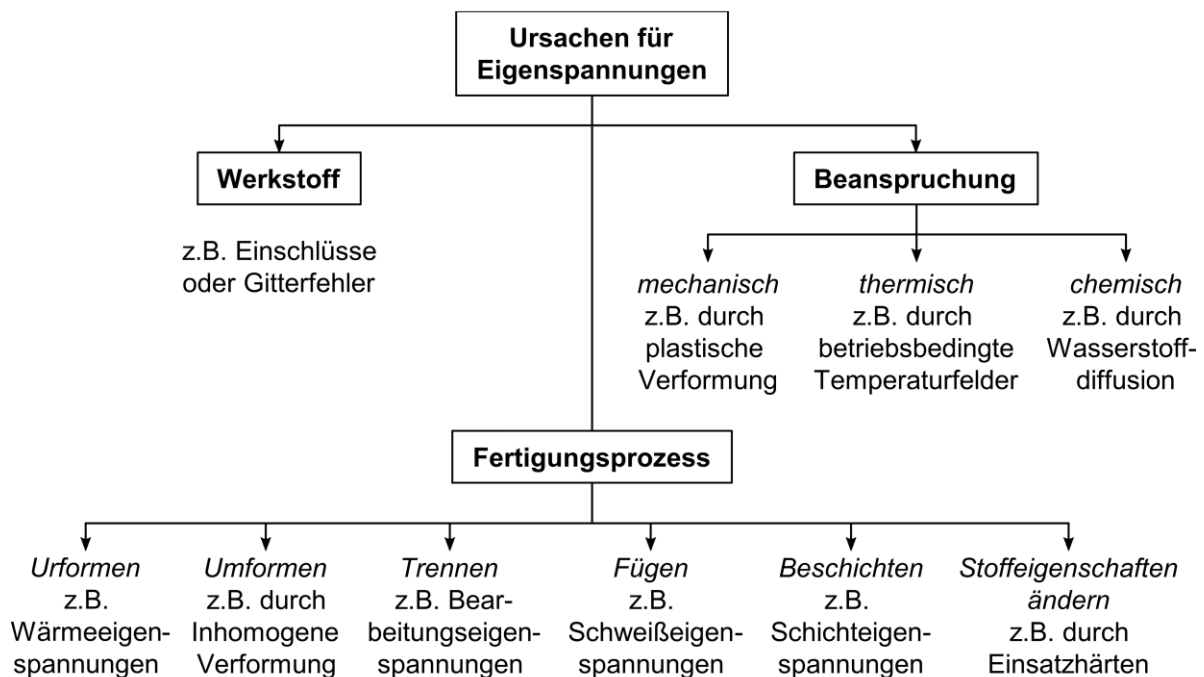


Abbildung 2.9: Ursachen für die Entstehung von Eigenspannungen in Abhängigkeit von Werkstoff, Beanspruchung und Fertigungsprozess. Nach (Reihle 2016), in Anlehnung an (Kloos 1979).

Eigenspannungen erster Art

Die Herkunft von Eigenspannungen erster Art lässt sich am Beispiel einer schnellen Abkühlung metallischer Werkstoffe in Abbildung 2.10 verdeutlichen. Für den experimentellen Nachweis existiert in der Literatur das in Abbildung 2.10 a) skizzierte Spannungsgitter, welches einen massiven Kern- und zwei dünnere Randbereiche über ein Joch verbindet. (Patterson und Dietzel 1967; Matek et al. 1994; Fent 2002; Hofer et al. 2011)

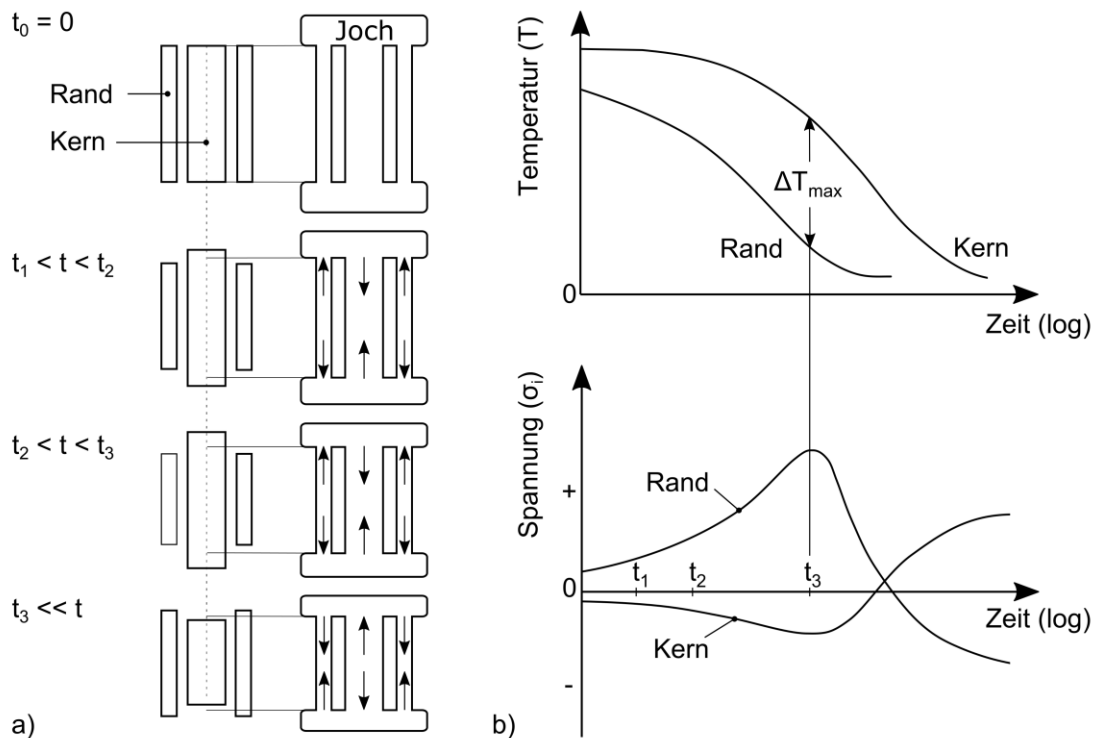


Abbildung 2.10: a) Eigenspannungen erster Art am Beispiel eines schlagartig abgekühlten Spannungsgitters aus Metall. b) Entwicklung der Spannungen bei unterschiedlichen Temperaturen im Kern- und Randbereich. Nach (Macherauch et al. 1973).

Zum Zeitpunkt $t_0 = 0$ befindet sich die homogen durcherhitzte Geometrie in einem spannungsfreien Zustand. Die Randbereiche werden zum Zeitpunkt t_1 schlagartig auf ein niedriges Temperaturniveau abgekühlt und unterliegen damit einer Kontraktion aufgrund der Wärmedehnung des Werkstoffes. Der Kern des Spannungsgitters kann diesem Temperaturgradienten aufgrund der endlichen Wärmeleitung im Material nicht folgen und besitzt demnach noch näherungsweise die Ausgangstemperatur und -länge ($t_1 < t < t_2$). Als Folge der mechanischen Kopplung von Kern und Randbereich über das Joch treten zwischen den Zeitpunkten t_1 und t_2 im Kern Druckspannungen und im Randbereich Zugspannungen auf. Da der Kern mehr Volumen besitzt, wird sich im Randbereich durch das innere Kräftegleichgewicht eine höhere Spannung ausbilden, die die Fließgrenze des Werkstoffes übersteigen kann. In diesem Fall wird eine plastische Verformung einsetzen, während der Kern weiterhin rein elastisch deformiert bleibt. Zum

Zeitpunkt t_3 ist die maximale Temperaturdifferenz zwischen Rand und Kern erreicht. Damit ist der Antrieb für die plastische Deformation beendet und die Spannungen im Gitter beginnen abzunehmen. Als Folge der plastischen Verformung setzt eine Spannungsumkehr ein, der Kern wird nun auf Zug belastet und der Rand auf Druck. Für große Zeiten bleibt bei Raumtemperatur dementsprechend ein Eigenspannungszustand mit Zugspannungen (+) im Kern und Druckspannungen (-) im Rand des Zylinders zurück. (Macherauch et al. 1973)

Eigenspannungen zweiter Art

Eigenspannungen zweiter Art sind bei metallischen Werkstoffen auf Kornebene anzufinden. Für das Verständnis skizziert Abbildung 2.11 a) einen polykristallinen Werkstoff mit den Phasen A und B unter der Annahme, dass beide Phasen bei einer homogenen Temperatur T_0 spannungsfrei miteinander verbunden sind (Abbildung 2.11 b)). Besitzt Phase A einen größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten als Phase B, unterliegt Phase A bei einer Abkühlung auf die Temperatur $T_1 < T_0$ einer stärkeren Kontraktion als Phase B (Abbildung 2.11 c)). Durch die mechanische Koppelung der beiden Phasen sind keine freien Dehnungen möglich, weshalb sich Zugspannungen in Phase A und Druckspannungen in Phase B ausbilden. Ist T_0 eine hohe Temperatur, beispielsweise beim Lösungsglühen von Aluminium-Gusswerkstoffen, und T_1 die Betriebstemperatur des späteren Bauteils, bleiben Eigenspannungen zweiter Art erhalten, die von den auftretenden Betriebslasten überlagert werden. (Macherauch et al. 1973; Schürmann 2007)

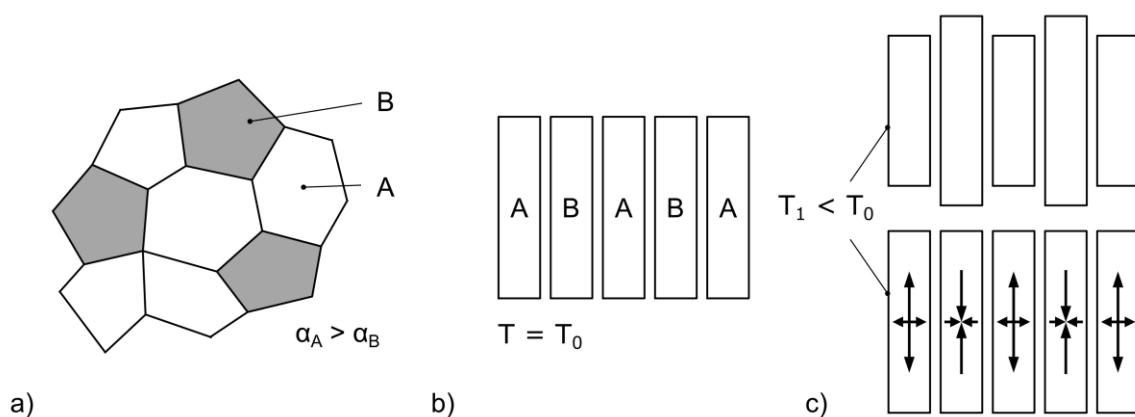


Abbildung 2.11: Eigenspannungen zweiter Art infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten zweier Phasen A und B innerhalb eines polykristallinen Werkstoffs. Nach (Macherauch et al. 1973).

Eigenspannungen dritter Art

In der Theorie wird vereinfachend angenommen, dass ein metallischer Werkstoff in Form eines perfekten Kristalls aufgebaut ist. In der Realität tritt eine Vielzahl an Imperfektionen auf, die keine reine Kristallstruktur zulassen. Abbildung 2.12 zeigt den modellhaften Kristallit eines polykristallinen Werkstoffs. Jede Imperfektion stellt für sich eine Quelle für mikroskopische Spannungen dar, da das Kristallgitter lokal gestört wird. Da sich diese lokalen Spannungen per Definition nicht über Korngrenzen hinausbewegen, handelt es sich um Eigenspannungen dritter Art. (Macherauch et al. 1973)

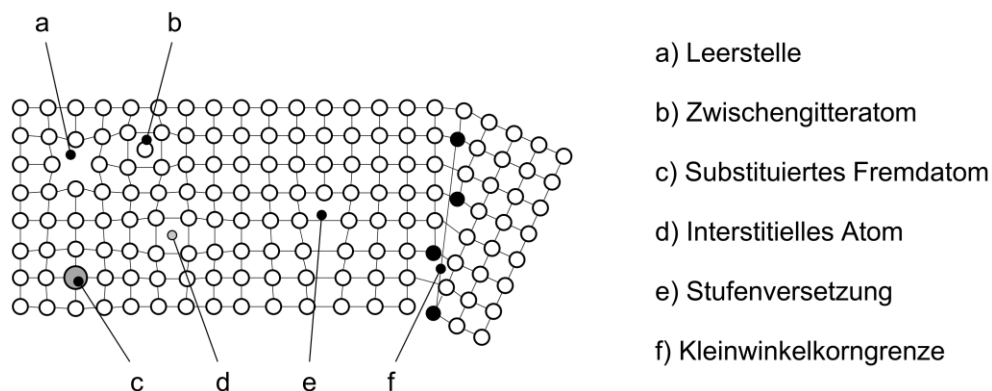


Abbildung 2.12: Eigenspannungen dritter Art in Metallen als Folge von Fehlstellen im Atomgitter. Nach (Macherauch et al. 1973).

Schwindungsbedingte Bauteilspannungen

Im Bereich der Werkstoffverbunde ist grundsätzlich mit inneren Spannungen zu rechnen (vgl. Abbildung 2.2), weshalb fertigungsbedingte Eigenspannungen auf diesem Gebiet Gegenstand aktueller Forschung sind. (Anders 2008; Christ 2018; Boitsov et al. 2019)

Im Bereich des Verbundgusses gibt es ebenfalls Anwendungen, die eine genauere Untersuchung der fertigungsbedingten Eigenspannungen notwendig machen. So haben Wasmuth und Reihle in ihren Arbeiten mit technischen Aluminiumlegierungen umgossene Graugussbuchsen untersucht, wie sie im Kurbelgehäuse von Verbrennungsmotoren vorkommen (Wasmuth 2009; Reihle 2016). Da die Wärmedehnung des Aluminiums höher ist als die des Stahls ($\alpha_{\text{Aluminium}} > \alpha_{\text{Stahl}}$), kommt es zu thermisch bedingten Verbundgusseigenspannungen während des Abkühlens. Die Ausprägung von Eigenspannungen wird zusätzlich durch eine geometrische Komponente begünstigt, die ein Aufschrumpfen des Aluminiums auf die Graugussbuchse verursacht, und als Schrumpfeigenspannung bezeichnet wird (Wasmuth 2009).

Das Prinzip wurde von Reihle aufgegriffen und um eine dem Guss nachgeschaltete Wärmebehandlung erweitert (Reihle 2016). Kennzeichnend für beide Arbeiten ist die Verwendung von

Neutronendiffraktometrie zur In situ-Messung der Dehnungsentwicklung während des Gusses und der Wärmebehandlung der Verbundgussproben (Wasmuth et al. 2008; Reihle et al. 2013). Ergänzt wurden die In situ-Messungen durch Ex situ-Verfahren, die naturgemäß nicht für die Anwendung während des Gießens und der Wärmebehandlung infrage kommen (vgl. Kapitel 2.5.2).

Nach (Bierett 1939) ist Schrumpfung (im Guss als Schwindung bezeichnet) *„das Ergebnis von Erhitzung und Abkühlung, thermischer Ausdehnung und Schwindung, plastischer und elastischer Verformung und metallurgischer Vorgänge. Die Erfassung der Schrumpfwirkungen beruht auf der Kenntnis der physikalischen Wärmeigenschaften der Werkstoffe, der mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit von der Temperatur und der metallurgischen Vorgänge bei der Abkühlung.“* Gerade in der Schweißtechnik wird die Schrumpfung als eine Begleiterscheinung des Schweißens vielfach thematisiert und die resultierenden Eigenspannungen um die Wärmeinflusszone untersucht. (Podder et al. 2019; Schroepfer et al. 2019; Wan et al. 2019)

Schwindung ist in der Produktionstechnik insbesondere bei Gussteilen zu erwarten. Ein bekanntes Phänomen in der Gießerei sind Kaltrisse, die eben durch diesen Mechanismus entstehen und getrieben durch Bauteilspannungen in Kombination des Gussteils mit der Gussform zu makroskopischen Fehlern führen (Franke 2019). Dieser Gussfehler tritt sowohl im Kokillen als auch Sandguss auf und ist eine direkte Folge zu hoher Schwindungsbehinderung durch eine ungünstige Konstruktion oder ungeeignete Formstoffe. Es existieren erfahrungsbasierte Methoden zur Vermeidung von Kaltrissen durch das Aufschumpfen des Bauteils auf den Formstoff, die vor allem konstruktiver Natur sind (VDG K 200-2015).

Die Berechnung von Bauteilspannungen mit Hilfe von Simulationsmethoden ist ein probates Mittel, um einen Anhaltspunkt für Schwindungsbehinderungen bereits vor dem ersten Abguss zu erhalten, und findet deshalb breite Anwendung in der Praxis (Hofer 2012; Thoma et al. 2013). Voraussetzung dafür ist ein valides, thermo-physikalisches Materialmodell sowohl des Gussmaterials, als auch des Formstoffes, was beispielsweise für Gussande gegenwärtig nicht gegeben ist. Das Verständnis von Formstoffen ist deshalb Gegenstand aktueller Forschung. (Griebel et al. 2016; Lechner et al. 2018; Etemeyer et al. 2019)

Eigenspannungen infolge Schrumpfung lassen sich gemäß Abbildung 2.9 dem Fertigungsprozess und der Beanspruchung zuordnen. Beim Urformen kommt es gemäß der Ausprägung von Eigenspannungen erster Art zu Wärmeeigenspannungen. Auch beim Fügen nimmt die Wärmeinflusszone entsprechend Einfluss auf den Eigenspannungszustand der Fügepartner und wird hier der Vollständigkeit halber erwähnt. Letztlich ist die Ausbildung schwindungsbedingter Bauteilspannungen insbesondere eine mechanische Beanspruchung. Sie resultiert in diesem

Fall nicht aus einer plastischen Verformung des Bauteils an sich, sondern wirkt durch eine durch die Gussform behinderte Schwindung von außen auf das noch nicht ausgeformte Rohgussteil.

Die Frage nach der Entstehung und Ausprägung schwindungsbedingter Gussteilspannungen ist insofern nicht trivial, da die Spannungsreaktion im Gussstück unmittelbar nach dem Ausformen verschwindet und eine direkte Messung im Gießprozess bis heute nicht beziehungsweise nur im Labormaßstab unter erheblichem Aufwand möglich ist (Heilmeier et al. 2019). Somit entsteht ein Defizit bei der Ermittlung schwindungsbedingter Bauteilspannungen mangels breit anwendbarer Messtechnik.

Im Folgenden wird auf die konventionellen Methoden zur Ermittlung von Bauteil- bzw. Eigenspannungen eingegangen, die im Anschluss aufgegriffen werden, um einen neuen Ansatz zur In situ-Dehnungsmessung im Guss vorzustellen.

2.4 Ermittlung von Eigenspannungen

Eine getrennte Bestimmung der drei Arten von Eigenspannungen aus Kapitel 2.3.2 ist nicht oder nur mit hohem Aufwand möglich. Technische Relevanz besitzen Eigenspannungen erster Art, die oftmals überlagert von Eigenspannungen zweiter Art auftreten. In der Praxis haben sich zwei wesentliche Verfahrensgruppen zu deren Ermittlung durchgesetzt, die Freischneide- und die Durchstrahlverfahren. Die Freischneideverfahren lassen Aussagen über Eigenspannungen erster Art zu, wenn sie über hinreichend große Bereiche gemittelt werden. Verfahren, die auf der Beugung kohärenter Strahlung an Kristallgittern basieren, lassen Aussagen über Eigenspannungen erster und zweiter Art zu, bei entsprechend hohem experimentellem Aufwand auch auf Eigenspannungen dritter Art. (Tietz 1982)

Eigenspannungen erster Art nehmen maßgeblichen Einfluss auf die Konstruktion, die Fertigung und den Betrieb eines Bauteils. Aus wissenschaftlicher und prozesstechnischer Sicht sind zudem Eigenspannungen zweiter und dritter Art von Bedeutung, um die Entstehung von werkstoff- und prozessbedingten Eigenspannungen zu verstehen. (George und Smith 2005)

Abbildung 2.13 zeigt eine Übersicht über die von (George und Smith 2005) nach Art der Prüfung und Eindringtiefe eingeteilten Messverfahren. Bei zerstörungsfreien Prüfverfahren bleibt das Bauteil während und nach der Messung intakt. Allerdings sind damit nur eher oberflächennahe Spannungen messbar, was im Allgemeinen durch die Abnahme der Strahlungsintensität bei tieferem Eindringen begründet ist (Reihle 2016). Zerstörende Prüfverfahren legen Teile des

Bauteils frei, was die Ermittlung relaxierter Spannungen mit Hilfe freiwerdender, elastischer Dehnungen ermöglicht. Ihre Eindringtiefe ist je nach Verfahren beliebig groß, jedoch wird das Bauteil durch die Messung unbrauchbar. Durch eine Reduktion der Freisetzung von Spannungen auf ein Minimum können Bauteile - gegebenenfalls nach einer Aufbereitung - wiederverwendet werden. In diesem Fall handelt es sich um teilzerstörende Verfahren. Im Folgenden sollen zwei Messverfahren als Beispiel für zerstörende und teilzerstörende Verfahren beschrieben werden, die für das Verständnis der in dieser Arbeit eingesetzten Messmethoden von Bedeutung sind. (George und Smith 2005)

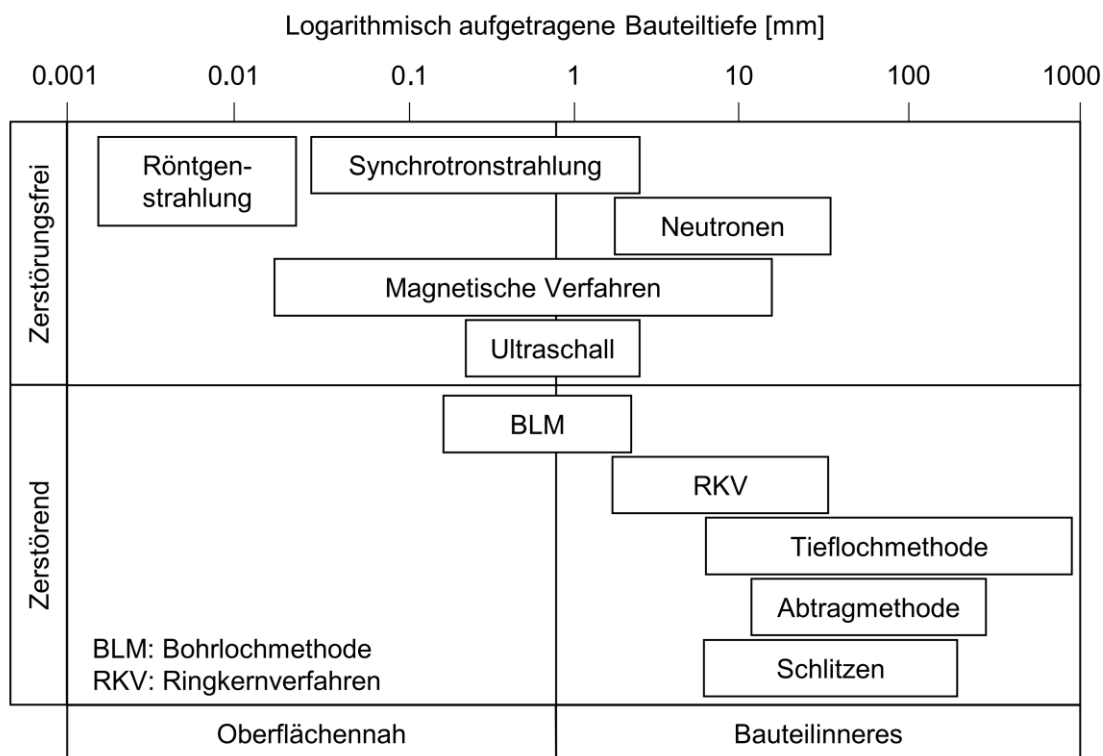


Abbildung 2.13: Übersicht über zerstörende und zerstörungsfreie Messverfahren und ihre Eindringtiefe in ein Bauteil aus Stahl. Nach (George und Smith 2005).

2.4.1 Zerstörende Verfahren: Zerlegemethode

Ein gebräuchliches, zerstörendes Verfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen ist die Zerlegemethode. Die zugrunde liegende Annahme ist der ebene Spannungszustand, der auf der Oberfläche spannungsbehafteter Bauteile herrscht (vgl. Kapitel 2.1). Ausgewählte Bereiche werden durch Trennen vom übrigen Bauteil entfernt. Die dadurch entstandene Randbedingung lässt sich sowohl für lang ausgedehnte Bauteile, als auch für dünne, schalenartige Bauteile formulieren. Das Freischneiden von Eigenspannungen ist das Standardverfahren in der Produktionstechnik und findet in zahlreichen Fällen Anwendung. (Salvati und Korsunsky 2019; Zhang et al. 2019; Prime und DeWald 2013)

Für dieses Verfahren werden Dehnungsmessstreifen in einer oder mehreren Richtungen auf die Oberfläche der zu messenden Bauteile aufgeklebt. Je nach zugrunde liegendem Spannungszustand sind die Größe und Position des freizuschneidenden Bereichs, die Richtung und die Schnittrihenfolge, wie von (Keil 2017) beschrieben, zu wählen. Ein Beispiel für die Anwendung der Zerlegemethode und zur Schnittführung an einer Verbundgussprobe ist in Abbildung 2.14 gegeben.

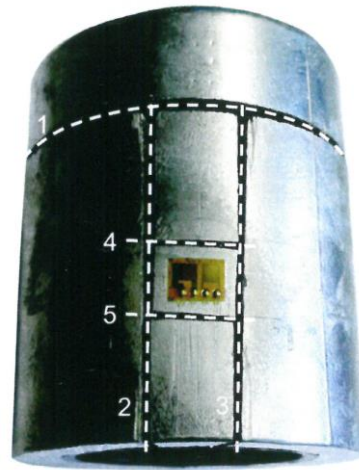


Abbildung 2.14: Schnittfolge bei der Zerlegemethode, angewendet an einem Verbundgussteil. (Reihle 2016).

Der Spannungszustand kann im Anschluss an die Dehnungsmessung mit Gleichung 2.9 und Gleichung 2.10 für den ebenen Spannungszustand berechnet werden. Weitere zerstörende Verfahren sind im Folgenden aufgelistet:

- Ringkernverfahren (Heidary et al. 2017)
- Tieflochmethode (Kitano et al. 2012)
- Schichtabtragmethode (Moore und Evans 1958)
- Schlitzen (Cheng und Finnie 2007)

Ein maßgebliches Merkmal dieser Verfahren ist die Zerstörung des Bauteils, weswegen sich weniger invasive Methoden der Spannungsermittlung etabliert haben. Diese reihen sich wegen ihres nur kleinen Eingriffs in die Bauteilintegrität in die Kategorie der Teilzerstörenden Verfahren ein.

2.4.2 Teilerstörende Verfahren: Bohrlochmethode

Die Bohrlochmethode ist ein von der ASTM International (ASTM E837-13) genormtes, mechanisches Prüfverfahren zur Ermittlung von Bauteilspannungen, das eine Bohrung im Bereich zwischen 1.5 mm und 1.75 mm Durchmesser in das Bauteil einbringt (Keil 2017), um freie Dehnungen zu erzeugen. Da diese Bohrung gemessen an typischen Bauteildimensionen in der Regel sehr klein ist, ist die Bohrlochmethode demnach als praktisch zerstörungsfrei anzunehmen (Mathar 1933).

Für die Messung werden Dehnungsmessstreifen in Rosettenform an der Bauteiloberfläche appliziert, die typischerweise in 0°-, 45°- und 90°-Richtung angeordnet sind (Abbildung 3.8 a). Abbildung 3.8 b) zeigt eine Bohrlochrosette, wie sie z.B. von der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt (HBM) angeboten wird. Damit sind elastische Dehnungen entweder als Integral über die Bohrungstiefe oder - mit geeigneten Rechenmodellen - tiefenaufgelöst messbar. Im zweiten Fall wird die Bohrung inkrementell eingebracht und bei jedem Stillstand des Bohrers ein Dehnungswert aufgenommen. Die Tiefenauflösung geht hierbei bis zu 20 μm bei einer Bohrtiefe von 1.6 mm. (Keil 2017)

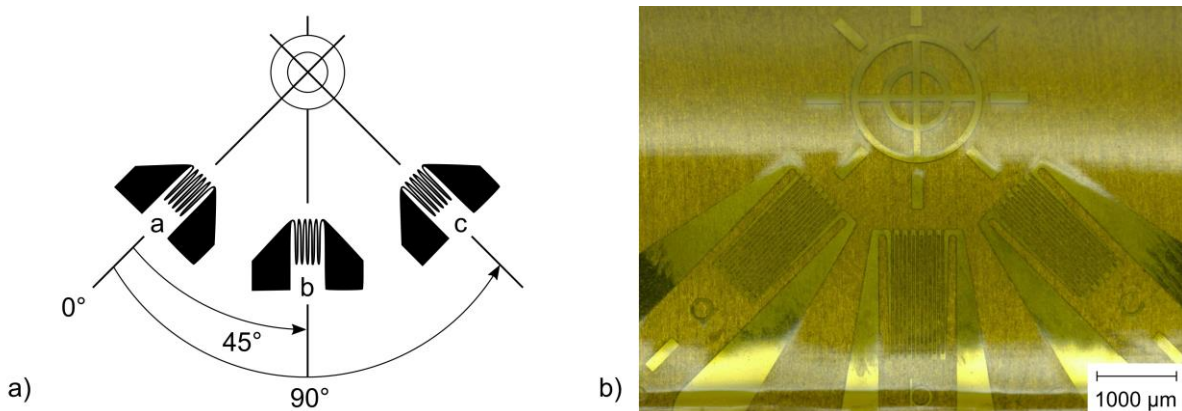


Abbildung 2.15: a) Anordnung von DMS in 0°-, 45°- und 90°-Richtung um eine Bohrung bei der Bohrlochmethode. b) Mikroskopaufnahme eines Bohrloch-DMS mit drei linearen Messgittern um die Position des späteren Bohrlochs, die durch ein Fadenkreuz markiert ist.

2.4.3 Zerstörungsfreie Ermittlung von Eigenspannungen mittels Neutronendiffraktion

Freie Neutronen besitzen eine mittlere Lebensdauer von $886.7 \pm 1.9 \text{ s}$, bevor sie sich in einem Beta-Minus-Zerfall in ein Proton, ein Elektron-Antineutrino und ein Elektron umwandeln. Für die Neutronendiffraktion muss eine geeignete Kernreaktion unterhalten werden, die Neutronen emittiert, wie zum Beispiel die Spaltung des Uranisotops ^{235}U . (Gabrys 2014)

In einem moderierten Spaltungsreaktor wird hochangereichertes ^{235}U durch Neutroneneinfang zur Spaltung in ^{142}Ba und ^{142}Xe oder ^{92}Kr und ^{92}Sr angeregt. Die Spaltungsprodukte geben Neutronen mit Energien in der Größenordnung von Mega-Elektronenvolt ab. Für den erneuten Einfang der entstandenen Neutronen durch unverbrauchtes ^{235}U ist eine Moderation durch Wasser vonnöten. Damit wird eine kontrollierte Kettenreaktion unterhalten, die kontinuierlich Neutronen für wissenschaftliche Experimente bereitstellt. (Gabrys 2014)

Nach diesem Prinzip arbeitet der Forschungsreaktor Meier-Leibnitz (FRM2) in Garching bei München (Röhrmoser 2010), dessen Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC (Hofmann et al. 2006) für die Messungen in dieser Arbeit benutzt wurde. Das Messprinzip im Aluminium-Gusswerkstoff ist in Abbildung 2.16 skizziert.

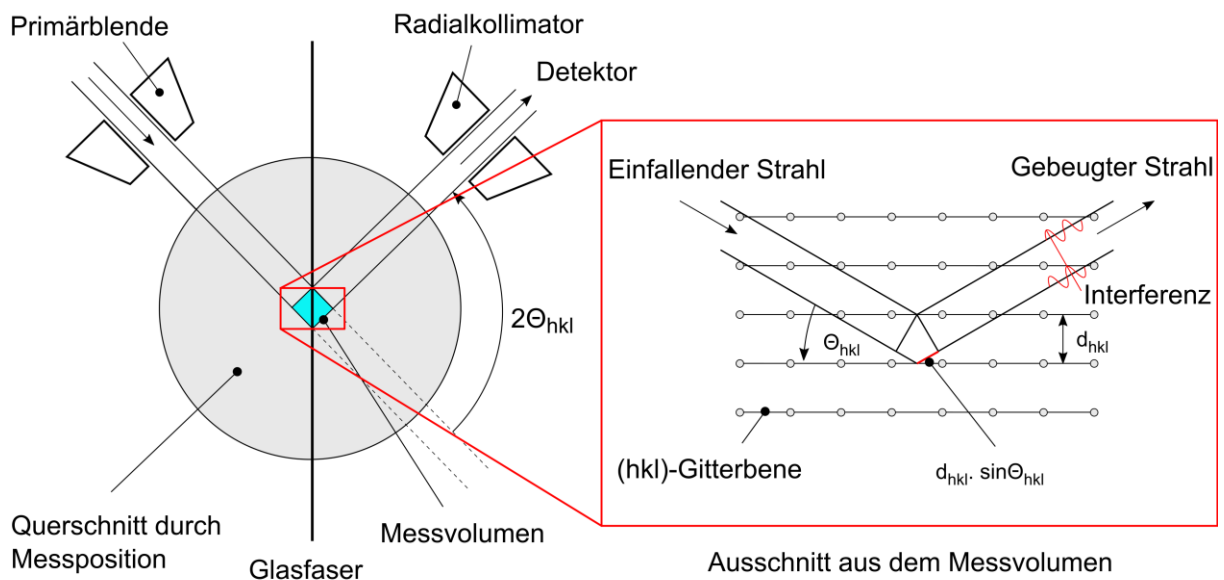


Abbildung 2.16: Skizze des Prinzips der Diffraktion an einer Aluminiumprobe mit eingegossener Glasfaser. Der einfallende Neutronenstrahl wird an den Gitterebenen gebeugt. Durch den Gangunterschied $d_{hkl} \cdot \sin \theta_{hkl}$ entsteht im gebeugten Strahl eine messbare Interferenz.

Der monochrome Neutronenstrahl mit der Wellenlänge 1.67 \AA passiert die Primärblende mit Fokus auf das Messvolumen innerhalb der Probe. Die Strahlung wird an den Gitterebenen hkl gestreut und nach dem Passieren eines Radialkollimators unter dem Winkel $2\theta_{hkl}$ detektiert. Die Höhe und Breite des Primärspalts und die Öffnungsbreite des Kollimators geben das effektive Messvolumen innerhalb der Probe vor. Die Interferenz des gebeugten Strahls ist auf die Neutronenbeugung an den Gitterebenen kristalliner Materialien zurück zu führen und wurde erstmals von W. H. Bragg in einer fundamentalen Gleichung formuliert (Bragg und Bragg 1913):

$$2d_{hkl} \sin \theta_{hkl} = \lambda$$

Gleichung 2.14

Sie gibt die Beziehung zwischen der Wellenlänge der einfallenden Strahlung λ , dem Abstand der betrachteten Gitterebenen d_{hkl} und dem Glanzwinkel $2\theta_{hkl}$, unter dem die Strahlung elastisch gebeugt wird, an. (Hutchings et al. 2005)

Abbildung 2.17 zeigt ein Diffraktogramm für die Legierung AlSi9Cu3(Fe) als Festkörper im Gusszustand. Es umfasst die Reflexe für Aluminium, Silizium und der kupferreichen Ausscheidungen Al₂Cu unter verschiedenen Glanzwinkeln der entsprechenden Gitterebenen hkl . Diese Aufnahme wird durch eine Verschiebung des Detektors um die Drehachse der gebeugten Strahlung unter entsprechend hohem Zeitaufwand ermöglicht.

Für Messungen mechanischer Systeme wird durch die Wahl der Wellenlänge des monochromatischen, parallelen Neutronenstrahls ein Beugungswinkel von nahezu 90° angestrebt. Das entspricht einem Ausschnitt von 80° bis 95° in Abbildung 2.17, sodass im Experiment die Reflexe Si (331), Al (311) und Al (222) aufgezeichnet werden.

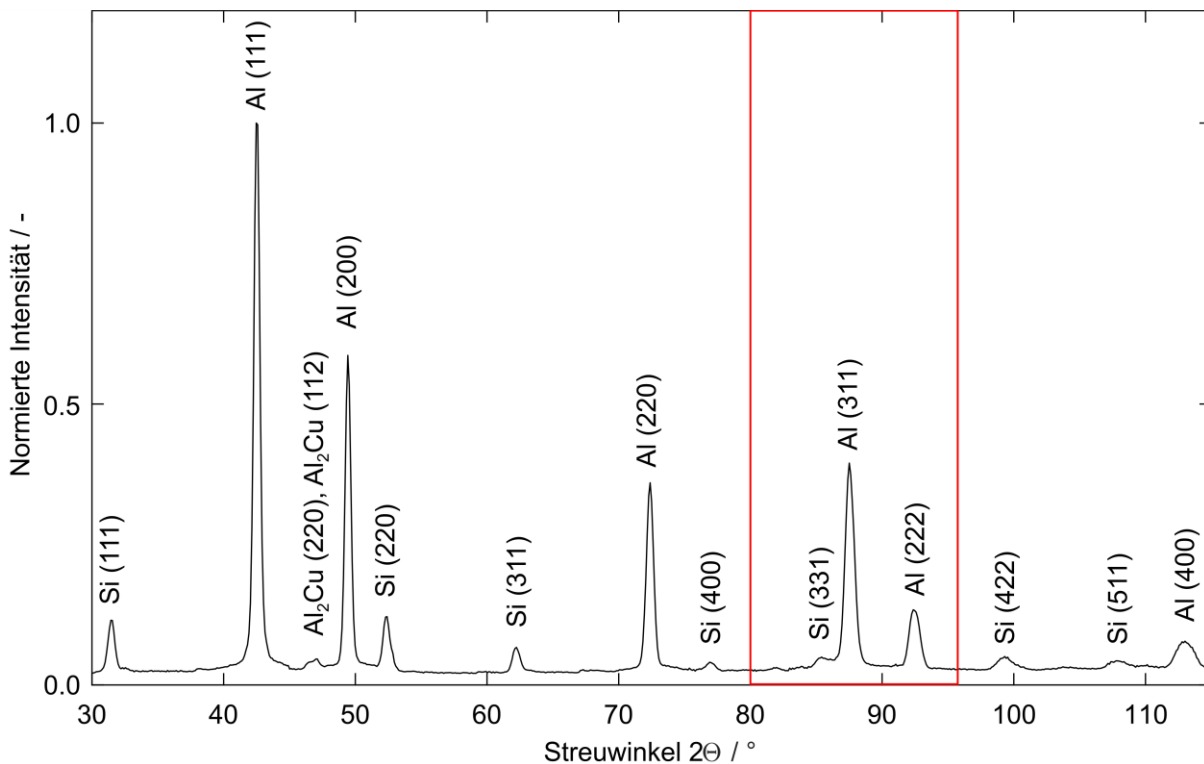


Abbildung 2.17: Diffraktogramm der Legierung AlSi9Cu3(Fe) im Gusszustand. Darstellung der normalisierten Neutronenintensität in Abhängigkeit des Streuwinkels für die gebeugten Gitterebenen unter Angabe des untersuchten Bereichs in Rot. Nach (Reihle 2016).

Berechnungen zur Dehnungsermittlung aus dem Glanzwinkel θ_{hkl} werden mit Bezug auf den spannungsfreien Zustand (Glanzwinkel $\theta_{0,hkl}$) vorgenommen. Dies entspricht dem Verhältnis

der Änderung des Gitterebenenabstands $d_{hkl} - d_{0,hkl}$ eines Kristallits zum Gitterebenenabstand $d_{0,hkl}$ im spannungsfreien Zustand (DIN ISO/TS 21432):

$$\varepsilon_{hkl} = \frac{\sin \theta_{0,hkl}}{\sin \theta_{hkl}} - 1 = \frac{d_{hkl} - d_{0,hkl}}{d_{0,hkl}} \quad \text{Gleichung 2.15}$$

Die Ermittlung makroskopischer Spannungen aus phasenspezifischen, elastischen Dehnungen zwischen den Gitterebenen eines kristallinen Werkstoffes lässt sich mit dem Hooke'schen Gesetz nach folgender Gleichung vornehmen (Hutchings et al. 2005):

$$\sigma_{ij} = \frac{E_{hkl}}{(1 + \nu_{hkl})} \left[\varepsilon_{ij}^{hkl} + \frac{\nu_{hkl}}{(1 - 2\nu_{hkl})} (\varepsilon_{11}^{hkl} + \varepsilon_{22}^{hkl} + \varepsilon_{33}^{hkl}) \right] \quad \text{Gleichung 2.16}$$

mit $i, j = 1, 2, 3$

Die phasenspezifischen Werkstoffkennwerte E_{hkl} und ν_{hkl} wurden für Aluminium durch Eigenmann und Macherauch gemessen und sind in Tabelle 2.1 angegeben (Eigenmann und Macherauch 1996).

Tabelle 2.1: Phasenspezifische Werte für den Elastizitätsmodul und die Querkontraktion für die technisch relevanten Aluminium-Gitterebenen {311} und {222} gemäß Abbildung 2.17. Nach (Eigenmann und Macherauch 1996).

Ebenen {hkl}	E_{hkl} / GPa	$\nu_{hkl} / -$
{311}	69	0.35
{222}	73	0.35

Der Aluminium(311)-Reflex ist geeignet für Untersuchungen von Dehnungen in technischen Bauteilen, da er weitgehend unbeeinflusst von interkristallinen Spannungen bleibt (Hutchings et al. 2005) und damit dem makroskopischen Dehnungszustand entspricht (Clausen 1997). Alternativ lassen sich nach Kröner aus den Daten des Einkristalls durch Berechnungen auch Schlüsse auf den makroskopisch isotropen Vielkristall ziehen (Kröner 1958).

Weitere Möglichkeiten zur zerstörungsfreien Ermittlung von Eigenspannungen bestehen mit der Anwendung von

- Röntgendiffraktometrie (Spieß et al. 2019),
- Magnetischen Verfahren (Hauk und Behnken 2006) und
- Spannungsoptik für lichtdurchlässige Materialien (Macherauch und Zoch 2014).

Die Verfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen sind in Abbildung 2.18 nochmals übersichtlich zusammengefasst. Sie gehen direkt einher mit der Notwendigkeit, physikalische Größen aufzunehmen, zu digitalisieren und zu speichern. Wesentliches Element zur Messung von Dehnungen in Zerstörenden und Teilzerstörenden/ praktisch zerstörungsfreien Verfahren sind Dehnungsmessstreifen (DMS). Um DMS als Messaufnehmer für mechanische Dehnungen verwenden zu können, müssen sie in geeigneter Weise verschaltet sein. Dazu ist der Einsatz entsprechender Messtechnik von Nöten. In den folgenden Kapiteln werden die Grundlagen der elektrischen Messtechnik vorgestellt und auf die Messung mit DMS angewendet.

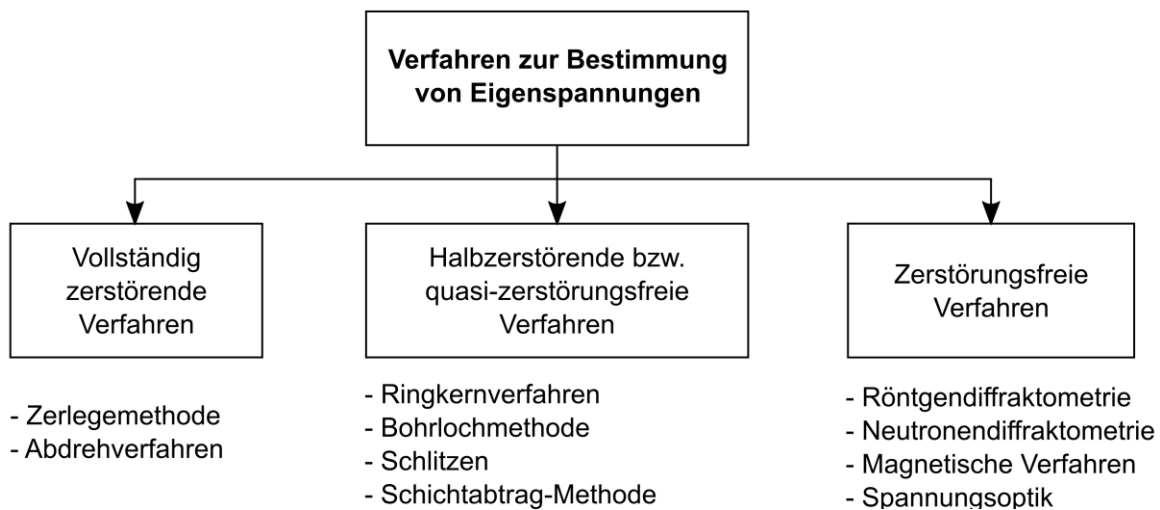


Abbildung 2.18: Übersicht über einige gebräuchliche Verfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen. Nach (Tietz 1982).

2.5 Grundlagen der elektrischen Messtechnik

Der Vorgang des Messens dient der quantitativen Erfassung physikalischer Größen. Sie werden als Vielfaches einer allgemein anerkannten Einheitsgröße angegeben. Eine Messung ist das „Ausführen von geplanten Tätigkeiten zum quantitativen Vergleich einer Messgröße mit einer Einheit“ (DIN1319). Hierfür ist ein Messsystem vonnöten, wie es in Abbildung 2.19 schematisch skizziert ist. Es besteht üblicherweise aus einer Kombination von Geräten, die Messgrößen aufnehmen und verarbeiten. Zu dieser Messkette gehören Aufnehmer, Messverstärker und Ausgabe-/ Anzeigegerät, die jeweils von einem Hilfsgerät mit Energie versorgt werden. Die Messgröße wird aufgenommen, in ein elektrisches Signal übersetzt und digitalisiert. Der Ausgeber zeigt den Wert an, speichert ihn und stellt ihn gegebenenfalls anderen Anwendungen, z.B. eine Regelung, zur Verfügung. (Lerch2007)

Der Messwert selbst wird immer als Produkt aus Zahlenwert und Einheit angegeben (DIN1319). Die Einheit macht den Messwert eindeutig und vergleichbar.

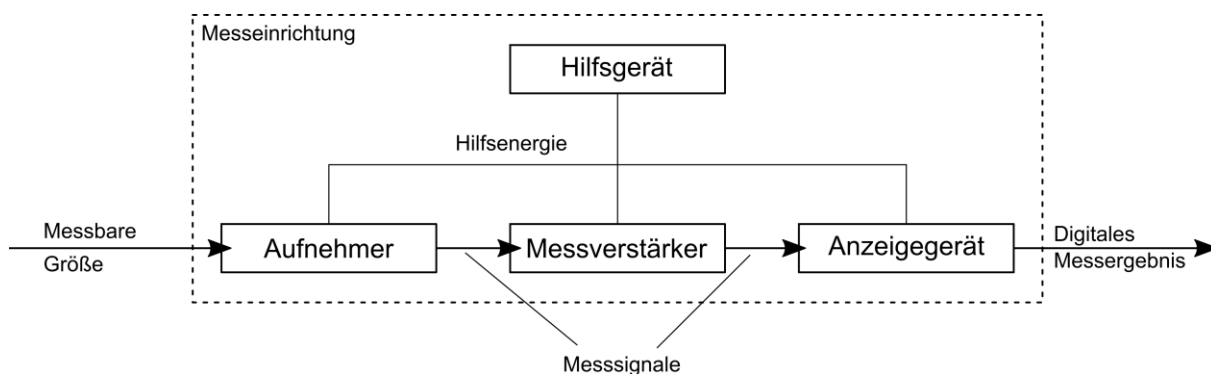


Abbildung 2.19: Beispiel für eine Messkette, bestehend aus drei Messgeräten und einem Hilfsgerät, die zusammen eine Messeinrichtung bilden. Nach (DIN 1319-1).

Die Information aus der Messung wird von einer physikalischen Größe getragen, die Informationen aufnehmen und transportieren kann. In der elektrischen Messtechnik handelt es sich um Ströme bzw. Spannungen, die zeitlich veränderlich sind und wahrnehmbare Parameter besitzen. Das heißt, sie können die Werte der Messgröße eindeutig und reproduzierbar wiedergeben. Da es sich um bekannte physikalische Größen handelt, können zur Informationsübertragung, -aufbereitung und -speicherung alle verfügbaren Methoden der Nachrichtenübertragung verwendet werden. Es wird nach Lerch zwischen amplitudenmodulierten, frequenzmodulierten, zeitanalogen und digitalen Signalen unterschieden (vgl. Abbildung 2.20). (Lerch 2016)

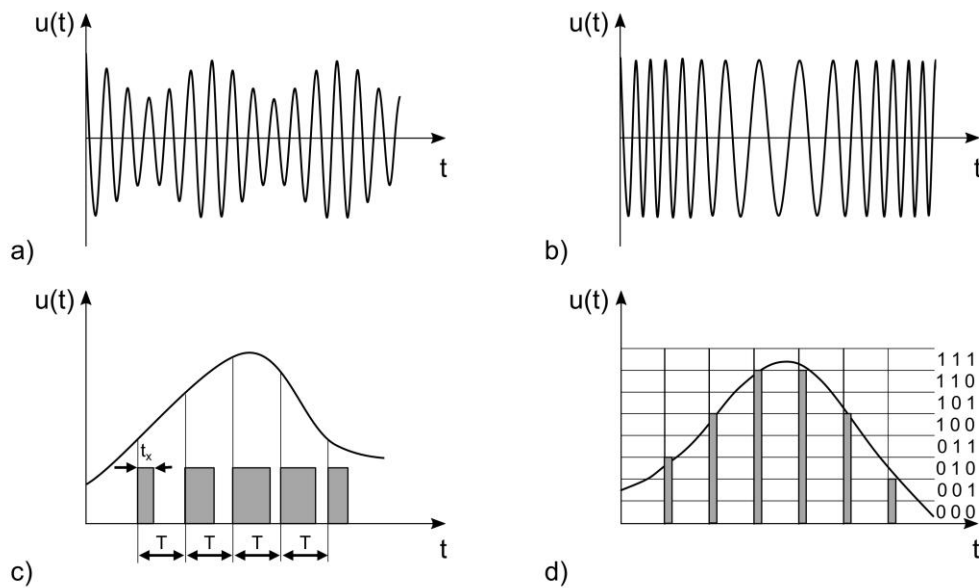


Abbildung 2.20: Schematische Darstellung verschiedener Möglichkeiten der Signübertragung: a) Amplitudenmoduliertes Signal, b) Frequenzmoduliertes Signal, c) Zeitanaloges Signal und d) Digitales Signal. Nach (Lerch 2016).

Bevor eine Messkette verwendet werden kann, muss sie kalibriert werden. Der Messgrößen-aufnehmer wird mit einer bekannten Größe beaufschlagt und dessen Wert dem Messwert am Ende der Messkette zugeordnet. Die paarweisen Zuordnungen lassen sich in einem Diagramm darstellen. Im einfachsten Fall handelt es sich um einen linearen Zusammenhang, wie in Abbildung 2.21 gezeigt. Aus der Kalibrierung ergibt sich in der Regel ein Offset, der durch einen Nullabgleich entfernt wird. Bei der Messbereichseinstellung wird die Steigung der Übertragungsfunktion angepasst, ohne den Nulldurchgang der Geraden zu verändern. Der resultierende Zusammenhang wird als Übertragungsfunktion der Messkette verwendet, um bei nachfolgenden Messungen unbekannter Größen eine eindeutige Zuordnung zwischen Messgröße und Messwert zu erhalten.

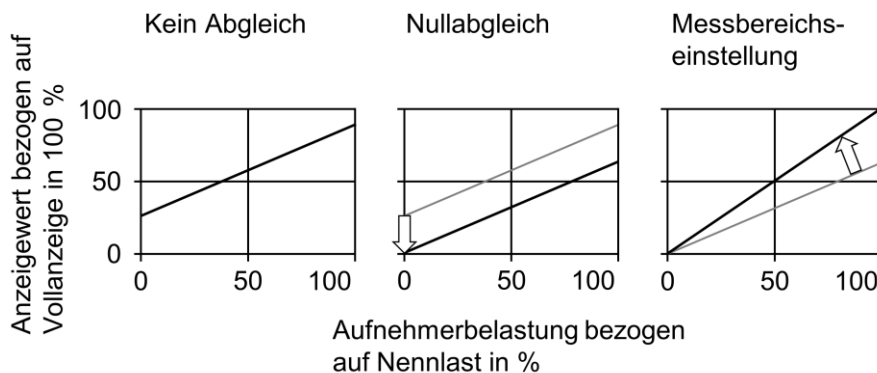


Abbildung 2.21: Kalibrierung einer Messkette mit linearem Übertragungsverhalten. Nach (Keil 2017).

2.5.1 Wheatstonesche Brückenschaltung

Mit der Wheatstoneschen Brückenschaltung wird im Folgenden eine Möglichkeit erläutert, wie elektrische Messgrößen erfasst werden können.

Das Prinzip der Messung elektrischer Größen wie der elektromagnetischen Induktion in einer Brückenschaltung, geht laut einer Abhandlung von Stig Ekelöf (Ekelöf 2001) auf Samuel Hunter Christie (Christie 1833) zurück. Aufgegriffen und in der Fachwelt verbreitet wurde Christies Messanordnung durch Charles Wheatstone (Wheatstone 1837).

Der Aufbau der Brückenschaltung ist in Abbildung 2.22 skizziert. Die Idee ist, einen Spannungsabfall U_A zwischen den Punkten 1 und 4 zu messen, der sich infolge der zwischen den Punkten 2 und 3 angelegten Spannung U_B und den Widerständen R_{1-4} einstellt.

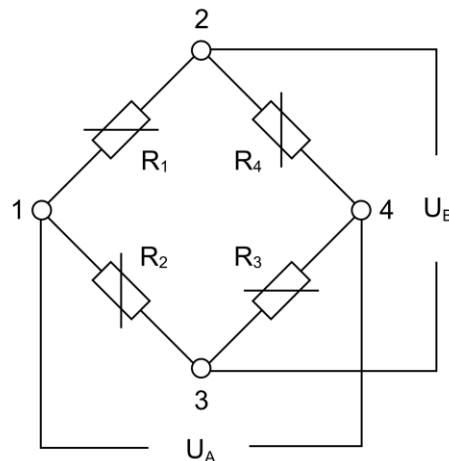


Abbildung 2.22: Wheatstonesche Brückenschaltung mit den (veränderlichen) Widerständen R_{1-4} , Brückenspeisespannung U_A und Brückenausgangsspannung U_B . Nach (Keil 2017).

Bei vier gleichen Widerständen ist die Brückenausgangsspannung U_A gleich Null. Ändert sich der Wert mindestens eines Widerstands, ist eine Brückenausgangsspannung messbar. Rührt die Widerstandsänderung von der Dehnung eines DMS her, so ist die Änderung von U_A ein direktes Maß für diese Dehnung. Dieser Effekt wird bei der Dehnungsmessung genutzt, da Spannungen mit elektronischen Geräten messbar sind. (Keil 2017)

Durch Anwendung der Kirchhoffschen Maschenregel (Steffen und Bausch 2007) auf die Brückenschaltung, unter Berücksichtigung des vom verwendeten DMS abgängigen Zusammenhangs

$$\frac{\Delta R}{R} = k \varepsilon$$

Gleichung 2.17

und für im Betrag gleich große Widerstände, ergibt sich für den Zusammenhang des Messwertes und die anliegenden Dehnungen (Keil 2017):

$$\frac{U_A}{U_B} = \frac{k}{4} (\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4) \quad \text{Gleichung 2.18}$$

Das Verhältnis $\frac{U_A}{U_B}$, das dem Messwert entspricht, ist unabhängig vom Betrag und von Schwankungen der Brückeneingangsspannung, da U_A direkt proportional von U_B abhängt.

Als einfachste Variante der Wheatstoneschen Brückenschaltung zur Dehnungsmessung zeigt Abbildung 2.23 eine Viertelbrücke, bei der nur ein Widerstand veränderlich ist. Alle anderen Festwiderstände werden durch eine geeignete Schaltung oder vom Messgerät berücksichtigt. U_B , typischerweise im Bereich von 0 V bis 10 V, wird von einem Messgerät bereitgestellt, das in der Regel auch zur Messung von U_A dient. (Keil 2017)

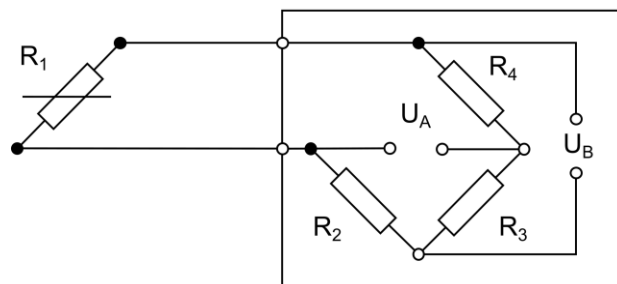


Abbildung 2.23: Skizze einer Viertelbrücke mit einem DMS und drei Festwiderständen im Messgerät. Nach (Keil 2017).

2.5.2 Dehnungsmessstreifen

Dehnungsmessstreifen sind Sensoren, die mechanische Dehnungen aufnehmen und in ein elektrisches Signal umwandeln. Einem elektrischen Leiter werden Dehnungen aufgezwungen, wodurch sich sein Widerstand ändert. Die Änderung des Widerstandes ist dann mit entsprechenden Geräten über eine Wheatstonesche Brückenschaltung messbar. DMS eignen sich für die Herstellung von Aufnehmern für mechanische Größen, da mit ihnen über die Spannungsberechnung Kräfte, Momente und Verformungen messbar sind. (Keil 2017)

Abbildung 2.24 zeigt den typischen Aufbau eines heute gängigen Folien-DMS. Auf einer 25 μm dicken Trägerfolie aus Polyimid ist das 5 μm dicke Messgitter aus Konstantan aufgebracht. Konstantan ist eine Legierung, deren Widerstand unabhängig von der Messgitterlänge ist und üblicherweise 100 Ω bis 1000 Ω beträgt. Eine 12 μm dicke Abdeckfolie aus Polyimid schützt das Messgitter gegen Umwelteinflüsse. (Keil 2017)

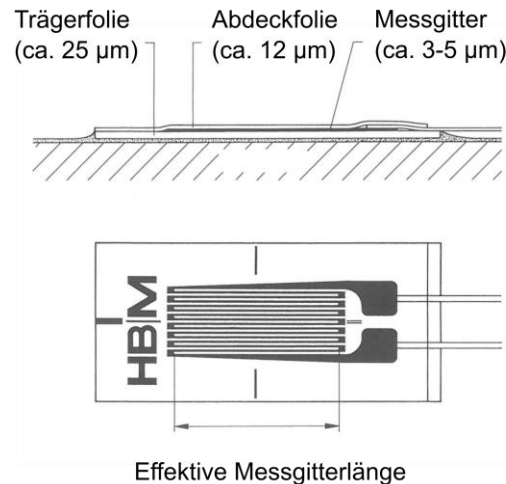


Abbildung 2.24: Skizze des typischen Aufbaus eines Folien-DMS, wie er von der Firma HBM vertrieben wird. Nach (Keil 2017).

Das Messprinzip beruht auf dem physikalischen Effekt einer Widerstandsänderung von Metallen unter äußerer, mechanischer Beanspruchung. Für dünne Leiter ergibt sich bei einer Längenänderung Δl unter Vernachlässigung einer Querschnittsänderung nach (Keil1995) für den Widerstand R

$$R + \Delta R = \rho \frac{l + \Delta l}{A} \quad \text{Gleichung 2.19}$$

mit der Dichte ρ des Materials, der Länge l und dem Querschnitt A des Leiters. ΔR entspricht der Widerstandsänderung infolge Längenänderung und wird in der Anwendung über eine Spannungsänderung (vgl. Kapitel 2.5.1) gemessen. Die daraus berechnete Dehnung entspricht dem integralen Wert über eine endliche Messgitterlänge von minimal 0.5 mm Länge. Die Beziehung zwischen gemessener Dehnung und Dehnungsgradient auf der Bauteiloberfläche hat - je nach Ausprägung der Dehnungen und Ort der Messung - maßgeblichen Einfluss auf die gewählte Messgitterlänge. Dies gilt insbesondere für inhomogene Werkstoffe. (Keil1995)

Für den einachsigen Fall gilt für die Spannung aus der mittels Linear-DMS gemessenen Dehnung das Elastizitätsgesetz nach (Hooke 1678):

$$\sigma = E \cdot \varepsilon_{DMS} \quad \text{Gleichung 2.20}$$

In der Praxis der Spannungsermittlung wird durch die oberflächliche Dehnungsmessung hauptsächlich der ebene Spannungszustand aus Kapitel 2.1 verwendet.

In der Messtechnik existieren neben den vorgestellten, elektrischen Aufnehmern für (Bauteil-) Dehnungen auch optische Dehnungssensoren, die im Folgenden vorgestellt werden.

2.6 Grundlagen der optischen Messtechnik

Die ersten optischen Fasern (Glasfasern) wurden Anfang der 1970er Jahre entwickelt. Damals waren bereits Laserlichtquellen und Fotodioden vorhanden, was die Entwicklung optischer Systeme ermöglichte, die heute hauptsächlich zur optischen Informationsübertragung und der Sensorik dienen. Vorteile von Glasfasern sind niedriges Gewicht, geringe Größe, Unempfindlichkeit gegenüber Elektromagnetismus und elektrische Isolation. (Hering und Martin 2006)

2.6.1 Grundlagen der Faseroptik

Ein Lichtwellenleiter ist beispielsweise eine aus konzentrischen Schichten aufgebaute Glasfaser, die zur Lichtführung einen Kern besitzt, der von einem Mantel mit niedrigerem Brechungsindex umgeben ist. Diese sind durch eine Beschichtung, dem Coating, umgeben, welche dem Lichtwellenleiter als Schutz vor Umwelteinflüssen dient. Der Aufbau einer Glasfaser ist in Abbildung 2.25 skizziert.

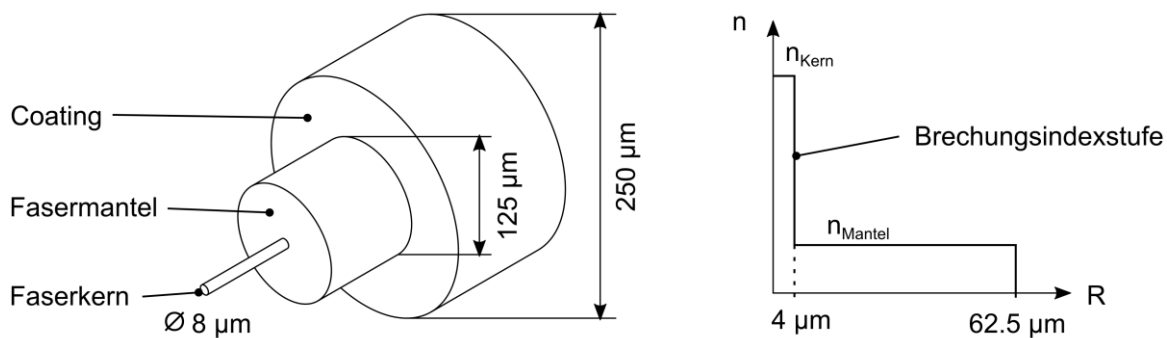


Abbildung 2.25: Aufbau einer optischen Glasfaser aus Faserkern, -mantel und Coating. Die Totalreflexion von Lichtwellen im Kern wird hier durch eine Brechungsindexstufe zum Faser-mantel erreicht (Stufenindexfaser). Nach (Börner und Trommer 1989).

Das Prinzip des skizzierten Lichtwellenleiters beruht auf der Totalreflexion von Licht durch die unterschiedlichen Brechungsindizes zwischen Faserkern und -mantel, weshalb sie auch Stufenindexfaser genannt wird. Ein Merkmal der Stufenindexfaser ist mit der relativen Brechzahl-differenz

$$\Delta = \frac{n_{\text{Kern}}^2 - n_{\text{Mantel}}^2}{2n_{\text{Kern}}^2} \approx \frac{n_{\text{Kern}} - n_{\text{Mantel}}}{n_{\text{Kern}}} \quad \text{Gleichung 2.21}$$

mit den Brechungsindizes n_{Kern} des Faserkerns und n_{Mantel} des Fasermantels gegeben (Hering und Martin 2006). Gemeinsam mit dem Strukturparameter V , der über

$$V = k_0 a \sqrt{n_{\text{Kern}}^2 - n_{\text{Mantel}}^2} \quad \text{Gleichung 2.22}$$

mit $k_0 = \frac{2\pi}{\lambda}$, a dem Kernradius und λ der Wellenlänge des geleiteten Lichts, definiert ist, lassen sich optische Lichtwellenleiter charakterisieren (Agrawal 2013). Der Strukturparameter bestimmt die Anzahl der Moden, die sich im Kern einer Faser ausbreiten können. Moden sind die Lösungen der Maxwell-Gleichungen (Fiebrandt 2013) und reichen von 600 für Gradientenfaser bis zu 20.000 ausbreitungsfähigen Moden für Stufenindexfasern (Hering und Martin 2006). In beiden Fällen handelt es sich um Multimodefasern. Die ersten vier Moden einer Multimodefaser sind in Abbildung 2.26 mit normierter Intensität des Lichts in Falschfarbendarstellung gezeigt.

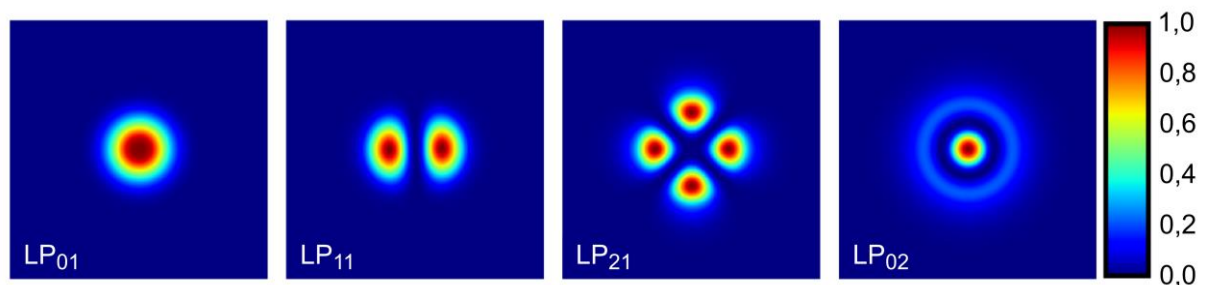


Abbildung 2.26: Darstellung der ersten vier LP-Moden (engl. linearly polarized mode) einer Stufenindexfaser mit normierter Intensität in Falschfarbendarstellung. Nach (Beier 2018).

Gleichung 2.22 zeigt, dass bei einer Verkleinerung des Kernradius immer weniger Moden ausbreitungsfähig sind, bis bei einem Wert von $V < 2.405$ (Agrawal 2013) nur noch eine Mode für Stufenindexfasern möglich ist. Dies entspricht einer Singlemodefaser, wie sie mit einem Kerndurchmesser von 8 μm in Abbildung 2.25 gegeben ist.

2.6.2 Faseroptische Dehnungssensoren

Ein Faser-Bragg-Gitter (FBG) ist eine periodische Modulation des Brechungsindex innerhalb des Kerns einer optischen Glasfaser entlang ihrer Längsachse. Je nach Ausgangsfaser und Herstellungsprozess werden zahlreiche Varianten von FBG unterschieden. Zu den Varianten sei auf Arbeiten verwiesen, die eine umfassende Beschreibung der Varianten liefern (Kreuder 2008; Weraneck 2018).

Um ein FBG vom Typ II herzustellen, wie es in dieser Arbeit Anwendung findet, graviert ein femtosekunden-gepulster Infrarot-Laser ein Gitter mit dem Gitterparameter Λ durch den Fasermantel in den Kern ein. Die Struktur des resultierenden Femtosekunden-FBG zeigt Abbildung 2.27. (Marshall et al. 2010)

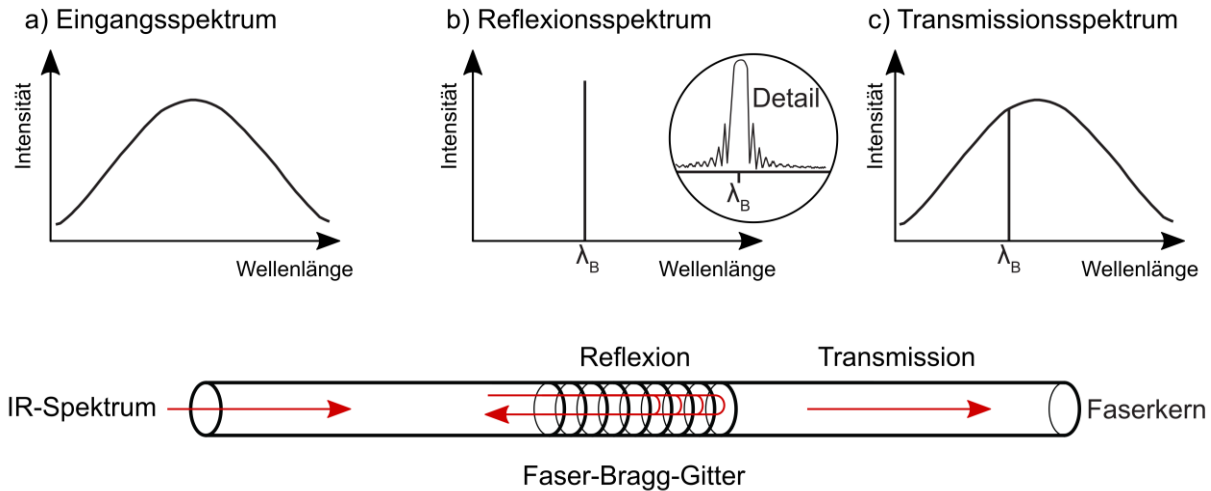


Abbildung 2.27: Skizze des Bragg-Gitters im Kern einer Glasfaser. Das Eingangsspektrum (a) wird teilweise reflektiert und gibt mit der Peakposition (b)) Aufschluss über den Dehnungszustand, während das Transmissionsspektrum (c)) am anderen Faserende auskoppelt. Nach (Kreuder 2008).

Die Anordnung zeigt, dass eine Dehnungsmessung senkrecht zu den Gitterebenen, also in Längsrichtung der Faser, möglich ist. Hierzu wird eine breitbandige Infrarot-Lichtquelle an einem Faserende eingekoppelt (Abbildung 2.27 a)). Ein Teil des Spektrums wird reflektiert (Abbildung 2.27 b)) und kann mit Hilfe optischer Messtechnik detektiert werden. Der restliche Teil des Spektrums, der durch das Gitter transmittiert wird und am zweiten Faserende detektiert werden kann, ist in Abbildung 2.27 c) skizziert.

Veränderungen von Λ , beispielsweise durch externe Dehnungen, äußern sich in einer Verschiebung der Ruhe-Peakwellenlänge $\lambda_{B,0}$ um $\Delta\lambda_B$, die wiederum als Maß für die Dehnung der Faser dient. Die absolute Peakwellenlänge des reflektierten Spektrums

$$\lambda_B = 2 n_{eff} \Lambda \quad \text{Gleichung 2.23}$$

hängt vom effektiven Brechungsindex n_{eff} und dem Gitterebenenabstand Λ ab (Erdogan 1997). Eine Dehnung ε_z der Faser in Längsrichtung ändert sowohl den Gitterabstand, als auch den effektiven Brechungsindex. Anders formuliert ergibt sich aus Gleichung 2.23 nach (Rao 1997)

$$\Delta\lambda_B = \lambda_{B,0} (1 - p_e) \varepsilon_z, \quad \text{Gleichung 2.24}$$

mit der Ruhewellenlänge $\lambda_{B,0}$ des Bragg-Gitters. Die Abhängigkeit von der Photoelastischen Konstante p_e wird durch entsprechende Kalibrierversuche bestimmt. In der Literatur werden für p_e Werte zwischen 0.205 und 0.220 angegeben (Jülich et al. 2013; Othonos 1997; Morey et

al. 1989). Ein zweiter, wesentlicher Einfluss auf die Wellenlängenverschiebung ist die Wärme-
dehnung der Faser, die sich durch eine zusätzliche Verschiebung $\Delta\lambda_{B,th}$ äußert und nach (Mo-
rey et al. 1989) mit

$$\Delta\lambda_{B,th} = \lambda_{B,0} \Delta T (\alpha + \gamma) \quad \text{Gleichung 2.25}$$

beschreiben lässt. Der thermische Ausdehnungskoeffizient α der Glasfaser lässt sich mit
 $0.55 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ (Othonos und Kalli 1999) und die thermo-optische Konstante γ mit
 $8.3 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ (Morey et al. 1989) bis $8.6 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ (Othonos 1997) angeben. Durch Super-
position der Gleichung 2.24 und Gleichung 2.25 ergibt sich nach (Werneck et al. 2013) ein
Zusammenhang wie folgt:

$$\Delta\lambda_B = \lambda_{B,0} [(1 - p_e) \varepsilon_z + (\alpha + \gamma) \Delta T]. \quad \text{Gleichung 2.26}$$

Ein zusätzlicher Einfluss auf das reflektierte Spektrum besteht bei eingebetteten FBG in der
Übertragung von Querdehnungen auf das Fasermaterial. In Abbildung 2.28 ist das Bragg-Gitter
im Kern einer Glasfaser unter Einfluss der axialen Dehnung ε_z und der beiden Komponenten
 ε_x und ε_y der transversalen Dehnung skizziert.

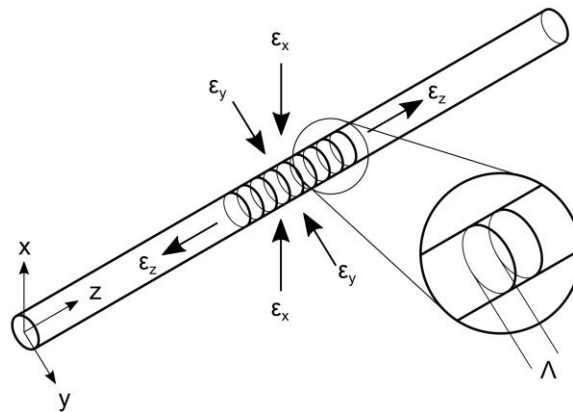


Abbildung 2.28: Skizze eines Faserkerns mit Bragg-Gitter unter axialer Dehnung ε_z und trans-
versalen Dehnungen ε_x und ε_y . Die Dehnungen wirken auf die in eine umgebende Struktur
eingebettete Faser und stehen orthogonal zueinander.

Der Einfluss der transversalen Dehnungen hat nach (Wagreich und Sirkis 1997) und (Sirkis
1993) das Auftreten neuer, lokaler Brechungsindizes zur Folge. Demnach gilt für die Wellen-
längenverschiebung durch den Einfluss von ε_x , ε_y und ε_z in der allgemeinen, thermomechani-
schen Form:

$$\frac{\Delta\lambda_{B,x}}{\lambda_{B,0}} = \varepsilon_z - \frac{n_0^2}{2} [p_{11} \varepsilon_x + p_{12} (\varepsilon_y + \varepsilon_z) + (\alpha + \gamma) \Delta T] \quad \text{Gleichung 2.27}$$

$$\frac{\Delta\lambda_{B,y}}{\lambda_{B,0}} = \varepsilon_z - \frac{n_0^2}{2} [p_{11} \varepsilon_y + p_{12} (\varepsilon_x + \varepsilon_z) + (\alpha + \gamma) \Delta T] \quad \text{Gleichung 2.28}$$

n_0 bezeichnet hier den mittleren Brechungsindex des Faserkerns und p_{11} und p_{12} die sich infolge mechanischer Belastung einstellenden lokalen photoelastischen Koeffizienten.

Der Wärmeeinfluss, berücksichtigt durch den Term $(\alpha + \gamma) \Delta T$, äußert sich in einer Verschiebung des gesamten, reflektierten Spektrums von der Ausgangslage, ohne aber dessen Form zu verändern. Daher kann der Einfluss der Wärmedehnung auf das FBG durch Subtraktion bereinigt werden, wenn die Dehnungsantwort auf Temperaturänderungen bekannt ist (vgl. Abbildung 5.1).

Der Einfluss der transversalen Dehnung hingegen kann nicht vernachlässigbare Veränderungen des Spektrums selbst bewirken. Abbildung 2.29 a) zeigt schematisch die Auswirkungen einer ungleichen, transversalen Dehnungsverteilung auf das FBG. Es zeigen sich mehrere Moden im Spektrum, die die Dehnungsmessung überlagern. Da sie neben dem ε_z -Peak auftreten, werden sie als Nebenmoden bezeichnet. Auch ein Dehnungsunterschied entlang des Gitters führt zu einer Änderung des Spektrums (Abbildung 2.29 b)). Ein reales, durch überlagerte Dehnungszustände hervorgerufenenes Spektrum ist in Abbildung 2.29 c) gezeigt.

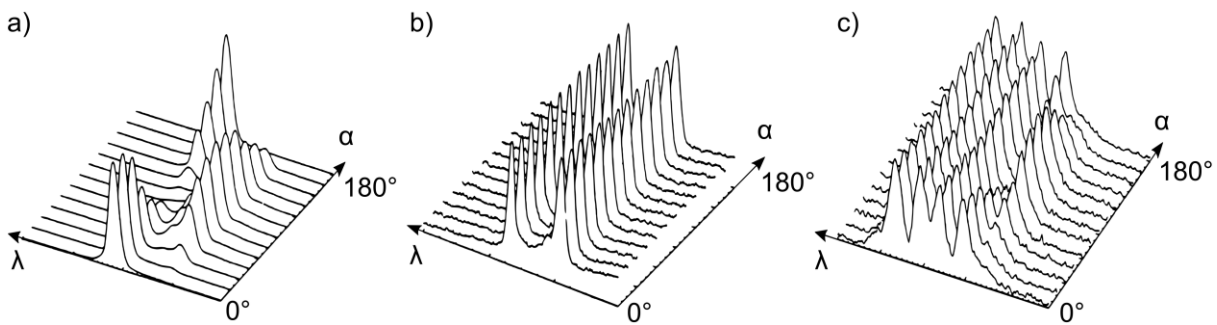


Abbildung 2.29: Auswirkungen einer a) ungleichen transversalen Dehnungsverteilung, b) von Dehnungsunterschieden entlang des Bragg-Gitters und c) eines realen, überlagerten Dehnungszustands auf das Reflexionsspektrum, angetragen über den Polarisationswinkel des reflektierten Lichts. Nach (Wagreich und Sirkis 1997).

Zur Dehnungsermittlung in technischen Anwendungen unter Temperatureinfluss wird die relative Wellenlängenänderung $\frac{\Delta\lambda_B + \Delta\lambda_{B,th}}{\lambda_{B,0}}$ gemessen und über eine Proportionalitätskonstante k mit der Faserdehnung ε_z verknüpft (Gafsi und El-Sherif 2000):

$$\frac{\Delta\lambda_B + \Delta\lambda_{B,th}}{\lambda_{B,0}} = k \varepsilon_z \quad \text{Gleichung 2.29}$$

Dieser Zusammenhang besitzt für die in dieser Arbeit durchgeführten Messungen Gültigkeit, da Weraneck et al. zeigen konnten, dass bei einer Messgitterlänge von 3 mm keine Änderungen des FBG-Spektrums entsprechend Abbildung 2.29 b) im Aluminium-Sandguss auftreten (Weraneck 2018). Für eingegossene, im Festkörper befindliche FBG-Sensoren in Zugproben konnten Heilmeier et al. zeigen, dass das Auftreten transversaler Dehnungseinflüsse unter externer, axialer Dehnung keinen Einfluss auf die Position des Primärpeaks und damit auf ε_z hat (Heilmeier et al. 2019). Folglich ist es möglich, FBG-Sensoren für die Verwendung als eingegossene Dehnungssensoren im Aluminium-Guss entsprechend Gleichung 2.29 zu kalibrieren und für die Ermittlung schwindungsbedingter Bauteilspannungen im Gießprozess zu qualifizieren.

2.7 Faseroptische Messungen in aktuellen Anwendungen

Durch die zu Beginn von Kapitel 2.6 erwähnten Eigenschaften faseroptischer Sensoren lassen sich FBG in einer Vielzahl messtechnischer Anwendungen einsetzen.

Aufgeklebt auf die Bauteiloberfläche erlauben FBG Dehnungsmessungen im konventionellen Sinne (Li et al. 2009). Sie liefern damit einen entscheidenden Vorteil gegenüber DMS, da mit ihnen Netzwerke von Dehnungssensoren realisierbar sind, um beispielsweise ganze Tragwerke mit Hilfe einer Faser zu überwachen (Kreuder 2008). Dies wird durch das Wavelength Division Multiplexing ermöglicht. Es erlaubt, mehrere diskrete Gitter mit unterschiedlichen Ruhewellenlängen $\lambda_{B,0}$ getrennt voneinander in einer Glasfaser zu messen (Fajkus et al. 2017).

Über die Nutzung von FBG als Substitution von DMS hinaus geht der Trend in der Forschung und Entwicklung zur bauteilintegrierten Sensorik auf Basis von FBG. Wegen des geringen Durchmessers und ihrer Faserform werden sie beispielsweise in Faserverstärkte Kunststoffe (FVK) eingebracht (Luyckx et al. 2011). Eine Anwendung von eingebetteten FBG ist die Möglichkeit, Dehnungen während des Aushärtens der Epoxidharzmatrix aufzuzeichnen. Die damit verbundene Kenntnis über fertigungsbedingte Eigenspannungen hat insbesondere Vorteile bei der Herstellung von Faserverstärkten Metalllaminaten (Prussak et al. 2019). In einen FVK ein-

gebrachte FBG-Sensoren werden auch zur Untersuchung von Schädigungen und Delaminationen durch Low-Velocity-Impacts eingesetzt (Mulle et al. 2019). Dieses Prinzip lässt sich auf FVK-Kerne von Stahlseilen übertragen, die im Brückenbau eingesetzt werden und durch das eingebrachte FBG über eine Möglichkeit der Langzeit-Dehnungsmessung verfügen (Li et al. 2018).

FBG-Sensoren lassen sich demnach auch im Bauwesen einsetzen. Eine Anwendung sieht den Einsatz von FBG als Feuchtigkeitssensoren in Verbundwerkstoffen für Brücken auf Holzbasis vor. Da Feuchtigkeit das Holz aufquellen lässt, lassen FBG-Dehnungsmessungen Rückschlüsse auf den Feuchtigkeitsgehalt und damit eventuelle Schädigungen der Brückenteile zu (Nair et al. 2019). FBG werden auch als Sensoren für die fortschreitende Korrosion von Baustählen verwendet. Voraussetzung hierfür ist die Unempfindlichkeit von Glasfasern gegenüber korrosiven Medien (Cinitha et al. 2019). Auch bei der Ölgewinnung lassen sich FBG einsetzen. Zhou et al. beschreiben die Anwendung als Drucksensoren im Bohrloch, die hier wegen ihrer geringen Querempfindlichkeit, der hohen Messauflösung und Unempfindlichkeit der Glasfaser gegenüber dem umgebenden Medium vorteilhaft einsetzbar sind (Zhou et al. 2019).

Ergänzend dazu sollen hier einige allgemeine Anwendungen in der Messtechnik erwähnt werden, die auf der Dehnungsmessung und den speziellen Eigenschaften von FBG beruhen:

- Messung der Schrumpfung aushärtender Stoffe in der Zahntechnik (Rajan et al. 2019)
- Messung der relativen Luftfeuchtigkeit (Tong et al. 2019)
- Detektion von lokalen Temperaturerhöhungen durch Kurzschlüsse im Statorgehäuse von Elektromotoren mit Hilfe von FBG-Sensoren, die nicht in das Magnetfeld einkoppeln (Mohammed et al. 2019)
- FBG in Saphirfasern für Hochtemperaturanwendungen (Grobncic et al. 2004)

Alle oben genannten messtechnischen Anwendungen von FBG beruhen auf deren Dehnungsempfindlichkeit unter Ausnutzung der vorteilhaften Fasereigenschaften. Eine Erweiterung der Anwendungsmöglichkeit zum Eingießen in Aluminium-Gusswerkstoffe ist durch die hohe Temperaturstabilität von Femtosekunden-FBG bis mindestens 700°C und die Unempfindlichkeit der Glasfasern gegenüber der korrosiven Wirkung flüssigen Aluminiums möglich.

2.8 Grundlagen numerischer Berechnungsmethoden

Für die Simulation mechanischer Systeme mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) werden kommerzielle Softwareumgebungen, wie z.B. Abaqus/CAE der Fa. Dassault Systèmes Simulia Corp., Johnstons, RI, USA, angeboten. Die numerische Simulation ist ein wesentlicher Aspekt bei der Verwendung komplexer Geometrien und zur Berechnung komplexen Materialverhaltens, beispielsweise bei produktionsbedingter Porosität. Die Ausgangsbasis jeder numerischen Berechnung bildet das Preprocessing, also die Modellbildung in Abhängigkeit des vorliegenden Problems. Das Preprocessing ist als Vorbereitungsphase zu sehen, die die Vereinfachung und anschließende Idealisierung des betrachteten Systems umfasst und dem eigentlichen Solver eine maschinenverständliche Berechnungsgrundlage bietet. Abbildung 2.30 zeigt drei wesentliche Schritte des Preprocessings am Beispiel eines Kragbalkens mit punktueller Last am Balkenende. Das Modell des realen Berechnungsproblems lässt sich auf eine 2D-Geometrie vereinfachen und diskretisieren. Das entstandene Finite-Elemente-Netz wird um Randbedingungen erweitert. In diesem Beispiel sind die beiden linken Knoten durch feste Auflager virtuell mit der Wand verbunden, während die Kraft \vec{F} am rechten oberen Knoten angreift. Damit ist das System vollständig mechanisch beschrieben. (Steinke 2015)

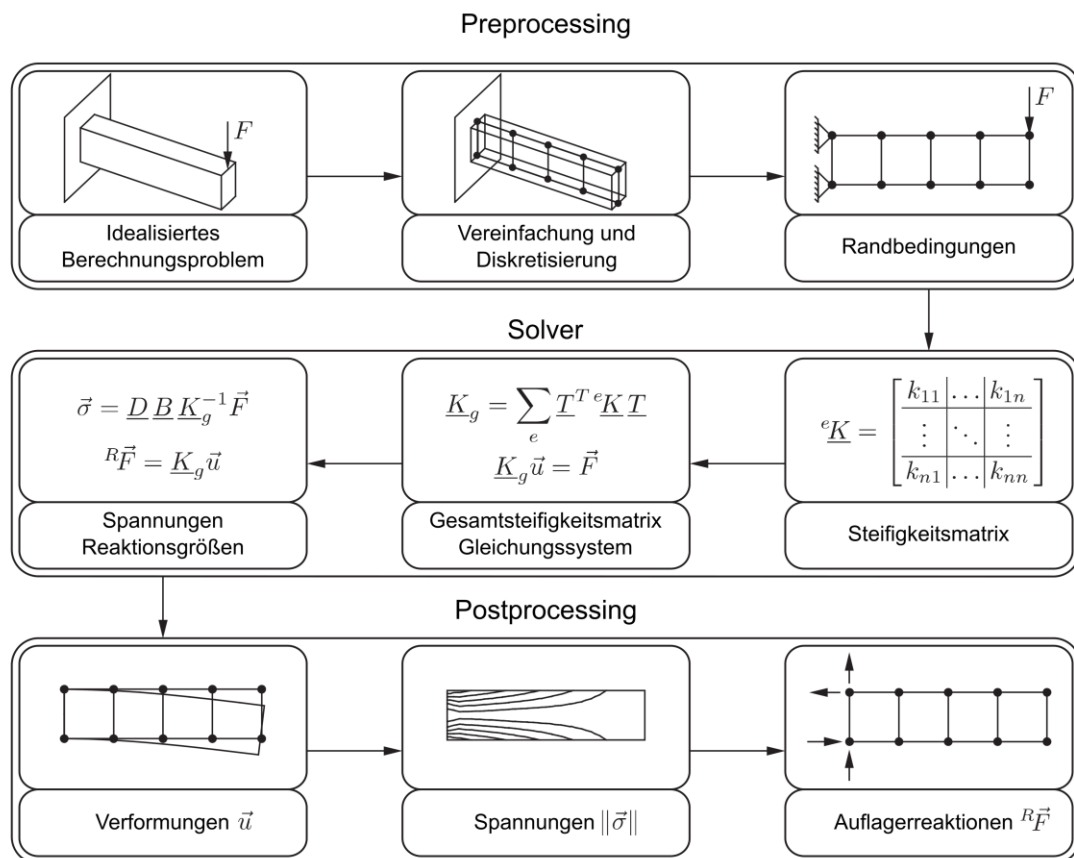


Abbildung 2.30: Vorgehen bei der Anwendung der FEM. Nach (Steinke 2015).

Anschließend erfolgt die eigentliche Berechnung durch den Solver. Das Aufstellen der Steifigkeitsmatrix jedes finiten Elements wird gefolgt von der Addition der einzelnen Steifigkeitsmatrizen zur Gesamtsteifigkeitsmatrix, die die gesamte Struktur beschreibt. Die Lösung des daraus resultierenden Gleichungssystems führt unter Beachtung der Lagerungsbedingungen und externen Kräfte als mathematische Randbedingungen zu den unbekanntenen Reaktionsgrößen, aus welchen sich beispielsweise die Verformungen \vec{u} , die Spannungen $\|\vec{\sigma}\|$ und die Auflagerreaktionen ${}^R\vec{F}$ berechnen lassen. (Steinke 2015)

2.8.1 Diskretisierung

Der Begriff der Diskretisierung bezeichnet die Einteilung eines Kontinuums in eine endliche Anzahl diskreter Teilbereiche oder -objekte. Die Motivation ist die Annäherung realer (mechanischer) Systeme durch ein mit digitalen Rechnern berechenbares Problem. Grundlage für die ortsdiskrete Beschreibung ist die Definition diskreter Punkte im Berechnungsgebiet, denen mechanische Eigenschaften, wie zum Beispiel die Steifigkeit des Konstruktionswerkstoffes, zugeordnet werden. Die FEM hat sich zur örtlichen Diskretisierung von partiellen Differenzialgleichungen etabliert, speziell wenn eine analytische Lösung nicht möglich ist. Bei der linearen FEM dient der Differenzenquotient der numerischen Lösung der Differenzialgleichungen, die das mechanische System beschreiben. Der Abstand zwischen den Stützstellen spielt hierbei eine entscheidende Rolle für die Genauigkeit der Berechnungen. Folglich beeinflusst die Feinheit des Rechengebiets die lokale Näherungslösung der exakten Lösung und in direkter Konsequenz die Ergebnisgüte. (Laurien und Oertel 2018; Wagner 2019)

Die Stützstellen, in der Praxis auch als Knoten bezeichnet, sind durch Kanten miteinander verbunden, wobei sich die Art und Weise der Verbindungen auf geometrische Elemente zurückführen lässt. Drei gebräuchliche Typen finiter Elemente sind in Abbildung 2.31 skizziert. Die Knoten sind jeweils mit den Buchstaben i, j, k, \dots bezeichnet. Exemplarisch sind für einen der Knoten die zugeordneten Kräfte F und für einen weiteren Knoten die Freiheitsgrade u, v, w in Abhängigkeit der Raumrichtungen angeführt. Die gezeigten Volumenelemente eignen sich zur Diskretisierung von Volumenkörpern, wobei sich die Auswahl der Elemente nach den zu diskretisierenden Geometrien richtet.

Ein weiterer, globaler Aspekt der FEM ist die Zeitdiskretisierung. Sie besitzt Bedeutung für die Beschreibung von zeitabhängigen Problemen, wie beispielsweise Bewegungsabläufen kinematischer Systeme, zur Beschreibung der Entropie thermodynamischer Systeme oder Systeme mit Temperaturänderungen, wie sie in der Gieß- und Wärmebehandlungssimulation Anwendung finden. (Altenbach 2018)

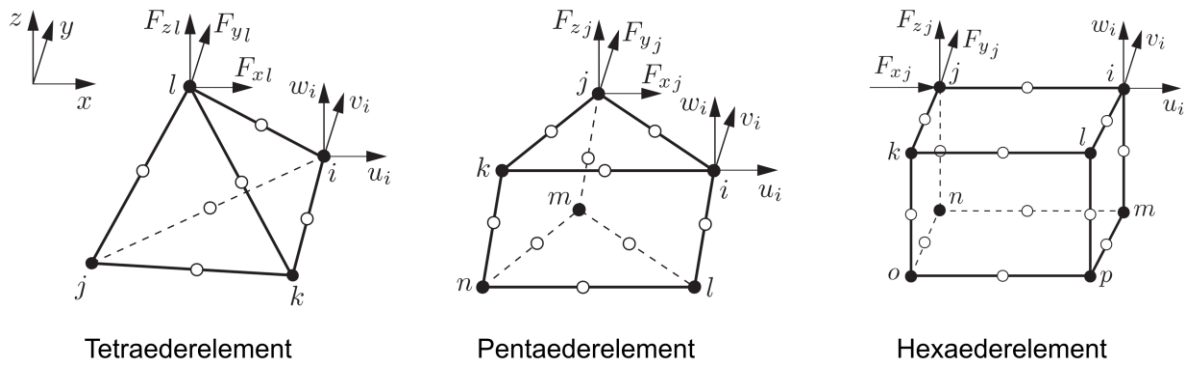


Abbildung 2.31: Grundelemente zur Diskretisierung in der FEM. Nach (Steinke 2015).

2.8.2 Mathematische Materialmodellierung

Elastizität

Die isotrope Elastizität, die Grundlage der Modellierung metallischer Werkstoffe, ist durch Gleichung 2.30 angegeben (Smith 2018):

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} \quad \text{Gleichung 2.30}$$

Dies ist die einfachste Form, um die lineare Elastizität für metallische Werkstoffe zu modellieren. Sie hängt nicht von den Raumrichtungen ab und ist vollständig mit den Werkstoffkennwerten Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν beschrieben. Der Schubmodul ergibt sich zu $G = \frac{E}{2} (1 + \nu)$. Die Bedeutung der übrigen Formelzeichen entspricht dabei der Notation aus Kapitel 2.1.

Metallplastizität

Bei perfekter Metallplastizität (vgl. Kapitel 2.2) wird für isotropes Fließen in der Simulation die Mises-Fließgrenze aus dem uniaxialen Zugversuch definiert. Dieses Modell ist gültig für die Annahme eines homogenen, isotropen Materials. Für die Berücksichtigung von Metallplastizität bei hohen Temperaturen, wie sie während des Gießens vorkommen, wird die Fließgrenze durch Warmzugversuche bei unterschiedlichen Temperaturen ermittelt und als Mises-Fließfläche in die Materialmodellierung integriert. Ein Beispiel hierfür ist in Abbildung 7.4 im Anhang gegeben. (Smith 2018)

Wärmedehnung

Die Wärmedehnung ε_{th} ist ein essentieller Bestandteil der Materialmodellierung für die Berechnung von Dehnungsreaktionen während der Abkühlung von Gussteilen. Der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha(T)$ wird in Abaqus/CAE mit Bezug zu einer Vergleichsdehnung ε_0 bei zugehöriger Temperatur T_0 definiert. Dafür eignet sich eine Dehnung von *Null* bei Raumtemperatur. Hierzu zeigt Abbildung 2.32 einen Vergleich zwischen der konventionellen Definition von $\alpha'_{1,2}$ als Gradient der Tangente an der Dehnungskurve im Punkt $P_{1,2}$ und der Definition von $\alpha_{1,2}$ als Steigung der Verbindung von $P_{1,2}$ zum absoluten Bezugspunkt (T_0, ε_0) . (Smith 2018)

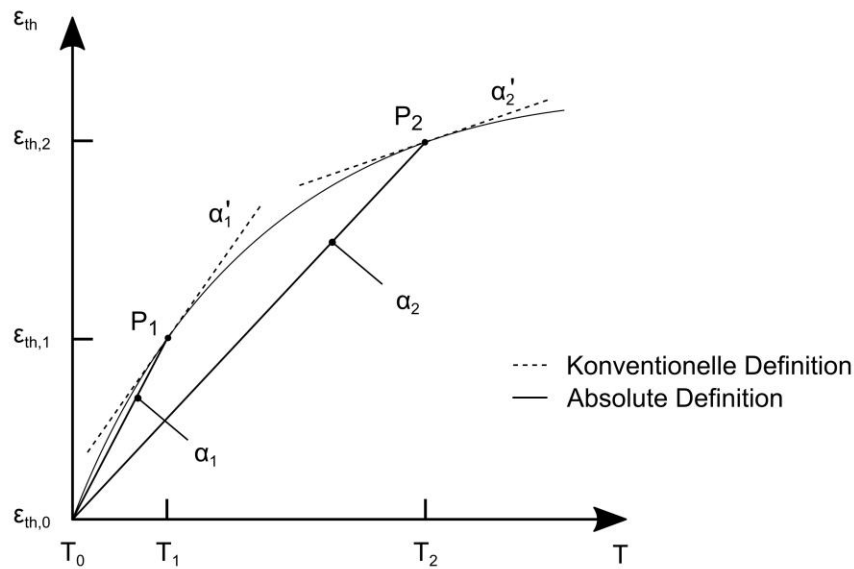


Abbildung 2.32: Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten in Abaqus/CAE mit absoluter Bezugsdehnung $\varepsilon_{th,0} = 0$ bei $T_0 = 20 \text{ °C}$ im Vergleich zur konventionellen Definition über die Steigung der Tangente im jeweiligen Punkt $P_{1,2}$. Nach (Smith 2018).

Für letzteren Fall berechnet sich die Wärmedehnung ε_{th} zu:

$$\varepsilon_{th} = \alpha(T_1, \varepsilon_1)(T_1 - T_0) - \alpha(T_S, \varepsilon_S)(T_S - T_0) \quad \text{Gleichung 2.31}$$

Die Indizes bezeichnen dabei den Bezugspunkt (T_0, ε_0) , den aktuellen Startwert (T_S, ε_S) des Inkrements und die Änderung der Dehnung ε_1 infolge Temperaturänderung T_1 während des Inkrements.

3 Zielsetzung, Lösungsansatz und Vorgehen

Faseroptische Dehnungssensoren wurden in dieser Arbeit gewählt, um der Frage nach der Entstehung und Ausprägung schwindungsbedingter Eigenspannungen nachzugehen. Hier besteht gemäß aktuellem Stand der Technik ein Defizit, das in der fehlenden Möglichkeit begründet liegt, schwindungsbedingte Gussteilspannungen mit gebräuchlichen Methoden nach Kapitel 2.4 zu ermitteln.

FBG erlauben die In situ-Messung von Dehnungen während des Gießens, der Erstarrung und der Abkühlung von Gussstücken aus unterschiedlichen Aluminium-Legierungen. Damit sind Rückschlüsse auf die Spannungsreaktionen zwischen Gussstück und Gießform möglich, die sonst unmittelbar nach dem Ausformen verschwinden und eine konventionelle Ex situ-Messung unmöglich machen. Eine direkte Messung von Bauteildehnungen im Gießprozess ist bis heute nicht, beziehungsweise nur im Labormaßstab sowie unter erheblichem Aufwand, möglich und wird in der Regel zu Forschungszwecken eingesetzt. FBG bieten hier einen neuen Ansatz zur In situ-Dehnungsmessung im Guss, der sich für den Einsatz in der Gießerei eignet. (Heilmeier et al. 2020)

Der Nachweis, dass Glasfasern unbeschadet eingegossen werden können und das FBG nutzbare Informationen aus dem Bauteilinneren bereitstellt, wurde gemeinsam mit Weraneck im Rahmen des DFG-Projekts 272154571 erbracht (Weraneck et al. 2016; Weraneck 2018; Heilmeier et al. 2019; Heilmeier et al. 2020).

Drei Gussteilgeometrien werden für die Gießversuche herangezogen, wobei die Komplexität des zu untersuchenden Spannungszustands mit jeder neuen Geometrie gesteigert wird. Den Abschluss bildet der Übertrag des Messprinzips auf eine Realgeometrie aus der industriellen Fertigung. Zusätzlich stehen für die Interaktion der Gießlegierung mit der Gießform unterschiedliche Formstoffe zur Verfügung, die ihrerseits zu einer Steigerung des Widerstands bei der Schwindung des Gussteils führen. Den Abgleich der FBG-Messungen mit einer gebräuchlichen, zerstörungsfreien Messmethode für den Spannungszustand in technischen Bauteilen erlaubt die Neutronendiffraktometrie. Sie ist in der Lage, schwindungsbedingte Gussteilspannungen in einer der Versuchsvarianten zeit- und ortsgleich zur FBG-Messung zu ermitteln.

Der Anspruch der vorliegenden Arbeit liegt in der ganzheitlichen Untersuchung schwindungsbedingter Bauteilspannungen und deren quantitative Messbarkeit mit Hilfe von FBG. Sie dient dazu, die Lücke des Stands der Technik zur Ermittlung schwindungsbedingter Bauteilspannungen im Gießprozess zu schließen. Das Versuchsprogramm, um dieses Ziel zu erreichen, ist in Abbildung 3.1 übersichtlich dargestellt.

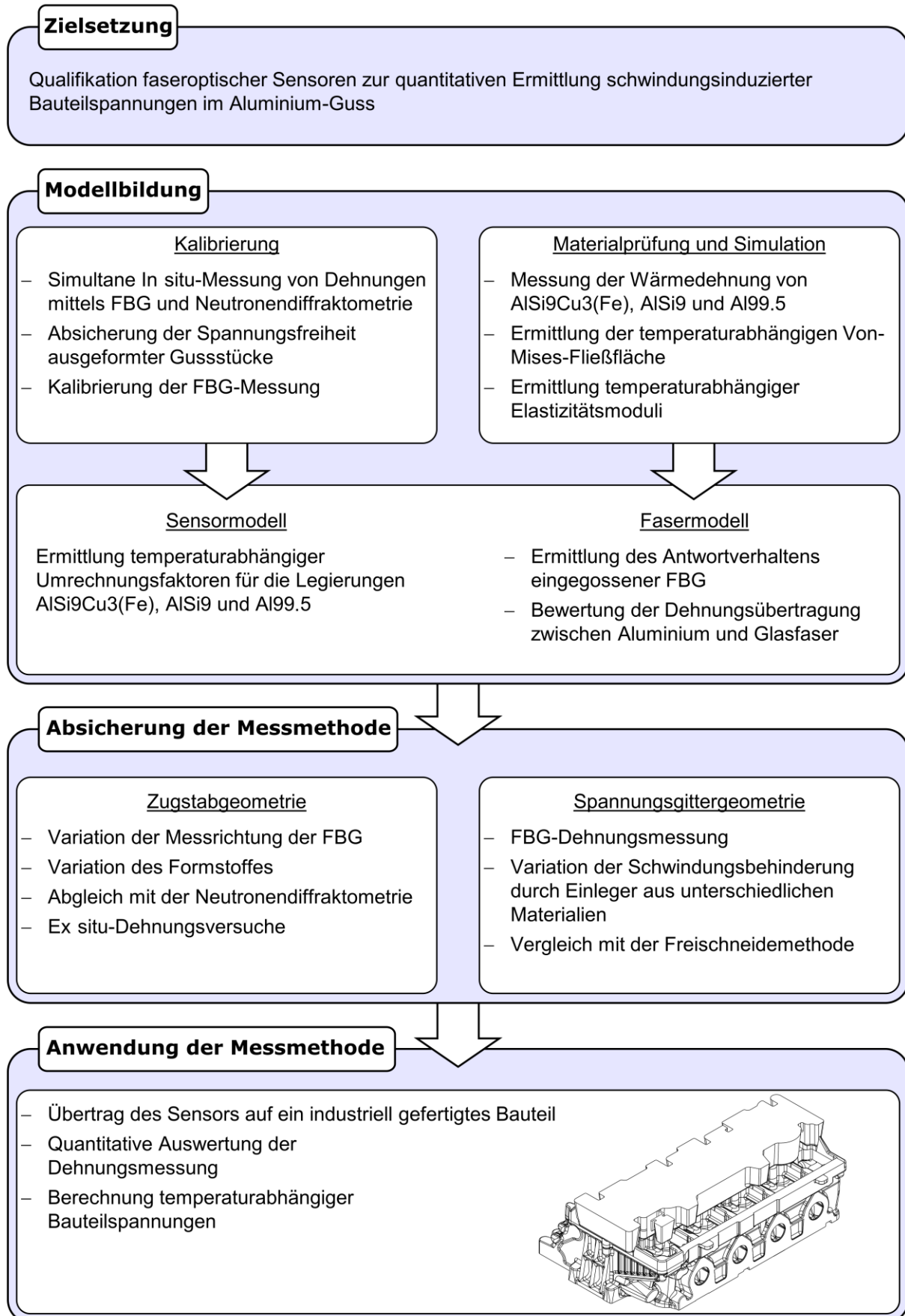


Abbildung 3.1: Zielsetzung und Vorgehen zur Qualifizierung von FBG für den Aluminiumguss.

Die Struktur der Arbeit zur Qualifizierung eingegossener FBG für die Ermittlung von Gussteilspannungen gliedert sich nach Abbildung 3.1 in die Punkte

- Modellbildung
- Absicherung und
- Anwendung der Messmethode.

Die **Modellbildung** des FBG-Sensors beinhaltet einen experimentellen und einen simulativen Teil. In experimentellen Versuchen mittels Neutronendiffraktometrie wird eine Kalibrierung der Dehnungsmessungen in Abhängigkeit der Legierung und der Temperatur, und damit ein empirisches Sensormodell, erarbeitet. Der simulative Teil liefert Erkenntnisse zu den Vorgängen im Übergangsbereich zwischen Aluminium und Glasfaser und damit ein Modell zum Verständnis der eingegossenen Faser. Die Materialprüfung stellt mit den Fließkurven aus Warmzugversuchen sowie der Wärmedehnung der Gießwerkstoffe aus der Dilatometrie die notwendigen Eingangsdaten für die Simulation bzw. die Grundlage zur Berechnung elastischer Dehnungen bereit.

Mit der **Absicherung der Messmethode** gehen Gießversuche und Dehnungsmessungen in der Zugstab- sowie der Spannungsgittergeometrie einher (vgl. Kapitel 4). Durch die Ausrichtung der Sensoren lassen sich in der rotationssymmetrischen Zugstabgeometrie zwei mechanisch unabhängige Messrichtungen realisieren. Die Variation des Formstoffes zeigt die Änderung der FBG-Dehnungswerte durch Spannungsreaktionen des Aluminiums mit der Gussform. Die Spannungsgittergeometrie bietet eine Steigerung der Bauteilkomplexität und damit erhöhte Spannungsreaktionen mit dem Formstoff. Hier realisieren Kontureinsätze aus unterschiedlichen Materialien die Schwindungsbehinderung in der Gussform. Zudem bietet die Freischneidmethode einen Vergleich der FBG-Messung mit einer standard Ex situ-Messung.

Die **Anwendung der Messmethode** findet am Beispiel des Zylinderkopfes eines Vierzylinder-Dieselmotors, der für die Instrumentierung mit FBG im Kernpaketverfahren gegossen wurde, statt. Hier bilden die vorangegangenen Untersuchungen die Grundlage für die quantitative, temperaturlöste Dehnungsmessung sowie die Berechnung temperaturlöster Bauteilspannungen aus der Erstarrung und Abkühlung des Gussstückes.

Die Versuche wurden sowohl im Testfeld des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, als auch im Forschungsreaktor Heinz Meier-Leibnitz 2 der Technischen Universität München, durchgeführt, und werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

4 Versuchsbeschreibung, Messwerkzeuge und Methoden

4.1 Gießgeometrien und Versuchsaufbau

Die verwendeten Gießgeometrien sind nach dem jeweiligen Anspruch an die Messung, wie möglichst geringe bzw. hohe Schwindungsbehinderung und die Möglichkeit, mehrere Messrichtungen in einem Punkt realisieren zu können, ausgewählt. Ein Beispiel aus der industriellen Fertigung bildet die Grundlage für den Übertrag auf reale Gießgeometrien. Alle im Folgenden beschriebenen Versuchsteile wurden von Hand bei einer Temperatur von 700°C im Sandguss und bei 800°C im Kokillenguss abgegossen.

4.1.1 Versuchsgeometrie Zugstabrohling

Als Beispiel für eine einfache Gießgeometrie wird die Form eines Zugstabrohlings nach Heilmeier et al., in Anlehnung an Wiedenmann, herangezogen (Heilmeier et al. 2019; Wiedenmann et al. 2014). Eine isometrische Skizze der Geometrie ist in Abbildung 4.1 a) gezeigt. Über einen Einguss, Filter und Lauf werden gleichzeitig zwei Rohlinge gefüllt, die durch jeweils einen Speiser nach oben begrenzt sind. Durch die konische Probenform und die Auslegung des Speisers besitzt die Form eine gerichtete Erstarrung in positive z-Richtung.

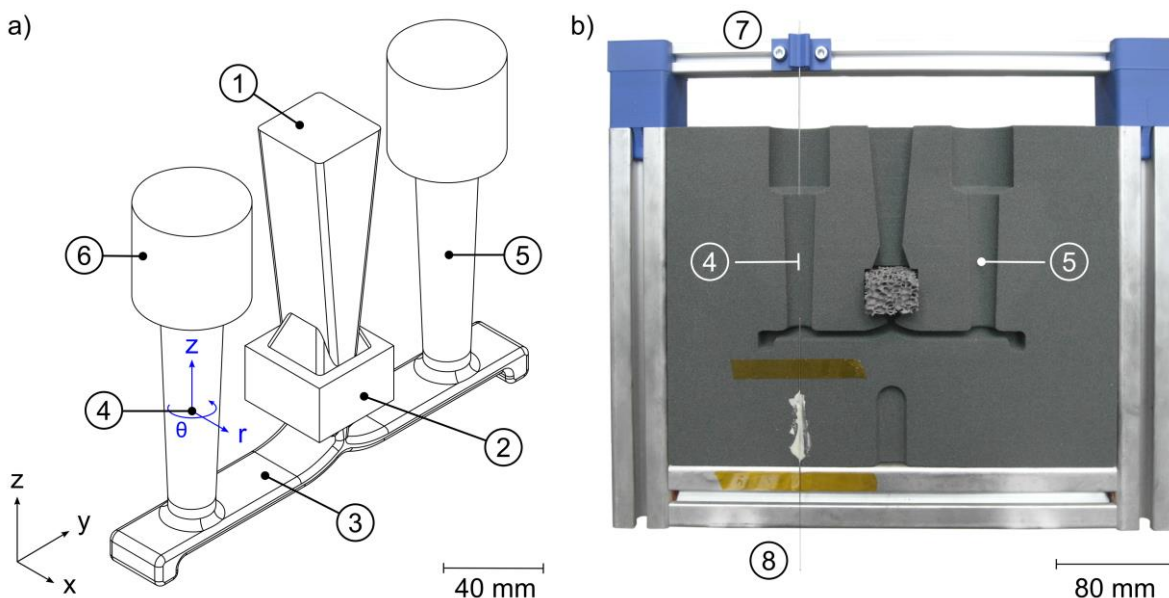


Abbildung 4.1: a) Gießgeometrie für Zugstabrohlinge in isometrischer Ansicht mit (1) Einguss, (2) Filter, (3) Lauf, (4) Messposition des FBG, (5) Messposition des Thermoelements, (6) Speiser und Hauptspannungsrichtungen in r- und z-Richtung. b) Die Faserhalterung (7), (8) ist als Fest-Los-Lager realisiert. Der symmetrische Aufbau in y-Richtung erlaubt die gleichzeitige Dehnungs- und Temperaturmessung in zwei Probenkörpern ohne gegenseitige Beeinflussung.

In Punkt 4 eingezeichnet sind die Richtungen der Hauptspannungen in r- und z-Richtung, wobei die Spannung in radialer Richtung durch die Probenform als in θ radialsymmetrisch angenommen wird. Die Form erlaubt die Ausrichtung eines Glasfasersensors an der Messstelle in r- und z-Richtung für einen Vergleich zweier mechanisch unabhängiger Bauteilspannungen. Damit ist der Spannungszustand infolge Schwindungsbehinderung durch die Interaktion der Probenkörper mit der Gussform eindeutig beschrieben. Zudem ist diese Geometrie durch die kompakten Abmessungen und den einfachen Aufbau für parallele Untersuchungen mittels Neutronendiffraktometrie geeignet (vgl. Kapitel 4.4.1). Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.1 b) an einer Formhälfte skizziert. Die Positionierung der Faser wird durch Stahlkapillaren vorgenommen, die gleichzeitig dem Schutz der Faser vor der Schließkraft der Formhälften und vor dem Strömungsdruck der Schmelze bei der Formfüllung dient. Ein Rahmen aus Universal-Aluminiumprofilen ermöglicht eine Fest-Los-Lagerung der Faser, die auf der Oberseite durch einen Polyimid-Klebestreifen realisiert ist, und bei Unterschreiten der Solidustemperatur des Gusswerkstoffes gelöst wird.

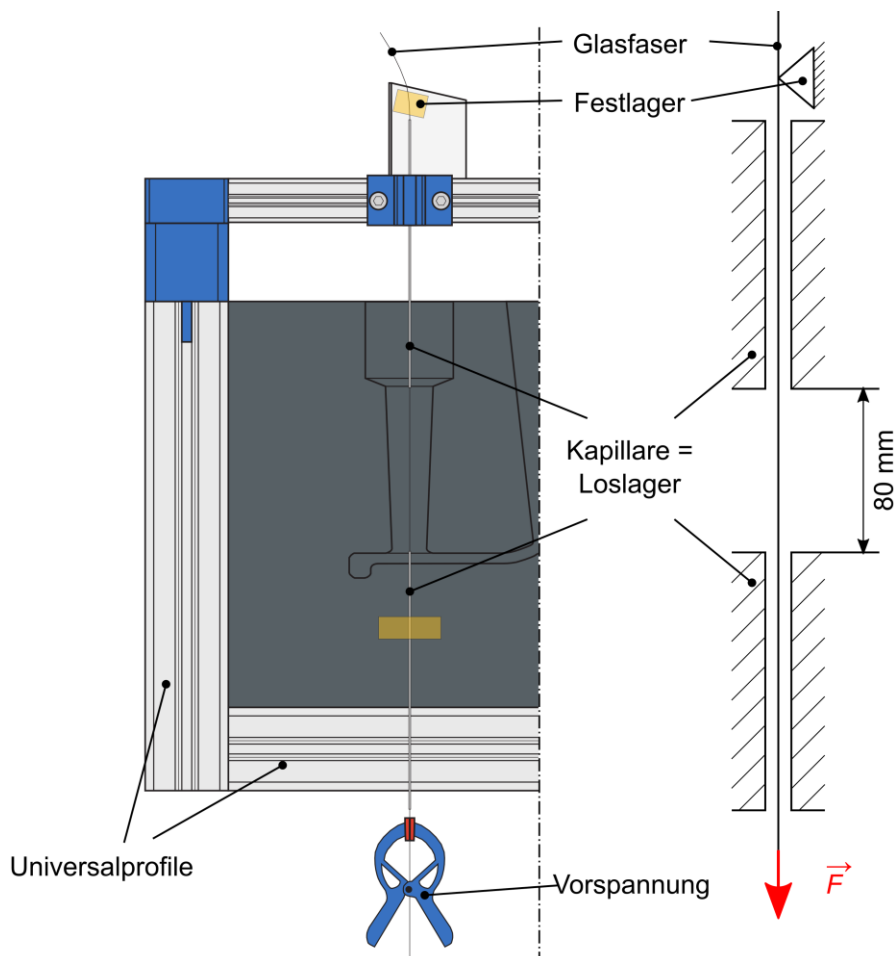


Abbildung 4.2: Veranschaulichung der Faserfixierung und -lagerung innerhalb einer Gießform. Die Kapillaren dienen gleichermaßen der Führung und dem Schutz der Faser. Das Festlager ist lösbar ausgeführt und die Faser wird durch eine Klemme mit 7 g Gewicht vorgespannt.

Auf der Unterseite hält ein Gewicht von 7 g die Faser reproduzierbar auf Vorspannung. Die Faserlagerung findet in dieser Form bei allen vorgestellten Gussteilen Anwendung. Die Glasfasersensoren sind mit einer Schutzschicht aus Acrylat-Kunststoff beschichtet. Sie wird vor dem Abguss mit einer Klinge entfernt, um eine Verunreinigung der Schmelze durch das Abbrennen des Acrylats zu verhindern. Die blanke Faser hat auf einer Länge von 80 mm Kontakt zum Gießwerkstoff, wobei sich das Messgitter mittig befindet.

Der Rahmen aus Universalprofilen erlaubt den Einsatz unterschiedlicher Formstoffe, die in Abbildung 4.3 gezeigt sind. Die Ölsandform wird mit Hilfe einer Modellplatte von Hand angefertigt. Die Universalprofile dienen dabei als Formrahmen. Der furanharzgebundene Formsand wird im 3D-Druck hergestellt und wie die Stahlkokille in den Rahmen eingesetzt.

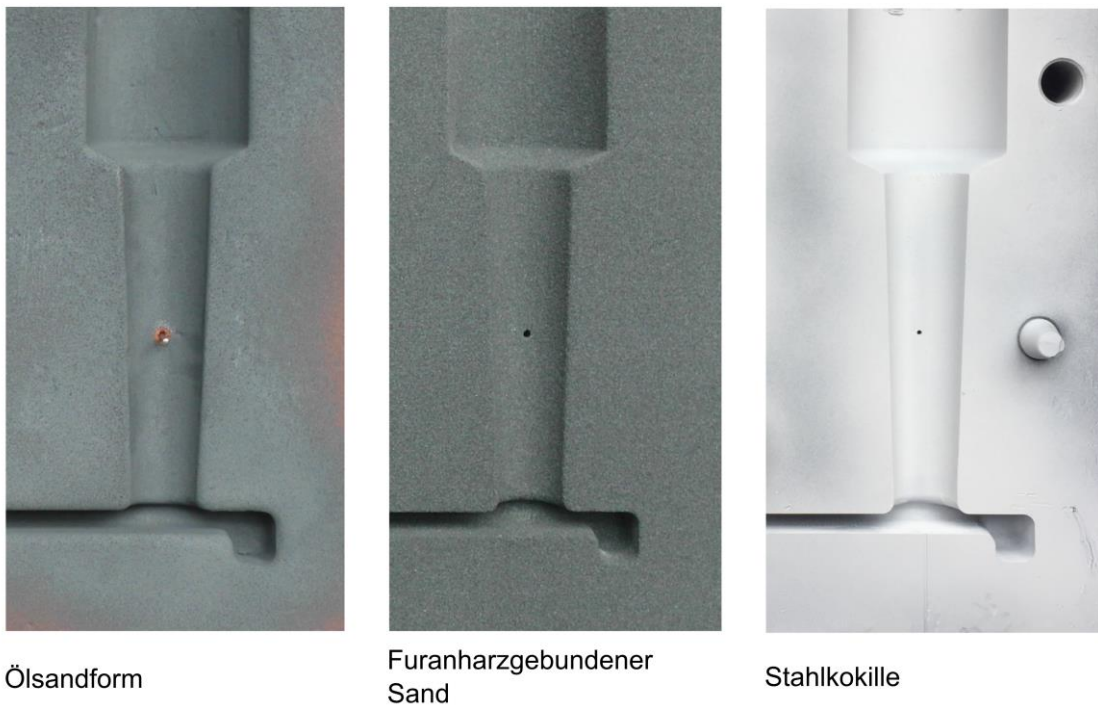


Abbildung 4.3: Übersicht über die verwendeten Formstoffe ölsand- und furanharzgebundene Sande und die (geschlichtete) Stahlkokille, v.l.n.r., für den Abguss der Zugstabgeometrie mit steigender Schwindungsbehinderung.

4.1.2 Versuchsgeometrie Spannungsgitter

Die Spannungsgitter-Geometrie mit den Abmessungen nach Fent (Fent 2002) bietet in y-Richtung unterschiedliche Querschnitte, die eine inhomogene Temperaturverteilung während der Abkühlung zur Folge haben, vgl. Abbildung 2.10. Diese Geometrie wurde mehrfach in vergangenen Untersuchungen zur Ausbildung von Eigenspannungen verwendet. Hier wird auf diese Geometrie zurückgegriffen, um in die Zwischenräume der Stäbe und des Mittelstücks verschiedene feste Formstoffe und damit unterschiedlich starke Schwindungsbehinderungen einzubringen. Die Formstoffe entsprechen den Formteilen in Abbildung 4.3.

Abbildung 4.4 a) zeigt die Geometrie des Spannungsgitters mit freibleibenden Zwischenräumen, inklusive Einguss und Filter für den fallenden Guss. Die Messrichtung des FBG in x-Richtung ist in der Schnittansicht eines Stabes mit mittig liegendem Messgitter eingezeichnet. Die Position der Referenz-Temperaturmessung liegt unter Ausnutzung der Symmetrie in y-Richtung im zweiten Stab des Spannungsgitters. Die Gussform ist im Handformverfahren aus ölgebundenem Quarzsand hergestellt und in Abbildung 4.4 b) gezeigt. Die Zwischenräume werden je nach Variante durch Ölsand, furanharzgebundene Kerne oder mit Kontureinsätzen aus Stahl abgebildet. Die sich damit jeweils unterschiedlich ausprägende Schwindungsbehinderung ist durch die Festigkeit der Kontureinsätze vorgegeben und wird damit in den Versuchsreihen systematisch erhöht.

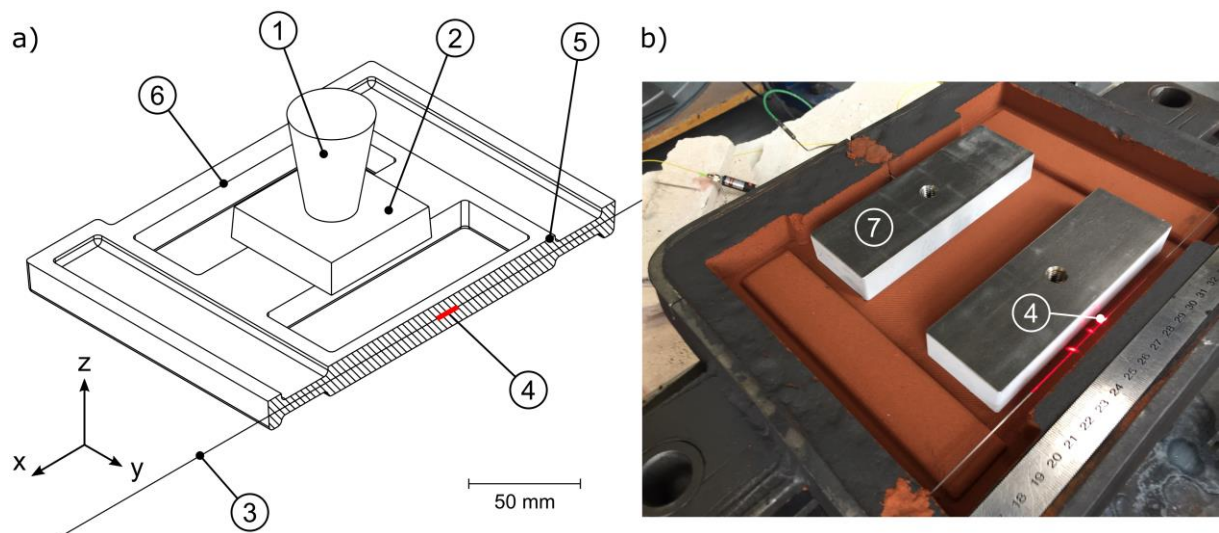


Abbildung 4.4: a) Gießgeometrie des Spannungsgitters mit 1) Einguss und 2) Filter für den fallenden Guss. Die Richtung der Glasfaser (3) mit der Position des Messgitters (4) ist in der Schnittansicht (5) skizziert. Die Position des Referenz-Thermoelements (6) liegt im gegenüberliegenden Stab. b) Abbildung der Ölform mit Kontureinsätzen aus Stahl (7) und mittels Laserlicht sichtbar gemachtem FBG (4).

4.1.3 Realgeometrie Zylinderkopf

Für den Übertrag des Messprinzips auf ein Realbauteil wurde ein Zylinderkopf B47D der Fa. BMW AG, München für den Schwerkraft-Sandguss im Kernpaketverfahren angepasst. In Serie wird das Bauteil im Kokillenguss mit Innenkernpaket gegossen. Die Geometrie des Rohgussteils aus dem Serienprozess ist in Abbildung 4.5 in isometrischer Ansicht skizziert.

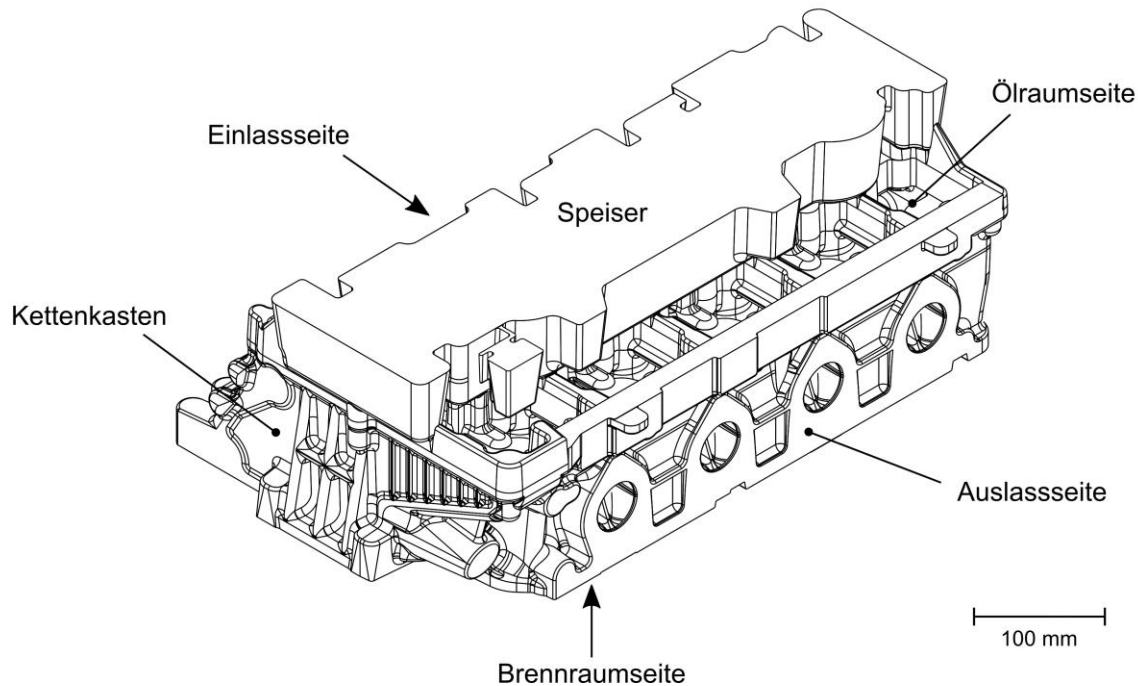


Abbildung 4.5: Zylinderkopf B47D der Fa. BMW AG, München. Dargestellt ist das Rohgussteil in isometrischer Ansicht mit Blick auf Ölraum- und Auslassseite.

Das zugehörige Kernpaket, welches in dieser Arbeit zur Messung mit FBG Anwendung findet, ist in Abbildung 4.6 als Explosionsansicht gezeigt. Der Einguss erfolgt über den Kettenkasten, was durch den Innenkern des Kettenkastens zu einem steigenden Guss für das restliche Bauteil führt. Die Einbauposition und Messrichtung der FBG zeigt Abbildung 4.7 mit vergrößerter Ansicht von FBG 3. Die Lagerung der Glasfasern erfolgt außerhalb des Kernpakets durch Vorrichtungen aus Universalprofilen nach dem in Kapitel 4.1.1 vorgestellten Prinzip. Die Messgitter befinden sich brennraumseitig zwischen den Ein- und Auslassventilen und unterhalb des Wassermantelkerns. Der Abstand zum Bodenkern beträgt 7.5 mm. Zwei Thermoelemente zu beiden Seiten jedes Messgitters dienen der Temperaturmessung an der Dehnungsmessstelle durch lineare Interpolation. Der Abstand zum Messgitter ist mit je 7.25 mm außerhalb der Einflusszone auf die Dehnungsentwicklung anzunehmen (vgl. Abbildung 4.16).

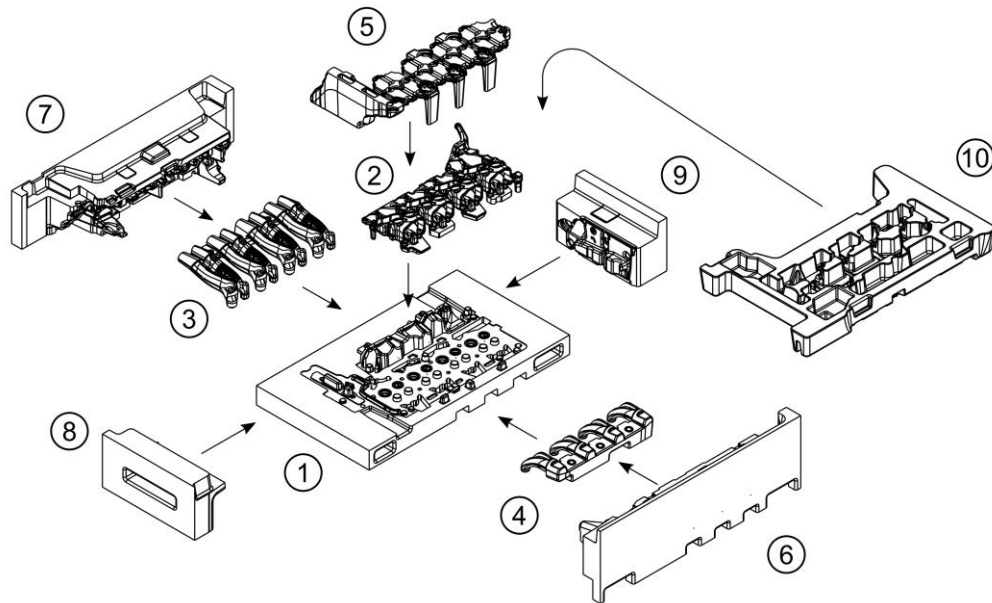


Abbildung 4.6: Explosionsansicht des Kernpakets für den Abguss des Zylinderkopfes. Das Kernpaket wird aus Bodenkern (1), Wassermantelkern (2), Einlasskanal (3), Auslasskanal (4), Ölraum (5), Seitenschieber (6) – (9) und Deckkern (10) aufgebaut.

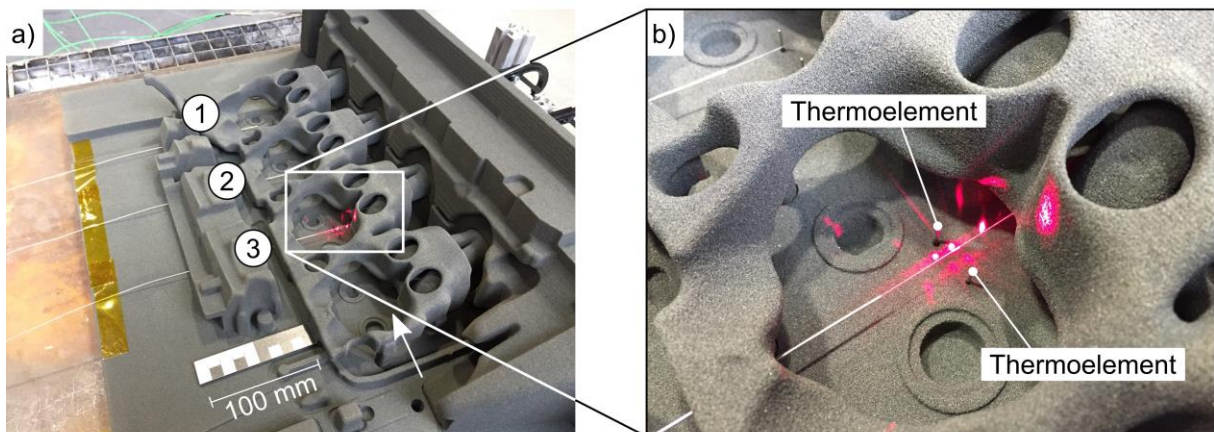


Abbildung 4.7: a) Teilweise montiertes, instrumentiertes Kernpaket. Die FBG (1) – (3) besitzen jeweils zwei Thermoelemente, um die Temperatur am FBG durch lineare Interpolation zu bestimmen. b) Detailansicht des mittels rotem Laserlicht sichtbar gemachten FBG (3) mit Thermoelementen im Abstand von je 7.25 mm zur Faser.

4.2 Versuchswerkstoffe und Erhebung von Materialdaten

4.2.1 Metallurgie der verwendeten Gießwerkstoffe

Die für die Gießversuche verwendete, technische Gusslegierung AlSi9Cu3(Fe) ist ein Aluminiumwerkstoff, der industriell für den Sandguss, Schwerkraft- (Kokillen-) Guss und den Druckguss eingesetzt wird. Die naturharte Legierung ist nach DIN 1319-1 genormt und wird für Strukturteile verwendet (DIN 1319-1). Die chemische Zusammensetzung des Rohmaterials ist in Tabelle 4.1 angeführt und wurde mit Hilfe eines Funkenemissionsspektrometers (vgl. Kapitel 4.6) ermittelt. Ebenso verwendet wurden als Referenz die Gießlegierung AlSi9, die sich im Wesentlichen durch den fehlenden Kupferanteil von AlSi9Cu3(Fe) unterscheidet, und technisch reines Aluminium mit einem Anteil an Fremdatomen von unter 0.5 Gew.-%.

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung von AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und technisch reinem Aluminium, gemessen mit Hilfe der Funkenemissionsspektrometrie.

[Gew.-%] Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg
AlSi9Cu3(Fe)	8.5	0.71	2.3	0.24	0.21
AlSi9	10.8	0.37	0.36	0.32	0.029
Al 99.5	0.37	0.018	< 0.0001	< 0.0007	< 0.0001

Die Erstarrungsreaktionen der Legierung AlSi9Cu3(Fe) sind in Tabelle 4.2 angegeben.

Tabelle 4.2: Erstarrungsverhalten von AlSi9Cu3(Fe) mit Ausscheidungsreaktionen bis zum Ende der Erstarrung. Nach (Arnberg et al. 1996).

#	Temperatur / °C	Reaktion	Beschreibung
1	576	$L \rightarrow \alpha$	Bildung von α -Dendriten
2	575	$L \rightarrow Al + Al_{15}(FeMn)_3Si_2$ $L \rightarrow Al + Al_5FeSi$	Ausscheidung eisenhaltiger Phasen
3	566	$L \rightarrow Al + Si + Al_5FeSi$ $L \rightarrow Al + Si + Al_{15}(FeMn)_3Si_2$	Start der Eutektischen Reaktion
	562		Kohärenzpunkt
4	503	$L \rightarrow Al + Al_2Cu + Si + Al_5FeSi$	Ausscheidung von Al_2Cu
5	499	$L \rightarrow Al + Al_2Cu + Si + Al_5Mg_8Cu_2Si_6$	Ausscheidung komplexer eutektischer Phasen
6	490		Erstarrungsende

Die Erstarrung beginnt mit der Bildung von α -Dendriten aus der Schmelze bei 576°C , gefolgt von der Ausscheidung eisenreicher Phasen ab 575°C . Dem Beginn der eutektischen Reaktion ab 566°C folgt der Kohärenzpunkt der bereits festen Phase bei 562°C . Ab diesem Zeitpunkt ist die Schmelze erstmals in der Lage, Schubspannungen zu übertragen (Drezet et al. 2014). Ab 503°C beginnen sich kupferreiche Phasen aus der Restschmelze auszuscheiden. Das Ende der Erstarrung ist mit Unterschreiten der Solidustemperatur von 490°C erreicht.

Das Erstarrungsverhalten von AlSi9 lässt sich aus dem Zustandsschaubild Aluminium-Silizium in Abbildung 4.8 ablesen. Die Schmelze (1) durchläuft das Erstarrungsintervall an den gekennzeichneten Punkten, wobei sich der α -Mischkristall ab der Liquidustemperatur aus der Flüssigkeit ausscheidet (2). Die Erstarrung ist für AlSi9 im Sandguss breiartig, es wachsen gleichmäßig verteilt endogene, globulitische Kristalle. Schmelzen dieses Typs (inklusive AlSi9Cu3(Fe)) bilden ein immer fester werdendes, breiartiges Gefüge aus, was die Nachspeisung erschwert. Es bilden sich für den Sandguss charakteristische Mikrolunker aus, die über das Bauteil nahezu gleichverteilt auftreten. Mit Erreichen der Eutektischen Temperatur bildet sich das Eutektikum (α -Mischkristall + Silizium) aus der Restschmelze aus. Mit Unterschreiten der Eutektischen Temperatur ist die Erstarrung beendet (Solidustemperatur) und im Werkstoff liegen α -Mischkristall und Eutektikum gleichermaßen vor (3). (Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie 2013) (Kammer 1998)

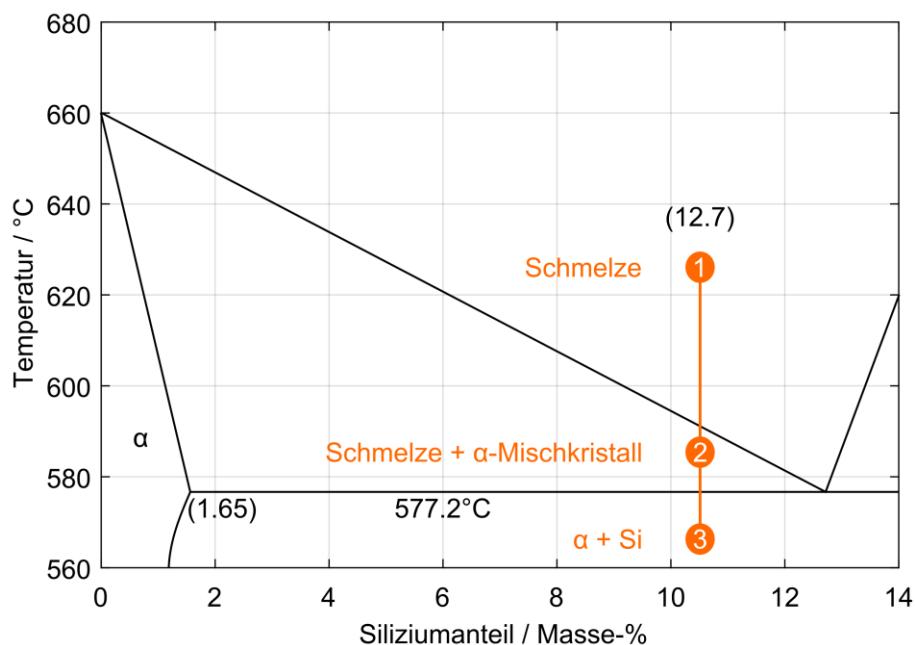


Abbildung 4.8: Binäres Zustandsschaubild Aluminium-Silizium. Der Werkstoff durchläuft bei der Erstarrung ein Zweiphasengebiet bis zur eutektischen Temperatur von 577°C . Nach (Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie 2013).

Phasenbestandteile

Die lichtmikroskopische Aufnahme einer eingegossenen Glasfaser ist in Abbildung 4.9 a) in 100-facher Vergrößerung dargestellt. Die Faser (1) ist mit einer AlSi9Cu3(Fe) umgossen und befindet sich mit der Legierung im Kraftschluss. Die charakteristischen Gefügebestandteile umfassen den α -Mischkristall (2), das Eutektikum (3) und die (kupferreichen) Aluminide (4,5) (Schrader 1957). Die 500-fache Vergrößerung in Abbildung 4.9 b) zeigt die scharfe Abgrenzung der Faser und des Gusswerkstoffes mit feineren Ausscheidungen direkt an der Faser. Abbildung 4.9 c) zeigt die Faser im Längsschliff mit Fokus auf das hinter der halben Faser gelegene Gefüge des Aluminiums.

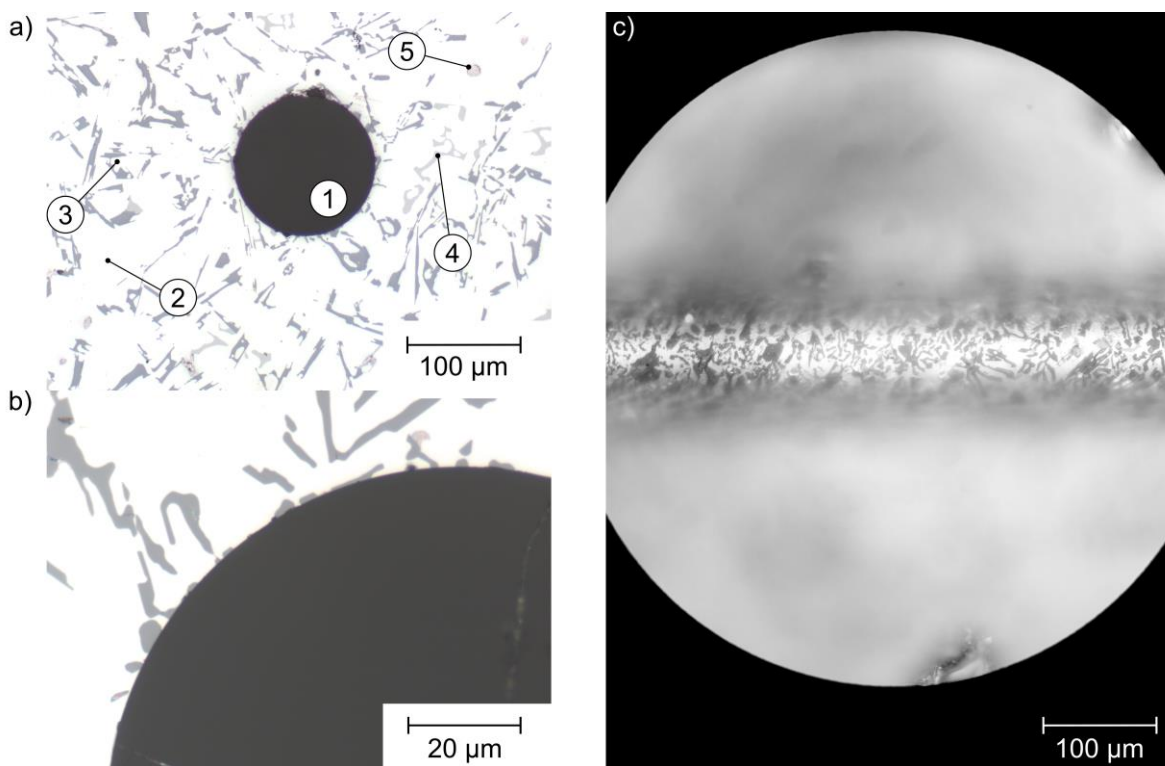


Abbildung 4.9: Lichtmikroskopische Aufnahme einer eingegossenen Glasfaser in AlSi9Cu3(Fe) , aufgenommen bei a) 100-facher und b) 500-facher Vergrößerung. c) Seitenansicht einer längs geschnittenen, eingegossenen Glasfaser mit dahinterliegendem Gefüge, aufgenommen bei 100-facher Vergrößerung.

Wärmebehandlung

Die Legierung AlSi9Cu3(Fe) lässt sich zur Steigerung von Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung einem Wärmebehandlungsprozess mit den Schritten Lösungsglühen, Abschrecken und Warmauslagern unterziehen. Der Werkstoffzustand nach dieser Wärmebehandlungsvariante lässt sich nach DIN EN 515 mit dem Kurzzeichen T6 angeben (DIN EN 515). Dieses in der Praxis verbreitete Vorgehen wird maßgeblich von den Temperaturen und Haltezeiten

während des Lösungsglühens und des Warmauslagerns bestimmt sowie dem Temperaturgradienten während der Abschreckung (Ostermann 2014). Abbildung 4.10 zeigt einen typischen, qualitativen Temperaturverlauf während einer T6-Wärmebehandlung.

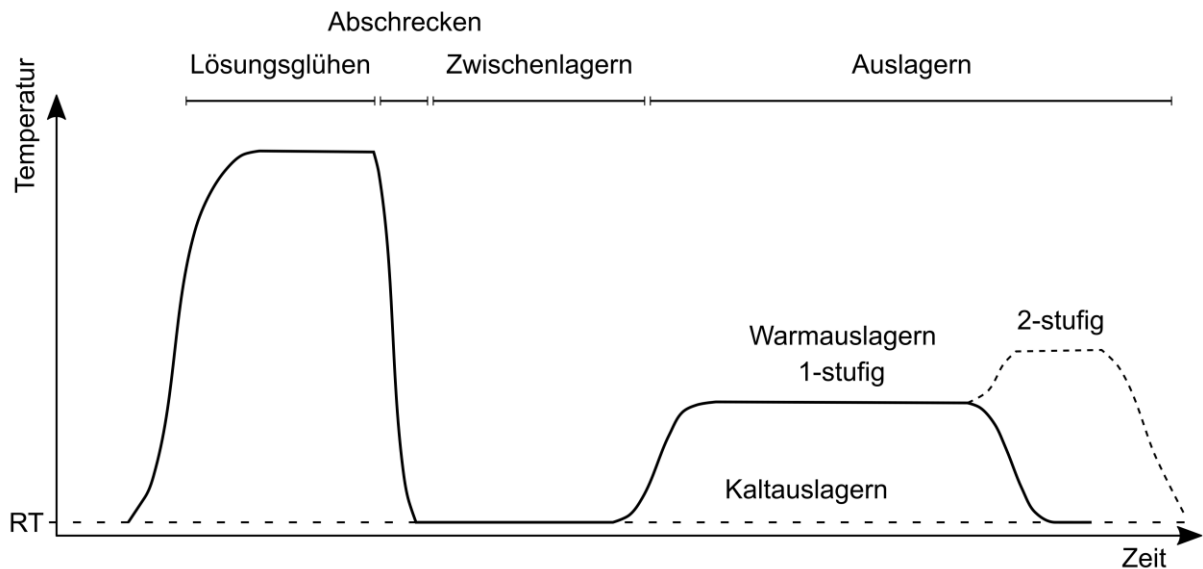


Abbildung 4.10: Skizze des allgemeinen Wärmebehandlungsprozesses für aushärtbare Aluminiumlegierungen. Kritische Parameter sind die Halte Temperaturen und -zeiten sowie der Temperaturgradient während der Abschreckung. Nach (Ostermann 2014).

4.2.2 LOM-Porositätsbestimmung

Die Porosität der gegossenen Aluminiumproben wird aus lichtmikroskopischen Aufnahmen (LOM, engl. light optical microscopy) ermittelt. Abbildung 4.11 zeigt die Aufnahme einer polierten Gussprobe aus AlSi9Cu3(Fe) mit einer segmentierten und in Falschfarben dargestellten Oberfläche (Matlab 2018). Die Poren sind in pinker Farbe hervorgehoben. Sie ergeben in Relation zur ausgewählten Fläche in Grün das Porenvolumen nach dem Zusammenhang

$$\Phi = \frac{\sum \text{Porenfläche}}{\text{Ausgewählte Fläche}} \quad \text{Gleichung 4.1}$$

Die Schwellenwerte der Graustufen für die Segmentierung werden für jede Aufnahme nach dem Best-fit-Verfahren ermittelt. Die Variation der Schwellenwerte um den Mittelwert dient der Fehlerabschätzung für die Porositätsbewertung (Heilmeier et al. 2019).

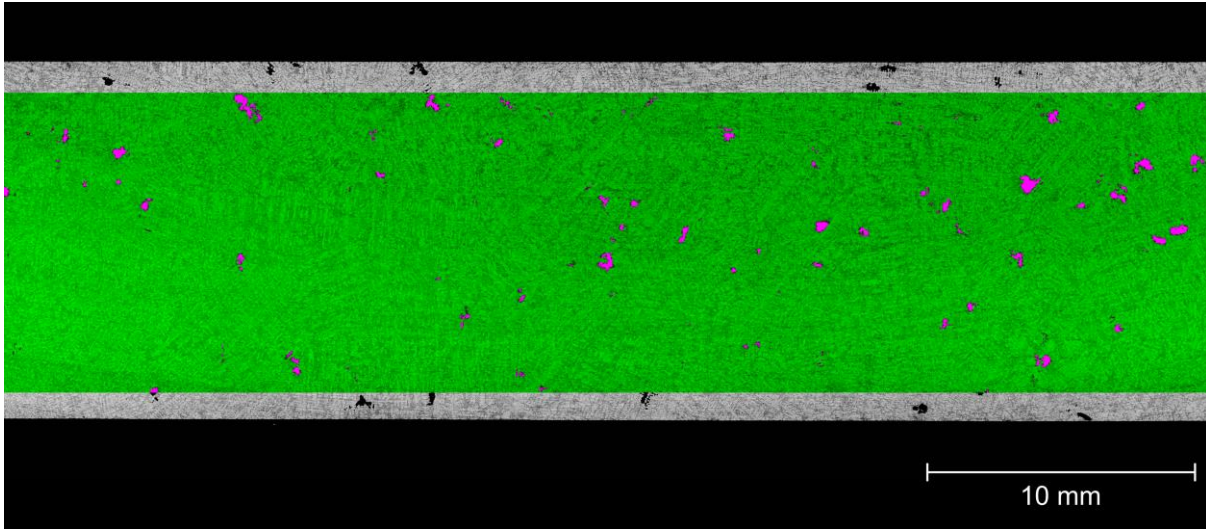


Abbildung 4.11: Lichtmikroskopische Aufnahme eines Aluminiumgusses bei 25-facher Vergrößerung. Die Aufnahme ist mit dem Auswertebereich des Gefüges in Grün überlagert. Die mittels Segmentierung ermittelten Fehlstellen sind in Pink hervorgehoben.

4.2.3 Ermittlung der Wärmedehnung der Gusswerkstoffe

Um eine Bewertung mechanischer Dehnungen im Guss vornehmen zu können, müssen die Messungen um den thermischen Dehnungsanteil der jeweiligen Gusswerkstoffe, die naturgemäß bei der Abkühlung von Gussteilen auftreten, bereinigt werden. Im Folgenden wird die Erhebung sowohl konventioneller, makroskopischer Dehnungen der Gießlegierungen mittels Dilatometrie, als auch die Ermittlung mikroskopischer, phasenspezifischer Wärmedehnungen mittels Neutronendiffraktometrie, beschrieben.

Makroskopische Wärmedehnung in Aluminium-Gusswerkstoffen

Für das makroskopische Dehnungsverhalten der Gusswerkstoffe bei der Erwärmung bzw. Abkühlung wird das in Abbildung 4.12 gezeigte Dilatometer DIL 805A der Firma TA Instruments, New Castle, USA, verwendet. In einer evakuierten Kammer werden zylindrische Proben mit einem Durchmesser von 5 mm und einer Länge von 10 mm mit Hilfe von Quarzglasstäben schwimmend gelagert. Eine Vorkraft von 5 N hält die Probe waagrecht in der Mitte einer Induktionsspule. Diese erhitzt die Proben auf eine vorgegebene Temperatur und regelt eine Temperaturrampe zur Abkühlung so ein, dass eine vorgegebene, konstante Abkühlrate erreicht wird. Einer der beiden Glasstäbe ist an der Längenmeseinrichtung fixiert, die Längenänderungen mit einer Auflösung von bis zu 50 nm aufzeichnet.

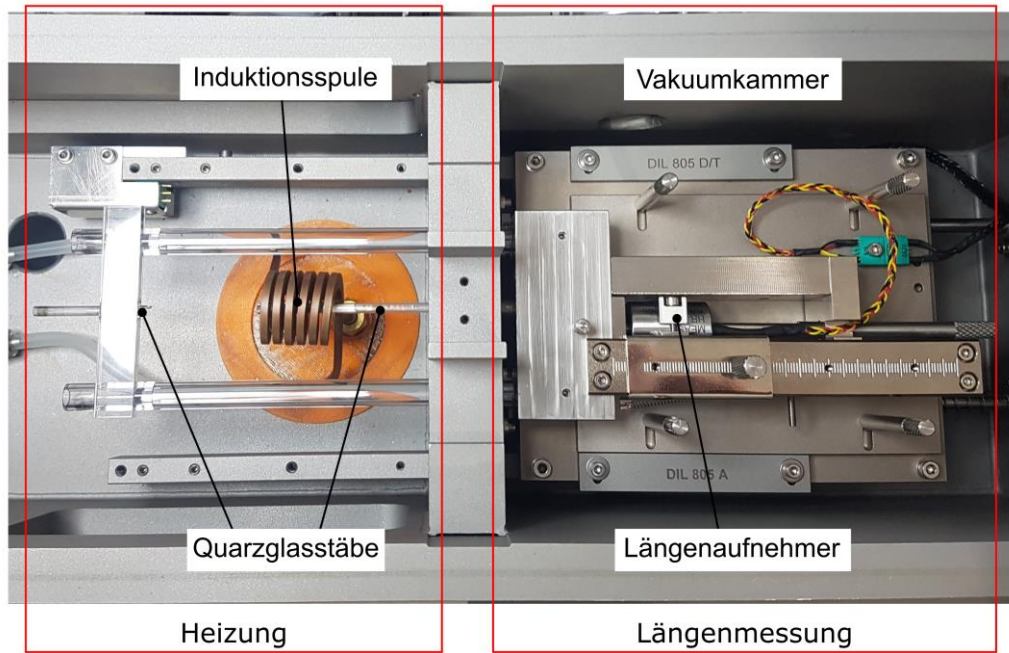


Abbildung 4.12: Innenansicht des Dilatometers von oben. Die Probe wird im linken Bereich innerhalb der Induktionsspule gehalten. Die Längenmessung erfolgt im rechten Bereich durch die Verschiebung des Quarzglasstabs. Die gesamte Anordnung befindet sich im Vakuum.

Zur Ermittlung der Abkühlraten für den Dilatometrierversuch dient eine repräsentative Abkühlkurve der Legierung AlSi9Cu3(Fe) , abgegossen in furanharzgebundenem Formsand. Die Tangenten an der Abkühlkurve bei 510°C , bei 350°C und bei 250°C in Abbildung 4.13 geben die Abkühlraten von 0.6 K/s , 0.3 K/s und 0.1 K/s für die Messung vor.

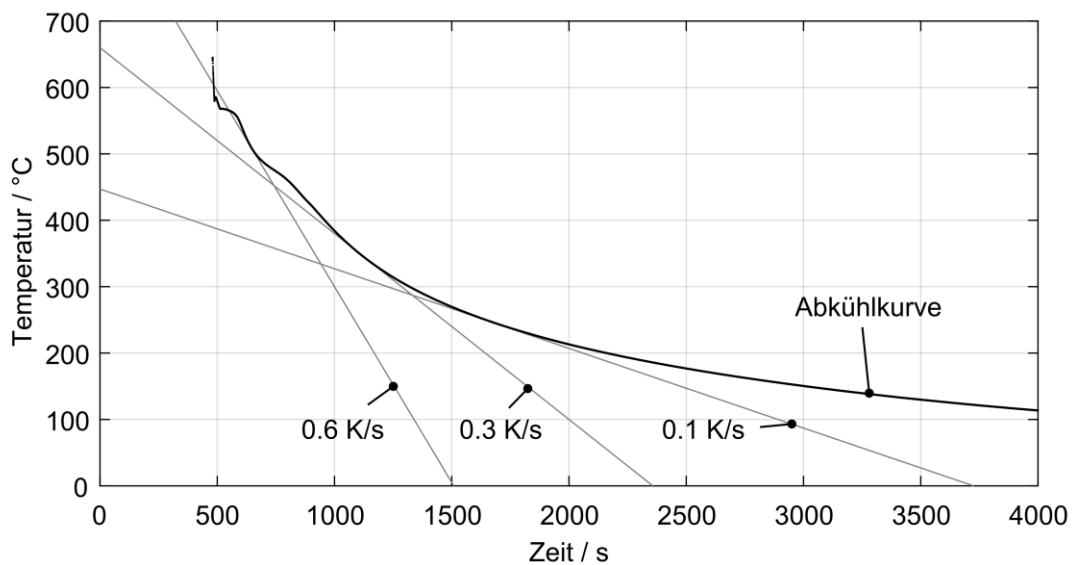


Abbildung 4.13: Charakteristische Abkühlkurve von AlSi9Cu3(Fe) mit Tangenten bei 510°C , 350°C und 250°C . Die Tangenten definieren drei ausgewählte Abkühlraten von 0.6 K/s , 0.3 K/s und 0.1 K/s .

Mikroskopische, phasenspezifische Wärmedehnung

Die phasenspezifische Wärmedehnung der jeweiligen Gießwerkstoffe wird mit Hilfe der Neutronendiffraktometrie ermittelt. Hierzu dient der in Abbildung 4.14 gezeigte Spiegelofen mit vier Halogenleuchtmitteln, deren Strahlung jeweils mit Hilfe von Parabolspiegeln mittig im Ofenraum gebündelt wird. Im Kreuzungspunkt befindet sich eine zylindrische Probe nach (Saal et al. 2016), die durch diese Anordnung definiert bis knapp unter die Solidustemperatur des jeweiligen Gießwerkstoffes aufgeheizt werden kann. Die Leuchtmittel liefern mit jeweils 150 W genug Leistung, um Aufheizraten von bis zu 15 K/s zur Verfügung zu stellen. Für die Messung werden die Proben erhitzt und während der Abkühlung stufenweise auf vordefinierten Temperaturen für 300 Sekunden gehalten. An den Haltepunkten werden die Detektorbilder des gestreuten Neutronenstrahls aufgezeichnet, um auf die Wärmedehnungen der einzelnen Phasen schließen zu können.

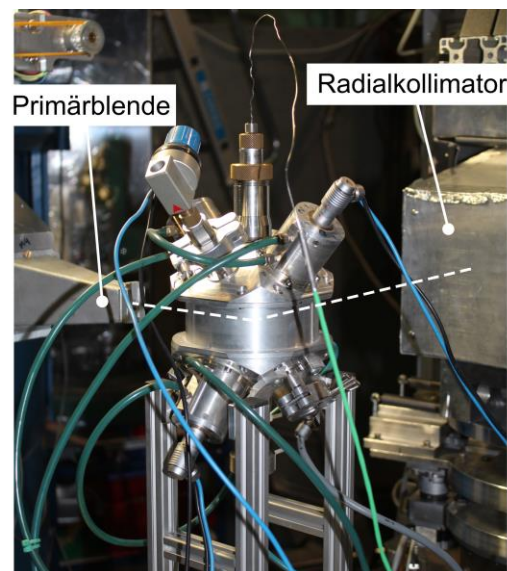
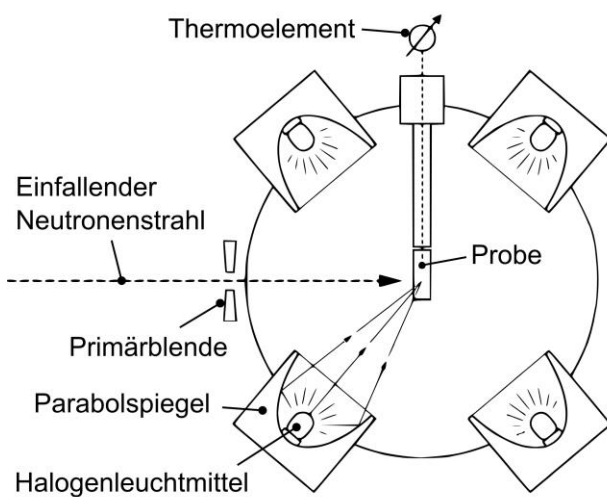


Abbildung 4.14: Spiegelofen für die Verwendung am Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC. Die zylindrische Probe wird bis knapp unter die Solidustemperatur des Gusswerkstoffes erhitzt und kontrolliert stufenweise abgekühlt, während der Detektor den Fluss der gestreuten Neutronen aufzeichnet. Nach (Meier et al. 2013).

4.3 Simulative Entwicklung eines mechanischen Modells Faser-Aluminium

Für die Qualifizierung der In situ-Dehnungsmessung mittels FBG im Guss ist eine fundierte Kenntnis über das mechanische Zusammenwirken der eingegossenen Glasfaser mit dem Gießwerkstoff vonnöten. Die Entwicklung des Fasermodells erfolgt durch die numerische Simulation des Verbundes auf mikroskopischer Ebene in der Simulationssoftware Abaqus/CAE.

4.3.1 Bildung eines Fasermodells in Aluminium

Das in Abbildung 4.15 a) skizzierte 3D-Simulationsmodell ist als über die Koordinatenebenen symmetrische Repräsentation der Faser mit umgebendem Aluminium aufgebaut. Das damit gegebene Achtelschnittmodell beschreibt vollständig die Dehnungsübertragung vom umgebenden Aluminium auf die Faser. Die in Abbildung 4.15 b) gezeigte Vernetzung erfolgt mit Hexaederelementen. Die signifikanten Einflüsse auf die FBG-Dehnungsantwort des Modells während der Abkühlung sind im Folgenden aufgeführt:

- Geometrische Abmessungen des Berechnungsmodells
- Auflösung der FE-Vernetzung der Glasfaser und des Aluminiums
- Materialkennwerte von Glasfaser und Gießwerkstoff
- Kontaktbedingung der Verbundpartner (Reibkontakt)

Die Materialkennwerte sind durch die Literatur bzw. durch Warmzugversuche vorgegeben (nach (SPINNER 1956) in Abbildung 7.5 und Tabelle 7.1 im Anhang). Die Starttemperatur richtet sich nach der Eutektischen Temperatur. Die Temperaturschritte haben keinen Einfluss auf die Dehnung, geben aber die Temperaturlösung der Dehnungsverläufe vor. Die Einflüsse der Faservernetzung, der Länge des Aluminiumzylinders und dessen Radius auf die Dehnungsantwort werden durch eine Sensitivitätsanalyse identifiziert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7.1 im Anhang bzw. in Abbildung 4.16 dargestellt.

Tabelle 4.3: Simulationsparameter für die Dehnungsberechnung eingegossener FBG.

Parameter	Einstellung
Modellgröße r x h	1 mm x 5 mm
Vernetzung Glasfaser	0.005 mm
Vernetzung Aluminium	0.008 – 0.06
Starttemperatur	565°C
Temperaturschritte	5°C
Reibbeiwert	0.4

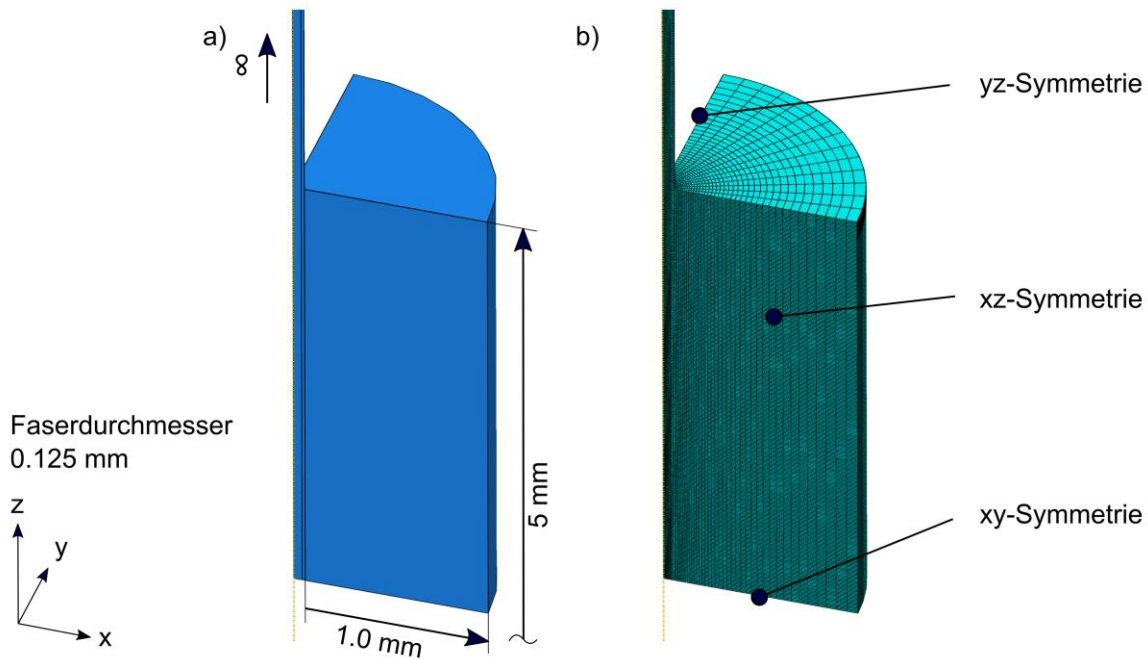


Abbildung 4.15: a) Aufbau des 3D-Modells zur Untersuchung des Einflusses von Porosität im Aluminium auf die Dehnungsantwort des FBG mit b) Darstellung der Vernetzung mit Hexaederelementen und der Symmetrieebenen.

Zwei offensichtlich wesentliche Parameter für den Aufbau des Rechenmodells sind mit dem Radius und der Länge des die Faser umgebenden Aluminiums gegeben. Gedanklich lassen sich zwei Extremfälle unterscheiden. Zum einen, wenn Radius und Länge des Aluminiums gegen *Null* gehen, ist nicht genug Material vorhanden, um überhaupt Dehnung auf die Faser zu übertragen. Zum anderen, wenn Radius und Länge gegen Unendlich gehen, ist zwar die maximal mögliche Dehnungsübertragung zu erwarten, das Vernetzungsgebiet und die folglich benötigte Rechendauer werden aber beliebig groß. In den in Abbildung 4.16 a) und b) dargestellten Verläufen ist ein Grenzfall für die normierte Faserdehnung bei -1 (entspricht der maximalen Druckdehnung im Faserkern) gegeben. Die Grenzfälle mit einer Abweichung von 0.1 % zum maximalen Dehnungswert geben für beide Fälle die gewählten Abmessungen des Aluminiumzylinders vor. Die Sensitivität aller weiteren Simulationsparameter ist in Abbildung 7.6 im Anhang angegeben.

Das Modell dient zusätzlich der Bewertung von Porosität im Guss und dessen Einfluss auf die Dehnungsantwort des FBG. Hierfür werden zufällig Knoten und als direkte Konsequenz jeweils acht Finite Elemente aus der Vernetzung entfernt. Die entstandenen Fehlstellen tragen nicht mehr zur Dehnungsübertragung auf die Faser bei und repräsentieren folglich sowohl Erstarungs- als auch Gasporosität im Gusswerkstoff. Die Vernetzung des Aluminiums mit gelöschten Elementen zeigen die Abbildung 4.17 a) und b) für einen Porenvolumenanteil von 1.3 %

beziehungsweise 27.6 % Porosität. Dieses Vorgehen dient der ersten Abschätzung des Einflusses von Porosität auf die Dehnungsantwort. Für eine belastbare, quantitative Aussage sind zusätzlich Sensitivitäten der Dehnungsantwort bezüglich der Art der Finiten Elemente (vgl. Abbildung 2.31), der Netzfeinheit im porösen Medium und der Porenverteilung zu untersuchen.

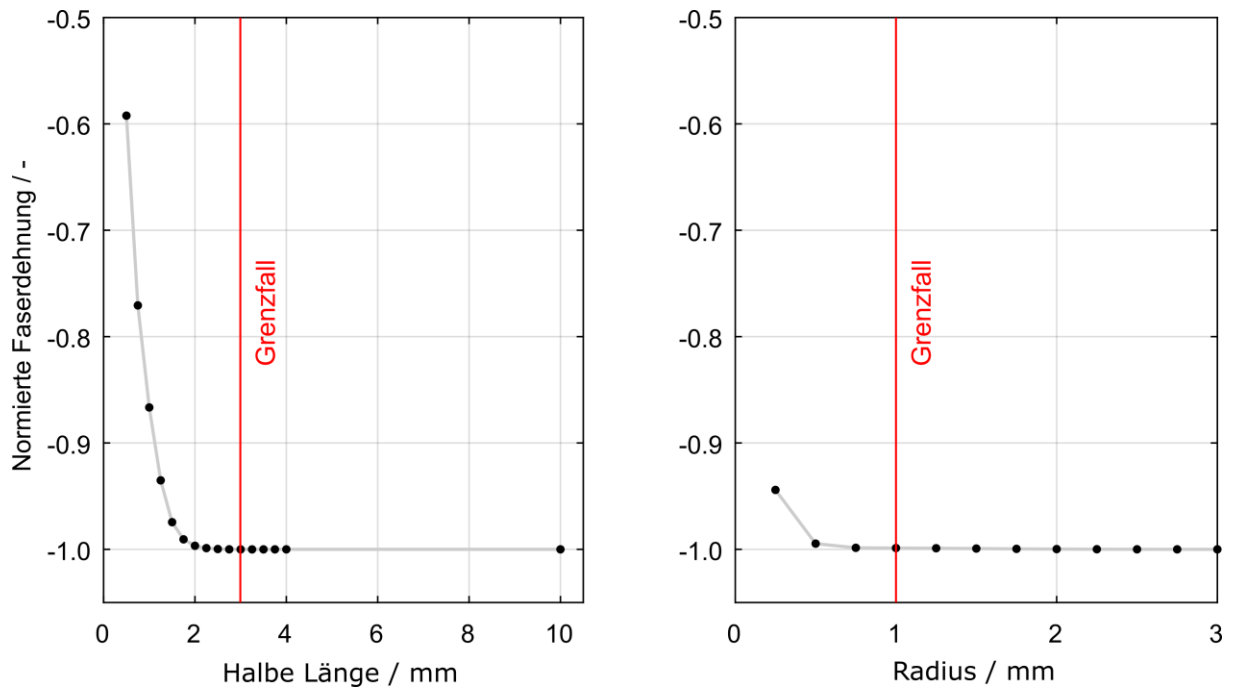


Abbildung 4.16: Resultat der Dehnungssensitivität auf die geometrischen Abmessungen des Rechenmodells. Der Grenzfall ist sowohl für a) die halbe Länge als auch b) den Radius des Aluminiumzylinders eingezeichnet. Der Grenzfall ist für eine Abweichung zum maximalen Dehnungswert von 0.1 % festgelegt.

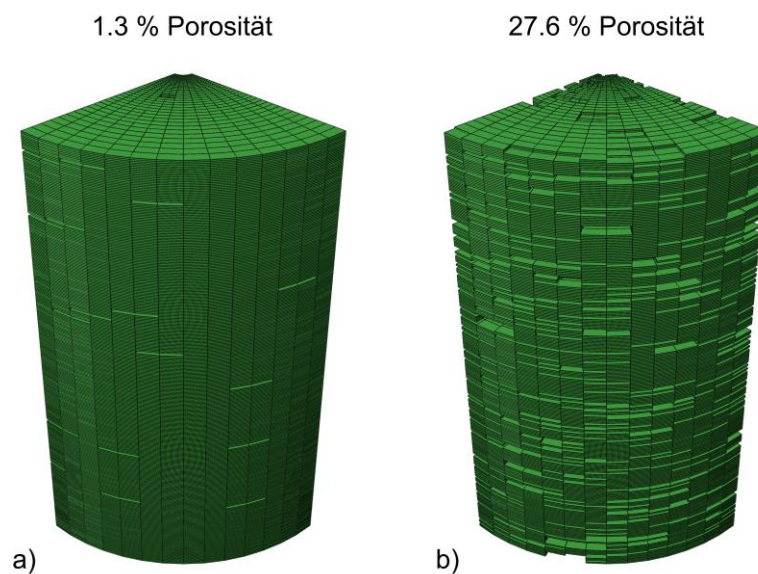


Abbildung 4.17: Volumenmodell mit gelöschten Netzknoten, die je acht Elemente aus dem Vernetzungsgebiet entfernen, und der daraus resultierenden Porosität von a) 1.3 % und b) 27.6 %.

4.3.2 Simulative Untersuchung mechanischer Schwindungsbehinderung

Für eine Berechnung der FBG-Dehnungsantwort in der Gießform mit Schwindungsbehinderung steht das in Abbildung 4.18 gezeigte 2,5D-Modell der vereinfachten Zugstabform zur Verfügung. Es umfasst sämtliche Simulationsparameter des in Kapitel 4.3.1 vorgestellten Volumenmodells. Das Modell ist rotationssymmetrisch um die Faser ausgeführt, was eine Vernetzung mit 2D-Elementen ermöglicht. Die Abmessung der Faser und die Netzfeinheit des Aluminiums um die Faser entsprechen den Angaben in Tabelle 4.3. Die Gießform wird als Starrkörper angenommen, um den Einfluss der maximal möglichen Schwindungsbehinderung durch die Geometrie qualitativ aufzuzeigen. Die Querschnittsübergänge in Abbildung 4.18 wirken dabei als feste Einspannung des Gießwerkstoffes in Richtung der Schwindung.

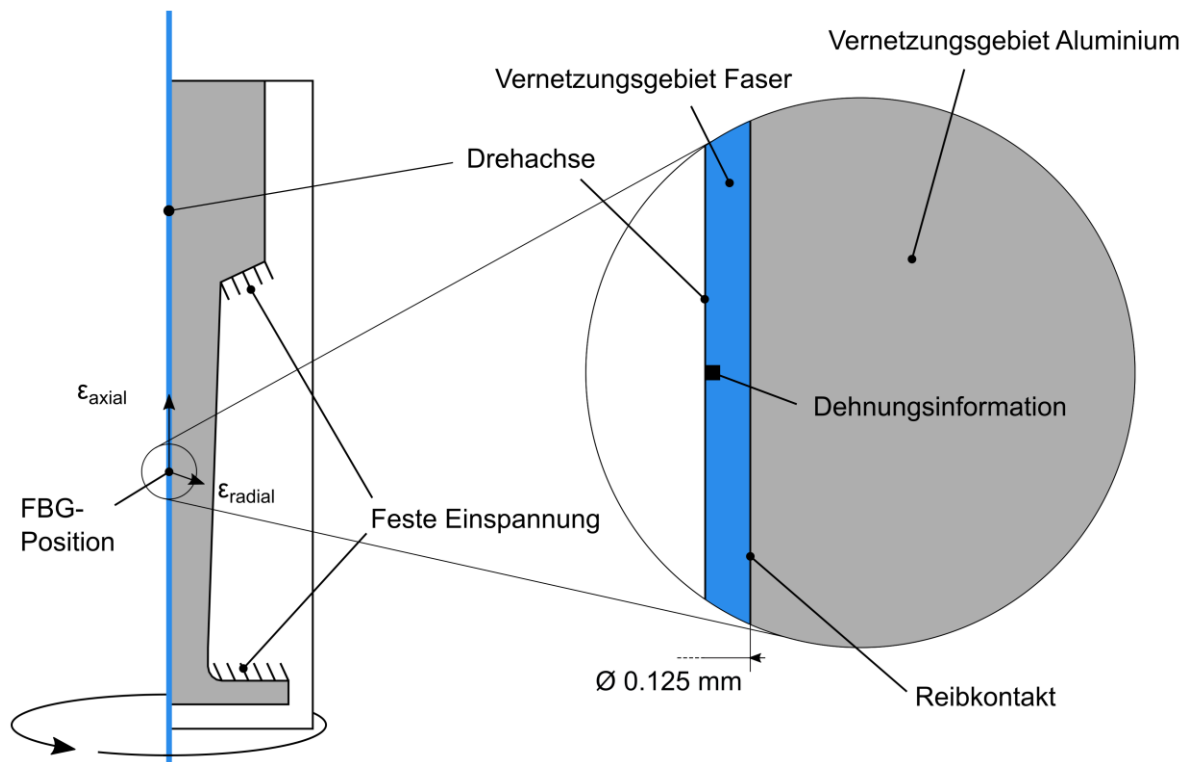


Abbildung 4.18: Rotationssymmetrisches Modell der vereinfachten Zugstabgeometrie. Die zweidimensionale Geometrie ist in der Detailansicht mit Faser und umgebendem Aluminium gezeigt. Zudem ist die Zelle an der FBG-Position angedeutet, die für die Dehnungsinformation ausgelesen wird.

4.4 Versuche zur In situ-Messung phasenspezifischer Bauteildehnungen

In situ ist ein in der Wissenschaft gebräuchlicher Begriff und kann je nach Fachrichtung unterschiedliche Bedeutungen haben (Meyers Konversations-Lexikon 1897). In der vorliegenden Arbeit wird der Begriff für Dehnungsmessungen im Bauteilinneren während des Gusses, der Erstarrung und Abkühlung verwendet, die mit konventionellen Messmethoden zur Spannungsermittlung nicht (vgl. DMS) oder nur mit entsprechend hohem Aufwand möglich sind (vgl. Kapitel 2.4).

4.4.1 Aufbau zur In situ-Dehnungsmessung mittels Neutronendiffraktometrie

Die für die In situ-Untersuchungen mittels Neutronendiffraktometrie verwendete Zugstabgeometrie ist in Abbildung 4.19 a) inklusive FBG und Neutronen-Messvolumen gezeigt. Der einfallende Neutronenstrahl befindet sich auf gleicher Höhe mit dem FBG und ist um 45° gegenüber der Längsachse der Faser geneigt. Ein- und Ausfallwinkel ergeben damit ein Messvolumen, das dem FBG in Länge und Messrichtung entspricht. Einen Querschnitt durch die Probe, das Messvolumen und die Glasfaser zeigt Abbildung 4.19 b).

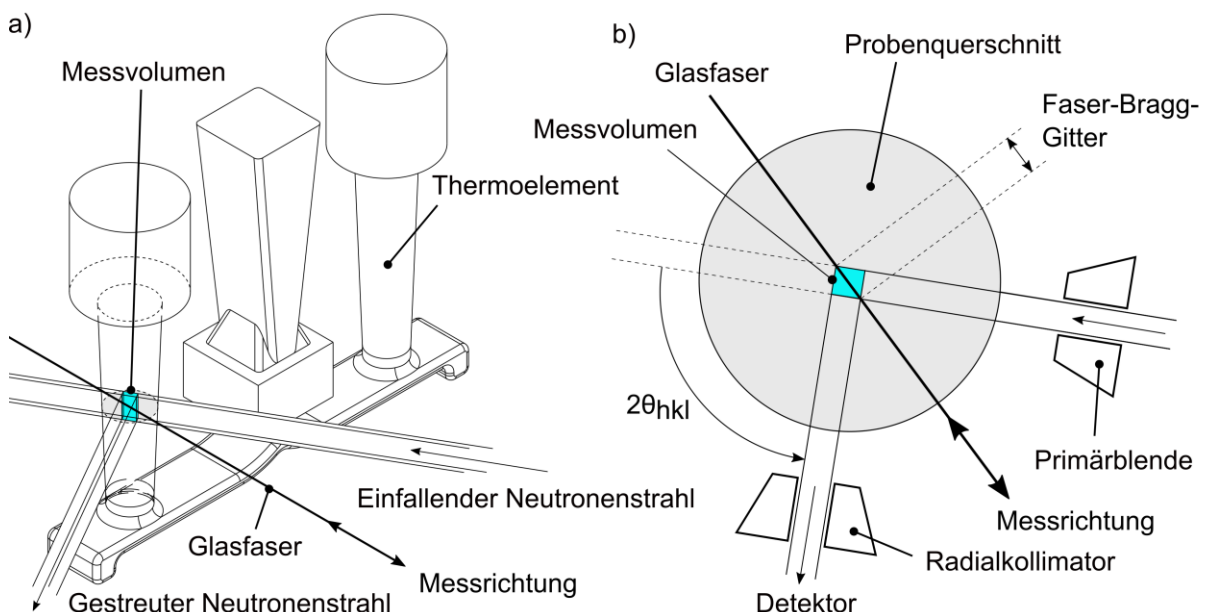


Abbildung 4.19: a) Probengeometrie für Messungen mittels Neutronendiffraktometrie mit einem Messvolumen, das das FBG in Position und Messrichtung überlagert. Damit sind gleichzeitige Dehnungsmessungen im Gießprozess zum Abgleich der Messmethoden möglich. b) Orientierung des FBG und des Messvolumens im Probenquerschnitt.

Der Abguss der Proben erfolgte am Instrument STRESS-SPEC an der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Meier-Leibnitz (FRM II) in Garching bei München. Der in Abbildung 4.20 a) gezeigte Versuchsaufbau am Instrument erlaubt einen automatisierten Abguss mit Hilfe eines

Stopfens, der eine Bohrung am Boden des Tiegels verschließt. Der Stopfen wird bei einer Schmelzetemperatur von 700°C automatisch mit Hilfe eines Linearmotors gezogen und so die Schmelze in den Einguss freigegeben. Das Prinzip veranschaulicht Abbildung 4.20 b). Das Messvolumen von 100 mm^3 wird durch eine Primärblende mit $10 \times 2\text{ mm}^2$ und einen Radialkollimator mit 5 mm Spaltbreite vorgegeben. Der Kollimator führt die gestreuten Neutronen in den Detektor, der die auftreffenden Neutronen mit einer Zeitauflösung von 10 s aufnimmt.

In diesem Experiment wurde für eine einfache Handhabung, eine reproduzierbare Form- und damit Faserplatzierung im Messvolumen des Neutronenstrahls auf Formen aus 3D-gedrucktem, furanharzgebundenem Quarzsand zurückgegriffen. Die Abschwächung der freien Neutronen durch den Formstoff ist vergleichsweise gering, sodass die Intensität des gebeugten Neutronenstrahls eine Zeitauflösung von 10 Sekunden ermöglicht.

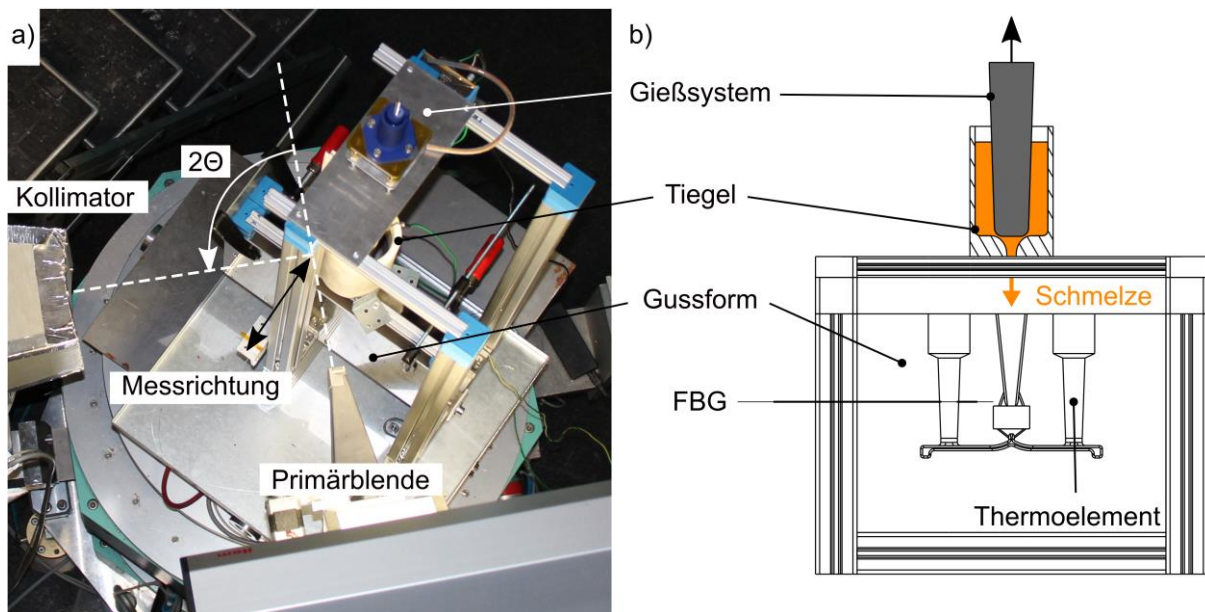


Abbildung 4.20: a) Versuchsaufbau am Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC in der Forschungs-Neutronenquelle FRM II. b) Prinzip des automatisierten Abgusses der Zugstabgeometrie mit Hilfe eines Stopfen-Tiegel-Systems.

4.4.2 Ermittlung des Referenz-Gitterebenenabstands spannungsfreier Proben

Gemäß Gleichung 2.15 zur Berechnung phasenspezifischer Dehnungen ist neben den im Gießversuch auftretenden, dehnungsbehafteten Gitterebenenabständen d_{hkl} auch der Gitterebenenabstand $d_{0,hkl}$ als Bezugsgröße vonnöten. $d_{0,hkl}$ lässt sich an spannungsfreien Proben messen, die aus denselben Legierungen wie die Gussproben bestehen. Die Rohlinge werden nach dem separaten Abguss in furanharzgebundene Sandformen zu Zylinderproben, wie in Abbildung 7.7 im Anhang dargestellt, gedreht. Der Bereich, der das Gewinde enthält, dient dem Spannen der Probe, um das Messvolumen nicht durch äußere Lasten zu beeinflussen.

Der spannungsfreie Zustand wird durch die in Abbildung 4.21 gezeigte Wärmebehandlung erreicht. Die Probe durchläuft hierfür in Anlehnung an Pabel et al. (Pabel et al. 2006) eine Ausscheidungshärtung bei 240°C mit Überalterung für 5 Stunden, gefolgt von einer Abkühlung im Ofen und anschließender Warmauslagerung bei 160°C für 48 Stunden. Die gesamte Wärmebehandlung, inklusive der abschließenden Abkühlung, erfolgte bei geschlossener Ofentür, um keine Eigenspannungen durch Luftabschreckung einzubringen.

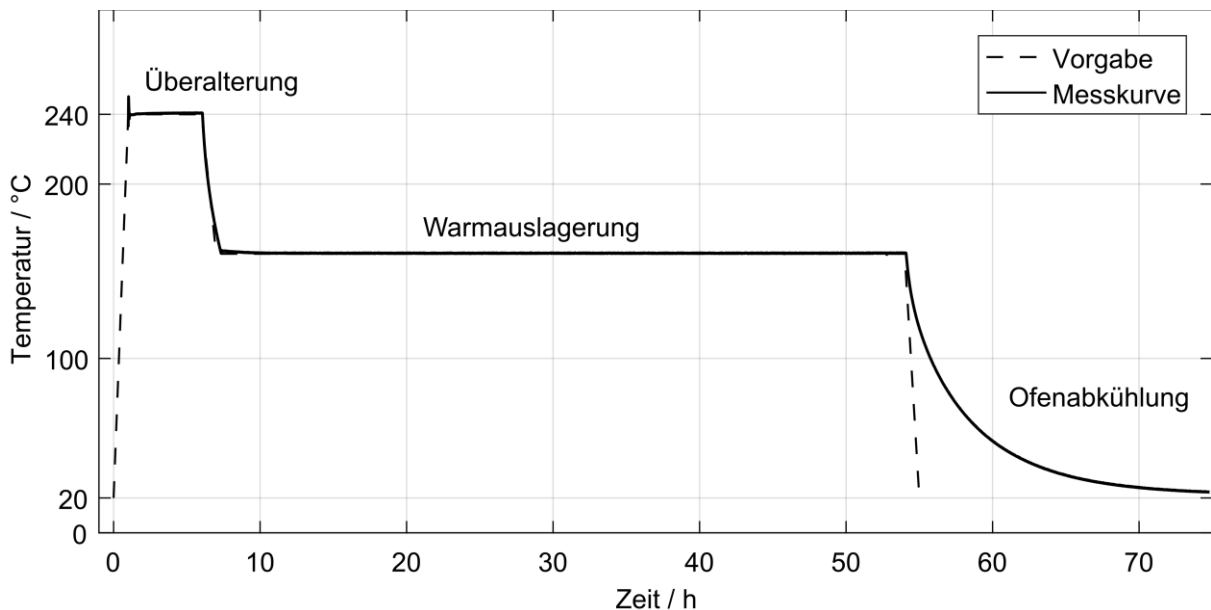


Abbildung 4.21: Wärmebehandlung zur Herstellung spannungsfreier Aluminiumproben mit vorgegebenem und gemessenem Temperaturverlauf.

Der Referenz-Gitterebenenabstand $d_{0,hkl}$ wurde mit Hilfe der Diffraktometrie ermittelt. Die drehbar am Instrument eingespannte Probe ist in Abbildung 4.22 gezeigt. Das Messvolumen ist mit Hilfe von Primär- und Sekundärblende zu $5 \cdot 5 \cdot 5 \text{ mm}^3$ gewählt und überdeckt damit exakt das messbare Volumen der Probe. Die Probe rotierte während der Messung um die z-Achse ($\vec{\omega}$) für eine Verbesserung der Kornstatistik (Randau 2012).

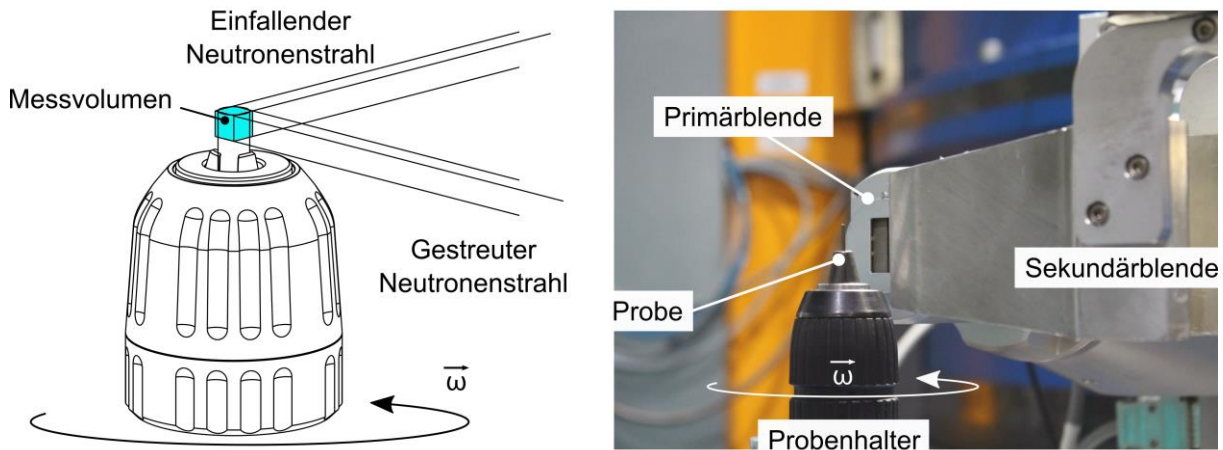


Abbildung 4.22: Messung von $d_{0,hkl}$ mittels Diffraktometrie. Die Drehung der Probe während der Messung dient der Verbesserung der Kornstatistik.

4.4.3 Ermittlung phasenspezifischer Ex situ-Bauteilspannungen

Zur Untersuchung des Eigenspannungszustands der ausgeformten Gussproben mittels Diffraktion wurde ein Aufbau mit Viertelkreis-Eulerwiege, wie in Abbildung 4.23 gezeigt, verwendet. Ein drehbar gelagertes Spannfutter hält die Probe auf der Eulerwiege in Position. Die Kombination erlaubt eine Verdrehung, Verschiebung und Verkippung der Probe, um die in Abbildung 4.24 skizzierten Volumina innerhalb der Probe zu untersuchen.

Durch die Symmetrie der Gusskörper sind die Hauptspannungsrichtungen bekannt, welche die Messrichtungen vorgeben. Die Messung erfolgt auf Höhe der In situ-Untersuchungen. Eine Hauptspannungsrichtung der Probe erstreckt sich gemäß Abbildung 4.1 in z-Richtung, während sich die zweite Hauptspannung in radialer Richtung und symmetrisch in Umfangsrichtung befindet. Gemessen werden die Hauptspannungen in diesem Experiment mit Hilfe der kartesischen Koordinaten in Abbildung 4.24. Das gesamte Messvolumen befindet sich, ausgehend von der Mittelachse, in einem Viertelkreissegment, das in Einzelvolumina mit 2 mm Kantenlänge unterteilt ist. Jedes Volumen besitzt eine eindeutige Indexnotation, beginnend mit dem Volumen (0,0) in der Mittelachse. Mit der Messanordnung werden die Dehnungszustände jedes Volumens in x-, y- und z-Richtung über einen Zeitraum von jeweils 390 s ermittelt. Durch eine Verkippung der Probe mit Hilfe der Eulerwiege um den Winkel $\chi = 90^\circ$ wird die Messrichtung y zur Messrichtung z transformiert. Damit ist der innere Dehnungszustand örtlich in drei Raumrichtungen aufgelöst und durch die Symmetrie für den gesamten Probenquerschnitt vollständig bestimmt. Aus der Abbildung wird ersichtlich, dass die Volumina (4,4), (3,4), (4,3), (2,4) und (4,2) die Probe nur noch zu einem geringen Teil oder nicht überdecken. Diese Volumina werden folglich nicht zur Spannungsermittlung herangezogen.

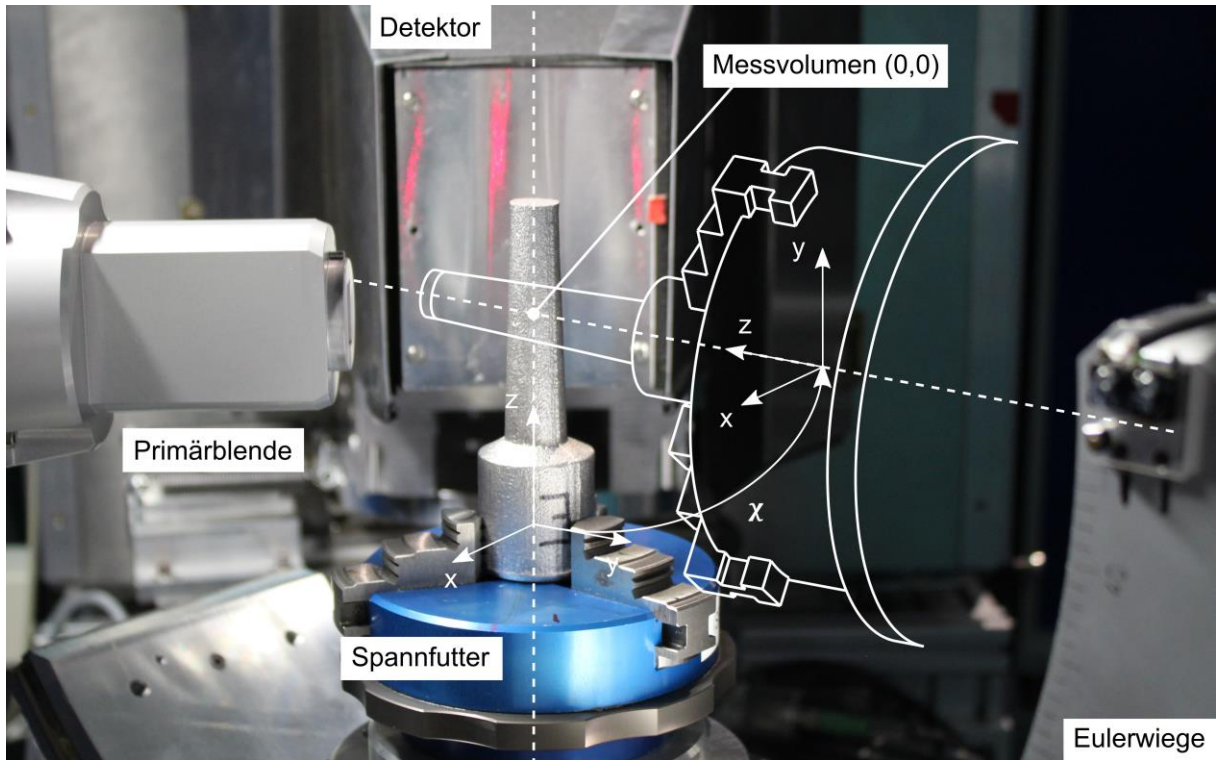


Abbildung 4.23: Messaufbau zur Untersuchung von prozessbedingten Ex situ-Bauteilspannungen mittels Diffraktometrie. Die Probe befindet sich, gehalten von einem drehbar gelagerten Spannfutter, auf einer Viertelkreis-Eulerwiege.

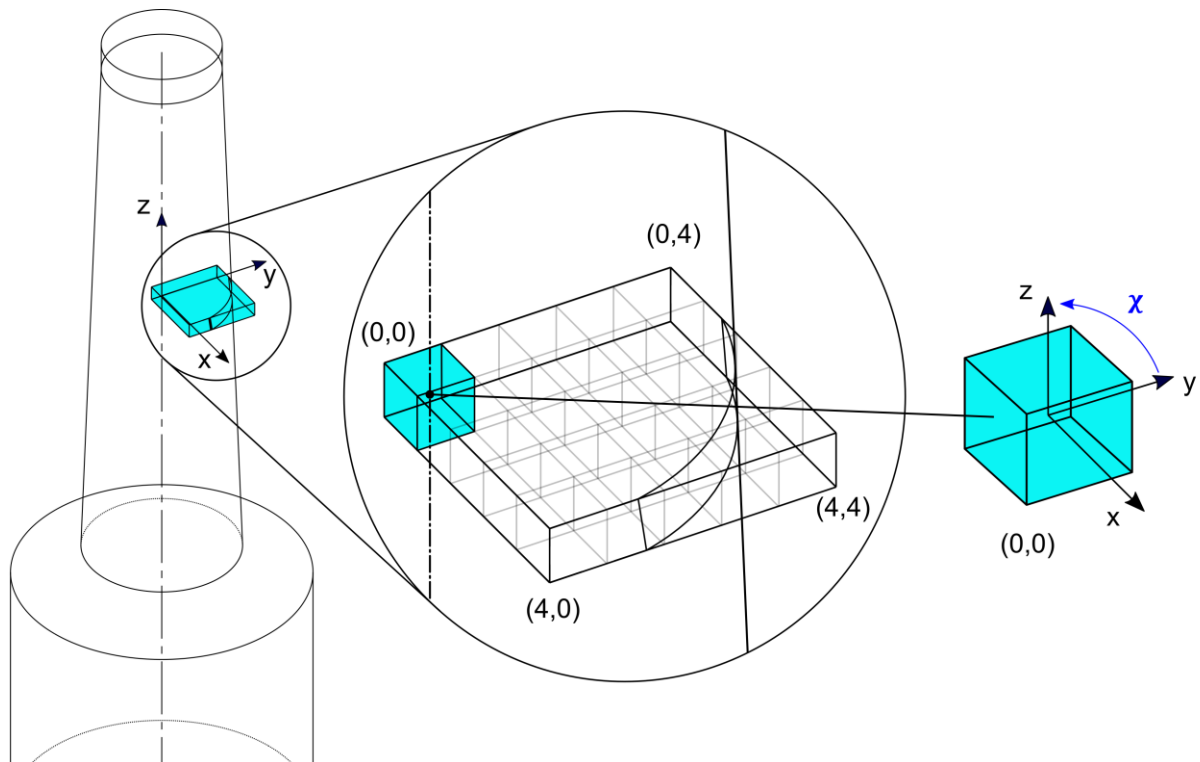


Abbildung 4.24: Drahtskizze eines Zugstabrohlings mit teilweise innenliegenden Messvolumina zur Ex situ-Ermittlung von Spannungen im ausgeformten Zustand mittels Diffraktometrie.

4.5 Auswertemethoden

Bestimmung der FBG-Dehnungen

Die zeitliche Veränderung der Spektren eingegossener FBG liefert Dehnungsinformationen aus dem Bauteilinneren während des Gusses. Hierzu wird ein Auswertalgorithmus nach Heilmeier et al. (Heilmeier et al. 2019) verwendet, um signifikante Peaks in den Spektren zu detektieren. Abbildung 4.25 zeigt die Veränderung des Spektrums eines in AlSi9Cu3(Fe) eingegossenen Sensors über der Zeit und der zugehörigen Temperatur. Der Primäre Peak, der definiert ist als der Peak des Ruhespektrums des noch nicht eingegossenen FBG bei Raumtemperatur, wird durch den Algorithmus erkannt und für eine eindeutige Zuordnung nachverfolgt. Der Primärpeak ist in der Abbildung durch Pfeilspitzen angedeutet und die zugehörigen Peakwellenlängen sind auf der sekundären x-Achse angetragen. Damit ist der Dehnungszustand des FBG zeit- und temperaturlaufgelöst gegeben und kann mit Hilfe von Gleichung 2.29 berechnet werden.

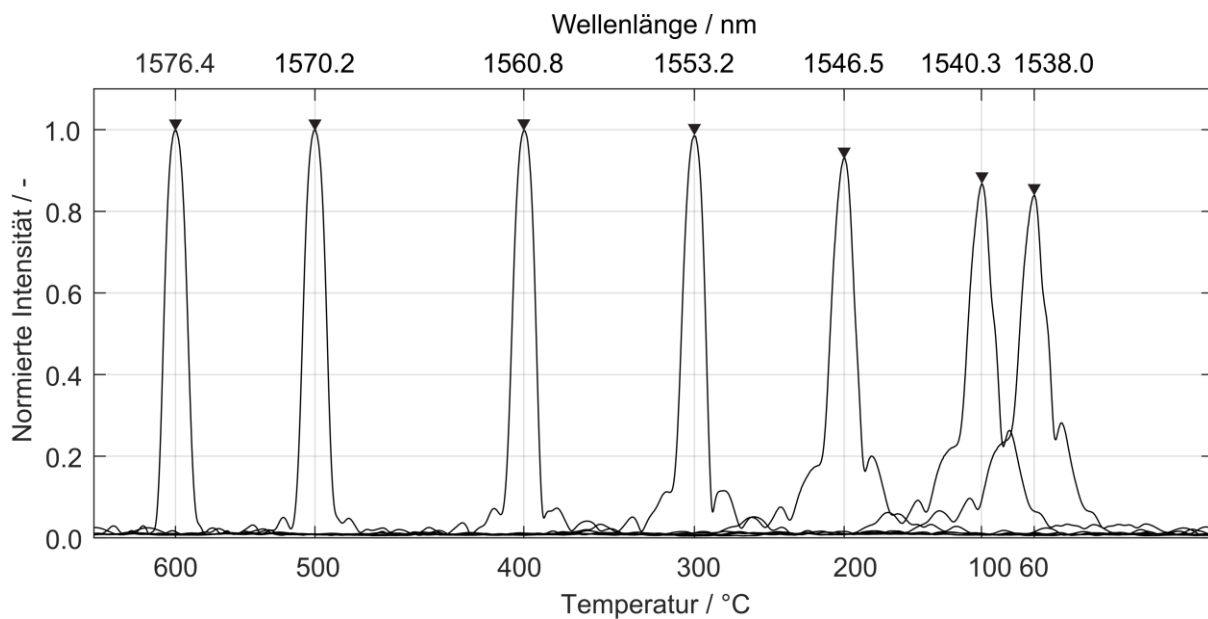


Abbildung 4.25: Gemessene, normierte Spektren eines FBG im Gießprozess. Die Position des Primärpeaks ist über die Temperatur angetragen. Die Veränderung der Peakwellenlänge ist mit den jeweils zugeordneten Zahlenwerten an der sekundären x-Achse gegeben.

Ermittlung phasenspezifischer Dehnungen

Die Auswertung der Dehnungsinformation aus den Diffraktometriemessungen erfolgt mit Hilfe der Aufzeichnungen des Neutronendetektors. Gemäß der Bragg-Beziehung ergeben sich durch positive Interferenz die charakteristischen Debye-Scherrer-Ringe in Abbildung 4.26 a). Der Neutronendetektor ist so angeordnet, dass er gerade einen Ausschnitt der Ringe erfasst, wodurch sich das ringförmige Bild ergibt. Abbildung 4.26 b) zeigt das für die polykristalline

Probe simulierte Detektorbild der Legierung AlSi9Cu3(Fe). Zur Auswertung wird das Detektorbild in Abbildung 4.26 c) über den Kreisbogen integriert und über den Winkel 2θ angetragen. Der anschließende Fit einer Gauss-Kurve macht die Position des Peaks und damit den Bragg-Winkel messbar. Die Qualität des Gauss-Fits dient dabei der Fehlerabschätzung der Einzelmessung (Randau 2012).

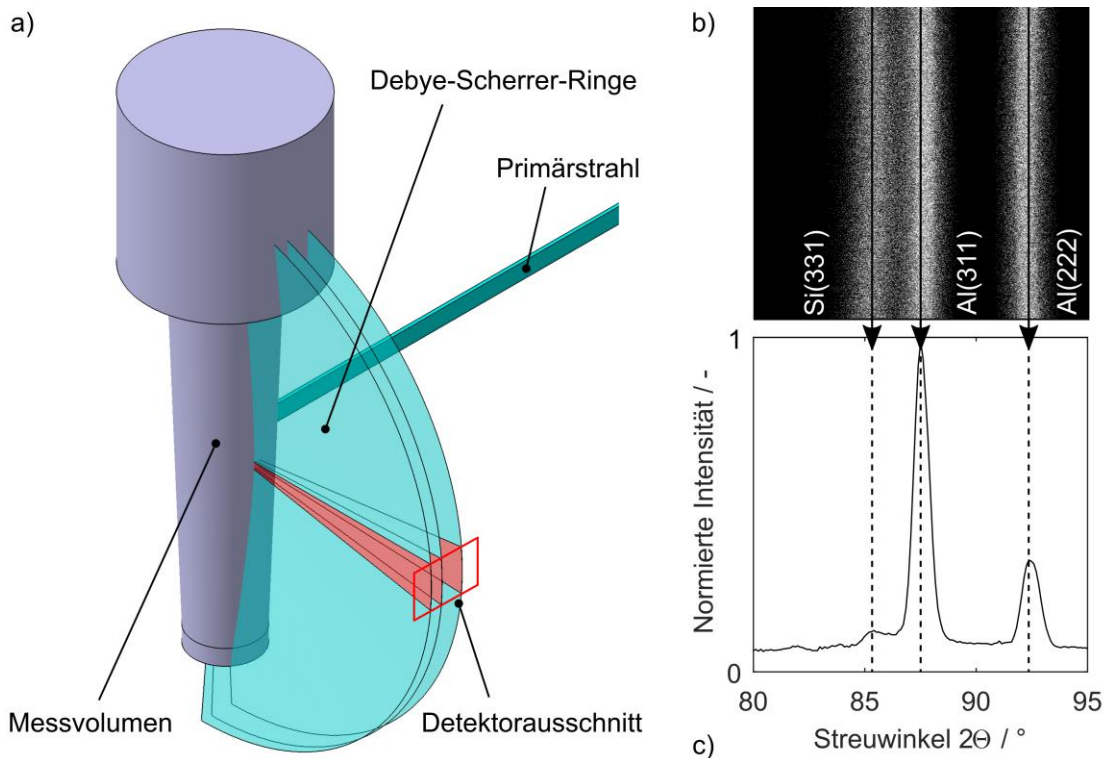


Abbildung 4.26: a) Debye-Scherrer-Ringe im Halbschnitt mit dem für den Detektor sichtbaren Ausschnitt, b) simuliertes Detektorbild und c) zugehöriges Diffraktogramm aus der Integration über 2θ .

Drei Detektorbilder eines Gießversuchs vor dem Abguss, aus der flüssigen Phase sowie aus dem Festkörper sind in Abbildung 4.27 gezeigt. Die Detektorbilder zeigen jeweils die Gesamtanzahl und Position der detektierten Neutronen. Da die Form zu Beginn der Messung und vor dem Abguss noch kein Aluminium enthält, zeigt das Bild in Abbildung 4.27 a) ausschließlich aus der Umgebung des Testfeldes gestreute Neutronen, den sogenannten Untergrund. Nach erfolgreichem Abguss ergibt sich ein Bild wie in Abbildung 4.27 b). Die Anzahl der detektierten Neutronen liegt deutlich über dem Untergrund, ohne eine erkennbare positive Interferenz bei einem der erwarteten Reflexe zu generieren. Die vollständig erstarrte, feste Phase liefert mit ihren Aluminium-Kristallgittern eine hinreichend große Anzahl gestreuter Neutronen, die in Abbildung 4.27 c) durch positive Interferenz den Al(311)- und Al(222)-Peak ergeben. Die Intensität des Si(331)-Peaks ist in der Einzelaufnahme zu schwach, um sich in dieser Abbildung

vom Untergrund abzuheben. Für eine Auswertung werden jeweils zwölf Detektorbilder aufsummiert, um eine Belichtungsdauer von 120 s zu erhalten, die für eine Auswertung von Si(331) ausreicht.

Durch den Start der Messung noch vor dem Abguss ist gewährleistet, dass die während der Messung erhobenen Daten bereits Dehnungsinformationen freier Kristallite der Primärphase enthalten, die von Restschmelze umgeben sind und vor Erreichen des Kohärenzpunktes einen definitionsgemäß spannungsfreien Zustand aufweisen.

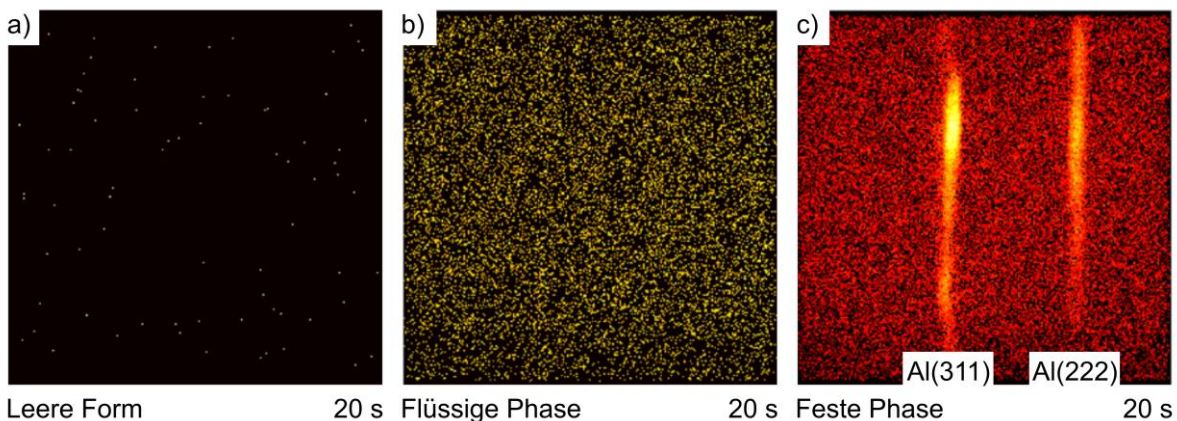


Abbildung 4.27: Detektorbilder aus a) der leeren Form (Umgebungsneutronen), b) der in flüssigen Phase und c) im Festkörper gestreuten Neutronen mit einer Aufzeichnungsdauer von je 20 Sekunden.

Zur Auswertung wird die Anzahl der detektierten Neutronen über den Umfang des jeweiligen Debye-Scherrer-Rings aufsummiert. Als Resultat ergibt sich ein Spektrum, das analog zu den FBG-Spektren ausgewertet und mit den zeitlich ermittelten Gießtemperaturen verknüpft wird. Die Dehnungsinformation ist in der zeitlichen Veränderung der Positionen der Aluminium- und Siliziumpeaks über den Winkel 2θ gegeben.

Ansatz zur Berechnung mechanischer Dehnungen

Die Berechnung elastischer (Gussteil-) Dehnungen erfolgt auf Grundlage des Verhaltens viskoelastischer Materialien in Kapitel 2.2. Das Bingham-Norton-Modell gibt für die Gesamtdehnung ε'_{gesamt} unter Temperatureinfluss den Zusammenhang

$$\varepsilon'_{gesamt} = \varepsilon'_{elastisch} + \varepsilon'_{plastisch} + \varepsilon'_{thermisch} \quad \text{Gleichung 4.2}$$

in wahrer Dehnung ε' an (Lemaitre et al. 2002).

Um die während eines Abkühlprozesses entstandene, mechanische Dehnungen ε'_{mech} zu ermitteln, muss die gemessene Dehnung um den Anteil thermischer Dehnungen $\varepsilon'_{thermisch}$ bereinigt werden:

$$\varepsilon'_{mech} = \varepsilon'_{elastisch} + \varepsilon'_{plastisch} = \varepsilon'_{gesamt} - \varepsilon'_{thermisch} \quad \text{Gleichung 4.3}$$

Für die weitere Betrachtung sei ε'_{gesamt} hier die mittels FBG im Guss gemessene Dehnung. Da die Berechnung der FBG-Dehnung ε_{FBG} und der thermischen Dehnung $\varepsilon_{thermisch}$ nach der Definition der technischen Dehnung ε in Kapitel 2.1 erfolgt, wird im Folgenden der Dehnungsbegriff stellvertretend für die technische Dehnung verwendet. Grundsätzlich gilt die additive Aufspaltung nach Gleichung 4.3 nur für wahre Größen. Bei geringen oder fehlenden plastischen Dehnungsanteilen jedoch ist dies auch für technische Größen zulässig.

Plastische Dehnungen im Gussteil können mittels FBG nicht direkt gemessen werden (vgl. Kapitel 5.3), weshalb sich Gleichung 4.3 zu

$$\varepsilon_{mech.} = \varepsilon_{elastisch} = \varepsilon_{FBG} - \varepsilon_{thermisch} \quad \text{Gleichung 4.4}$$

vereinfacht. Die Ermittlung plastischer Dehnungsanteile muss demnach über ein anderes Vorgehen, zum Beispiel über die Berechnung durch Simulationsmodelle mit plastischem Materialverhalten (vgl. Abbildung 5.18), erfolgen. Die zur Spannungsberechnung relevanten, elastischen Dehnungen werden nach Gleichung 4.4 durch eine Bereinigung der gemessenen Dehnung ε_{gesamt} um den thermischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{thermisch}$ erhalten. In direkter Folge ist die Unsicherheit bei der Ermittlung von (Gussteil-) Spannungen von der Qualität der gemessenen Wärmedehnungen der Gießwerkstoffe abhängig.

Ansatz zur Berechnung des Messfehlers der Einzelmessung

Für alle mathematischen Operationen zur Ermittlung der Gussteildehnungen finden Polynome Verwendung, die den Verlauf der gemessenen Dehnungen über die Zeit bzw. die Temperatur annähern. Die Qualität der Approximation ist durch die Wurzel über die Summe der Abstandsquadrate (englisch root mean squared error, RMSE) der Messpunkte zum Polynom möglich. Der RMSE wird im Folgenden für eine Fehlerabschätzung der Messungen verwendet und mit Hilfe der Gaußschen Fehlerfortpflanzung (Papula 2011) fortlaufend berücksichtigt. Die Berechnung des Gesamtfehlers erfolgt ausgehend von den Einzelfehlern bzw. -unsicherheiten $s_{\varepsilon,i}$ mit Hilfe der Gleichung

$$s_{gesamt} = \sqrt{\sum_{i=1}^n s_{\varepsilon,i}^2} \quad \text{Gleichung 4.5}$$

vor dem Hintergrund, dass Gleichung 4.4 eine Summe ist. (Papula 2011)

Ansatz zur Abschätzung der Ergebnisgenauigkeit einer Messreihe

Die Wahrscheinlichkeitsrechnung bietet eine Grundlage zur Abschätzung der Ergebnisgenauigkeit einer Messreihe von drei oder mehr Versuchen. Unter Annahme einer Normalverteilung der Ergebniswerte der Einzelmessungen (vgl. Kapitel 5.2.3) um den Erwartungswert μ der Messreihe wird sich eine Verteilungsdichtefunktion wie in Abbildung 4.28 ergeben, wenn die Stichprobenanzahl n einen hinreichend großen Wert erreicht. Die normierte Verteilungsdichtefunktion, auch Normalverteilung genannt, ist für $n \rightarrow \infty$ definiert durch

$$\varphi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \cdot e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2} \quad \text{Gleichung 4.6}$$

mit der relativen Häufigkeit $\varphi(x)$ des Messwerts x und der Standardabweichung σ . Definitionsgemäß ist die Fläche der Normalverteilung exakt 1, dies entspricht 100 % aller Messwerte. (Papula 2011).

In der Praxis wird die Standardabweichung durch eine hohe Versuchsanzahl verringert. Dabei erhöht sich gleichzeitig die Auftretenswahrscheinlichkeit des Erwartungswerts (Siebertz et al. 2017). Abbildung 4.28 zeigt die Veränderung der Normalverteilung für eine Verkleinerung von $\sigma = 2$ über $\sigma = 1$ (= Standard-Normalverteilung) bis $\sigma = 0.5$.

Innerhalb einer Breite des Konfidenzintervalls von 1σ um den Ergebniswert liegen bei der Standard-Normalverteilung definitionsgemäß 34.1% aller Werte einer Messreihe. Ist die Standardabweichung bei einer höheren Stichprobenanzahl nur noch halb so groß, beinhaltet das Konfidenzintervall 61.27 % aller Ergebniswerte, liefert also eine verbesserte Ergebnisgüte. Unter der Annahme einer hinreichend großen Stichprobenanzahl lässt ein Konfidenzintervall von 1σ der in Kapitel 5 vorgestellten Versuchsreihen den Ausblick auf einen genauen Ergebniswert einer Messreihe zu (vgl. Abbildung 5.14).

In der Praxis befinden sich bei fünf Einzelmessungen nur vergleichsweise wenig Messwerte in diesem Intervall. Dennoch liefert diese Abschätzung mit einer Wahrscheinlichkeit von 34.1 % einen belastbaren Ergebniswert, der sich mit jedem weiteren, gleichartigen Versuch gemäß Abbildung 4.28 weiter verbessern lässt.

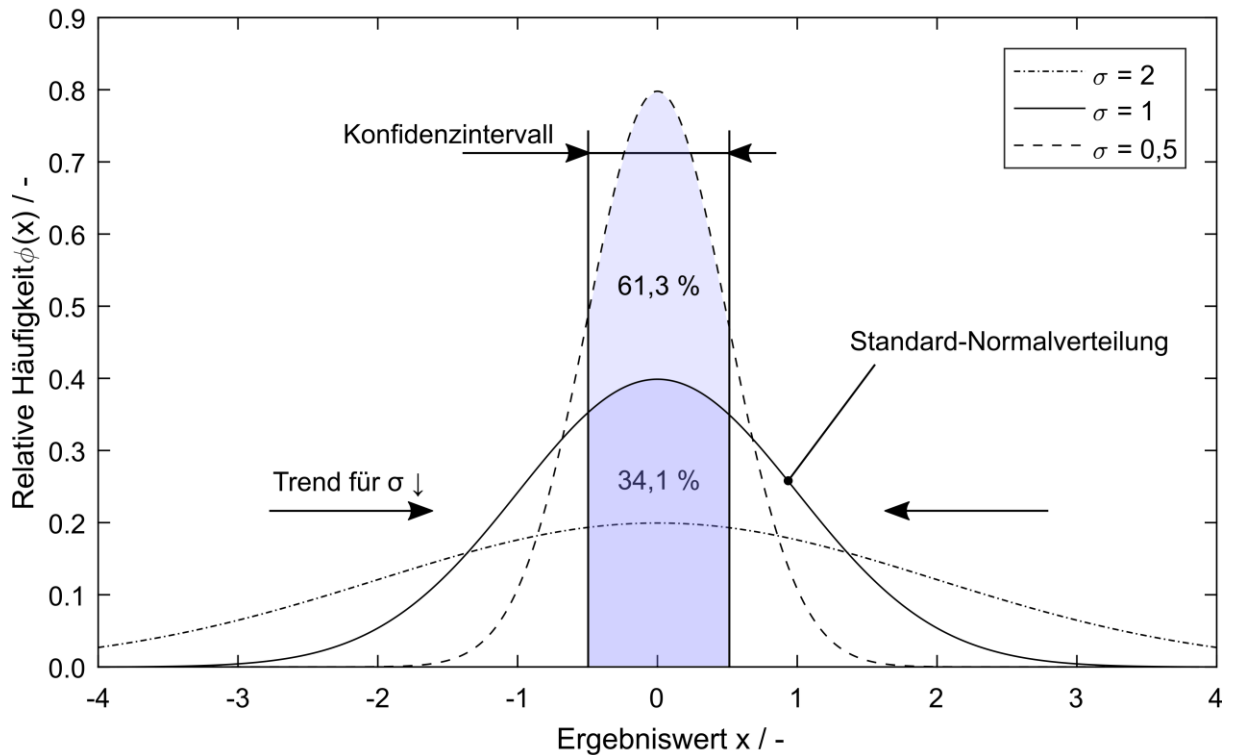


Abbildung 4.28: Normierte Verteilungsdichtefunktion (Normalverteilung) einer Zufallsvariablen im Vergleich zu unterschiedlichen Varianzen mit Werten von $\sigma = 0,5$ und $\sigma = 2$.

4.6 Versuchsanlagen

Schmelzbetrieb und Wärmebehandlung

Die Experimente der vorliegenden Arbeit wurden mit Schmelz- und Wärmebehandlungsöfen, die am Lehrstuhl utg zur Verfügung stehen, durchgeführt. Zum Erschmelzen der Gießlegierungen kam der Kipptiegelofen K4/10 der Fa. Nabertherm GmbH, Lilienthal zum Einsatz. Die Wärmebehandlung der spannungsfreien Referenzproben für das Diffraktionsexperiment wurde in einem Ofen KLS 10/12 der Fa. THERMCONCEPT GmbH, Bremen durchgeführt. Die T6-Wärmebehandlung des Spannungsgitters erfolgte in einem Nabertherm-Ofen N250/A.

Zugprüfmaschine

Für die Ermittlung von Warmzugversuchen steht eine Universalprüfmaschine vom Typ 1484/DUPS-M der Firma Zwick GmbH & Co. KG, Ulm zur Verfügung. Mit einem Hochtemperaturofen vom Typ HTO-08 der Firma Maytec Mess- und Regeltechnik GmbH, Singen sind Warmzugversuche von 200°C bis 900°C möglich. Für die Durchführung der Versuche nach DIN EN ISO 6892-1:2009-12 und DIN EN ISO 6892-2:2011-05 sei auf die Arbeit von Matthias

Reihle verwiesen (Reihle 2016). Die Rohdaten der von ihm erhobenen Fließkurven für die Legierung AlSi9Cu3(Fe) (Reihle 2016) bilden die Grundlage für das Materialmodell der Simulation in Kapitel 4.3.

Probenpräparation und Mikroskopie

Zur Probenpräparation stehen am Lehrstuhl Geräte der Firma ATM GmbH, Mammelzen zur Verfügung. Ein Trennjäger Brillant 220 dient der präzisen Schnittführung für die Herstellung von Proben für die anschließende Vorbereitung zur Metallographie mit Hilfe eines Schleifgeräts Saphir 560 mit Schleif- und Polierkopf Rubin 520 bis zu einer Körnung von $3\ \mu\text{m}$. Für lichtmikroskopische Aufnahmen wurde ein Auflichtmikroskop Axioplan 2 mit der Digitalkamera AxioCam MRc5 der Fa. Carl Zeiss AG, Oberkochen verwendet.

Eigenspannungsermittlung

Das Bohrlochgerät MTS3000-Restan der Fa. SINT Technology srl, Calenzano, Italien ist ein automatisches System für die Messung von Eigenspannungen mit Hilfe der Bohrlochmethode nach Kapitel 2.4.2. Zur Aufnahme von Dehnungen dienen ein Spider8-Messverstärker und DMS-Bohrlochrosetten K-CRY6 der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik (HBM), Darmstadt.

Für die Zerlegemethode wurden ein Messverstärker QuantumX MX840B mit Viertelbrückenschaltung und Linear-DMS vom Typ K-CLY4 der Fa. HBM eingesetzt.

FBG-Messsystem

Für die Erfassung der FBG-Spektren kam ein Messsystem von National Instruments Germany GmbH, München zum Einsatz. Dieses umfasst einen NI-PXIE-1073-Controller mit Interrogator NI PXIE-4844 und einer Temperaturmesskarte NI PXIE-4302. Der Interrogator wurde von der Fa. Micron Optics, Inc., Atlanta hergestellt und stellt einen Wellenlängenbereich von $50\ \text{nm}$ bereit.

Die verwendeten, optischen Sensoren sind in SMF-28-Glasfasern der Fa. Corning Incorporated, Corning eingraviert, wie sie standardmäßig für die Datenübertragung verwendet werden. Das Typ II-Gitter wurde von der Fa. FemtoFiberTec GmbH, Goslar mittels Femtosekunden-gepulstem Laser eingebracht.

Dilatometrie

Die Messung der Wärmedehnung der Gießwerkstoffe nach Kapitel 4.2.3 wurde mit Hilfe eines Dilatometers DIL 805A der Firma TA Instruments, New Castle, USA durchgeführt.

5 Ergebnisdarstellung und -diskussion

5.1 Temperaturbedingte Werkstoffdehnungen

Für die In situ-Versuche zur Dehnungsmessung während des Eingießens, über die Erstarrung und Abkühlung hinweg, wurden FBG mit Femtosekunden-Gittern in drei verschiedene Aluminiumschmelzen eingegossen. Die Hauptversuchsreihe mit der Legierung AlSi9Cu3(Fe) umfasst Versuche mit unterschiedlichen Geometrien, Faserausrichtungen und Formstoffen zur gezielten Behinderung der Gussteilschwindung. Die resultierenden Dehnungsverläufe wurden - wo nötig - unter Berücksichtigung der Unsicherheit linear bis 20°C extrapoliert. Der Wert bei Raumtemperatur dient zur Berechnung von Bauteilspannungen infolge Schwindungsbehinderung.

5.1.1 Thermische Faserdehnung

Zur Bereinigung der FBG-Messungen um die Anteile der Wärmedehnung der Glasfaser, wurde $\frac{\Delta\lambda_{B,th}}{\lambda_{B,0}}$ im Gießversuch als Funktion der Temperatur gemessen. Dazu befindet sich ein FBG gekapselt in einer Stahlkapillare anstatt frei im Aluminium. Der Messaufbau erfolgt nach Lindner et al., analog zu Abbildung 4.1 a) (Lindner et al. 2018). Das Ergebnis aus drei Versuchen ist in Abbildung 5.1 gezeigt. Für die Approximation werden ausschließlich Datenpunkte der Abkühlphase verwendet. Sie verläuft zwischen der Maximaltemperatur und 578°C schneller, was sich bei temperaturabhängiger Darstellung in einer geringeren Punktedichte äußert. Der Verlauf der Datenpunkte ist durch ein Polynom vierten Grades der Form

$$f(x) = p_1x^4 + p_2x^3 + p_3x^2 + p_4x + p_5 \quad \text{Gleichung 5.1}$$

angenähert. Die zugehörigen Koeffizienten sind in Tabelle 5.1 angegeben. Das Polynom besitzt Gültigkeit zwischen der maximalen Schmelzetemperatur von 680°C in der Gießform und Raumtemperatur.

Die Abweichung der Messdaten von der Ruhewellenlänge 1550 nm bei Raumtemperatur liegt in einer Drift der Sensoren bei Temperatureinwirkung begründet. Diese Drift ist mit dem Fehlerwert der Approximation berücksichtigt, welcher mit dem RMSE zu 0.1224 nm berechnet wurde. Der sich daraus ergebende, relative Messfehler durch die Sensordrift ist mit unter 0.1 % vernachlässigbar klein und wird bei den folgenden Messungen nicht weiter berücksichtigt.

Folglich ergibt sich durch die Bereinigung thermischer Dehnungsanteile der Glasfaser nach Gleichung 2.29 für die Dehnungen im Gussteil:

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_{B,0}} = k \cdot \varepsilon_Z \quad \text{Gleichung 5.2}$$

Die resultierende, relative Verschiebung der Bragg-Wellenlänge $\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_{B,0}}$ wird im Folgenden vereinfachend mit $\frac{\Delta\lambda}{\lambda}$ bezeichnet.

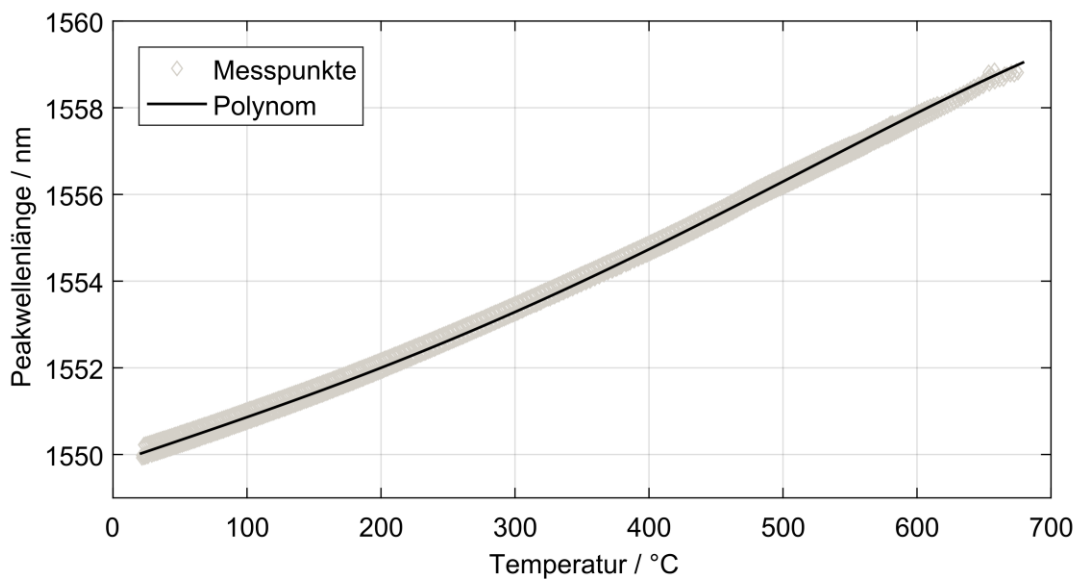


Abbildung 5.1: Gemessene Peakwellenlängen im Gießversuch mit drei dehnungsentkoppelten FBG. Die Datenpunkte sind durch ein Polynom vierten Grades approximiert. Die Drift der Sensoren ist mit dem RMSE quantifiziert und mit einem resultierenden, relativen Messfehler von unter 0.1 % vernachlässigbar klein.

Tabelle 5.1: Koeffizienten des Polynoms vierten Grades für die Approximation der Wellenlängenverschiebung von FBG im Guss infolge Wärmedehnung der Glasfaser.

Koeffizient	Wert
p_1	$-2.295e-11 \frac{\text{nm}^4}{\text{K}^4}$
p_2	$2.493e-08 \frac{\text{nm}^3}{\text{K}^3}$
p_3	$-1.831e-06 \frac{\text{nm}^2}{\text{K}^2}$
p_4	$0.01054 \frac{\text{nm}}{\text{K}}$
p_5	1550 nm
RMSE	0.1224 nm

5.1.2 Abkühlbedingungen der Gießversuche

Während der Gießversuche wurden zeitgleich mit den Dehnungen auch die Temperaturen aufgezeichnet. Im Fall der Zylinderkopfgeometrie resultieren die gezeigten Temperaturverläufe aus linear auf die Positionen der FBG interpolierten Messungen. Für jede Versuchsvariante ist jeweils eine repräsentative Messung gezeigt, für den Zylinderkopf alle drei Messungen aus einem Gießversuch. Der Fokus liegt auf dem Vergleich der unterschiedlichen Abkühlbedingungen insbesondere zwischen den Varianten mit und ohne Stahl als Formstoff bzw. Kontureinsatz. Hierzu sind jeweils die zeitaufgelösten Temperaturverläufe für die Legierung AlSi9Cu3(Fe) gezeigt.

Abbildung 5.2 zeigt die Abkühlung des Gusses in der Zugstabform. Die Abkühlung in der Kokille hebt sich durch den höheren Temperaturgradienten von den Sandformen ab. Im Vergleich der Sandformen zeigt die Ölsandform die höhere Abkühlrate. Das bedeutet, dass der Guss im furanharzgebundenen Sand die längste Abkühldauer besitzt. Darüber hinaus sind die durch die Erstarrungsreaktionen hervorgerufenen Haltetemperaturen in den Sandformen gut sichtbar. Durch die schlagartige Abkühlung in der nicht vorgewärmten Kokille laufen die Erstarrungsreaktionen in deutlich kürzeren Zeiten ab.

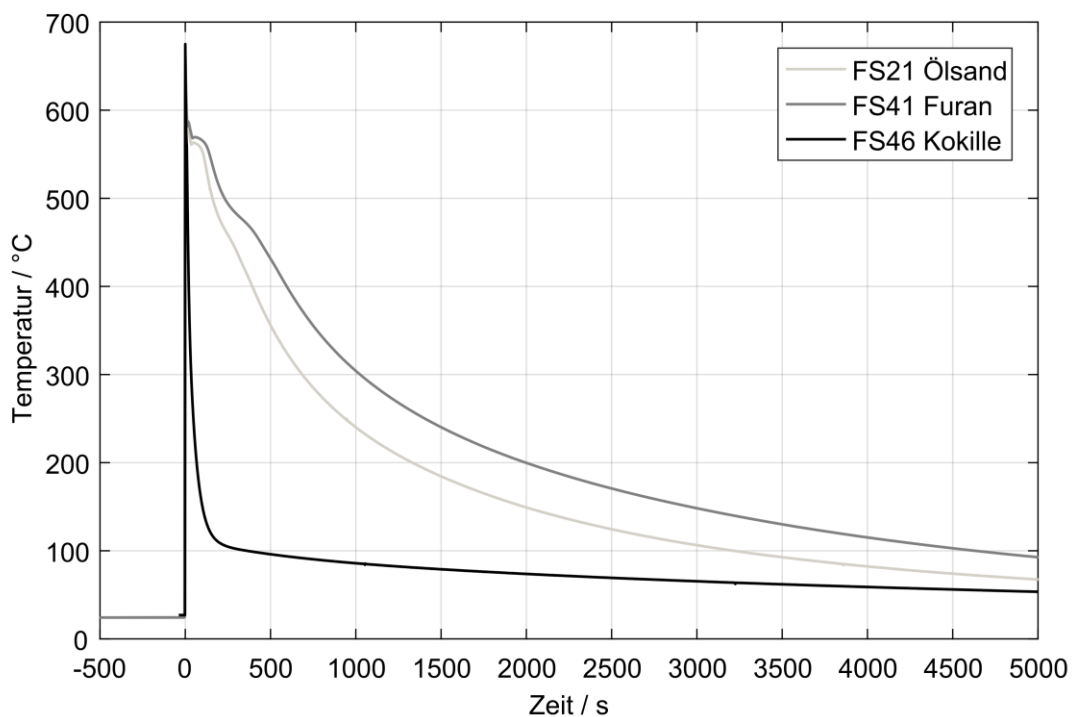


Abbildung 5.2: Repräsentative Abkühlkurven aus dem Abguss von AlSi9Cu3(Fe) in Zugstabformen aus den Formstoffen Ölsand, furanharzgebundener Sand und Stahl. Die unterschiedlichen Abkühlbedingungen zeigen sich in den Temperaturgradienten kurz nach dem Abguss.

Die Abkühlbedingungen während des Gusses der Spannungsgittergeometrie sind in Abbildung 5.3 gezeigt. Vergleichend sind hier repräsentative Messungen aus der Ölsandform ohne Kerne, mit furanharzgebundenen Sandkernen und mit Kontureinsätzen aus Stahl dargestellt. Hier besitzt wieder die Form mit den formgebenden Teilen aus Stahl die vorerst höchste Abkühlrate, gefolgt von einer Rückerwärmung im Temperaturintervall zwischen 300°C und 400°C: Diese Rückerwärmung wird durch den Mittelteil der Geometrie hervorgerufen, der durch sein Volumen eine größere Wärmekapazität als die Randbereiche besitzt. Dies führt durch die gute Wärmeleitung des Kontureinsatzes zu einer Rückerwärmung des bereits kühleren Randbereichs. Bei Zeiten über 2000 s gleichen sich die Abkühlbedingungen trotz unterschiedlicher Kontureinsätze durch den umgebenden Ölsand auf ein einheitliches Niveau an.

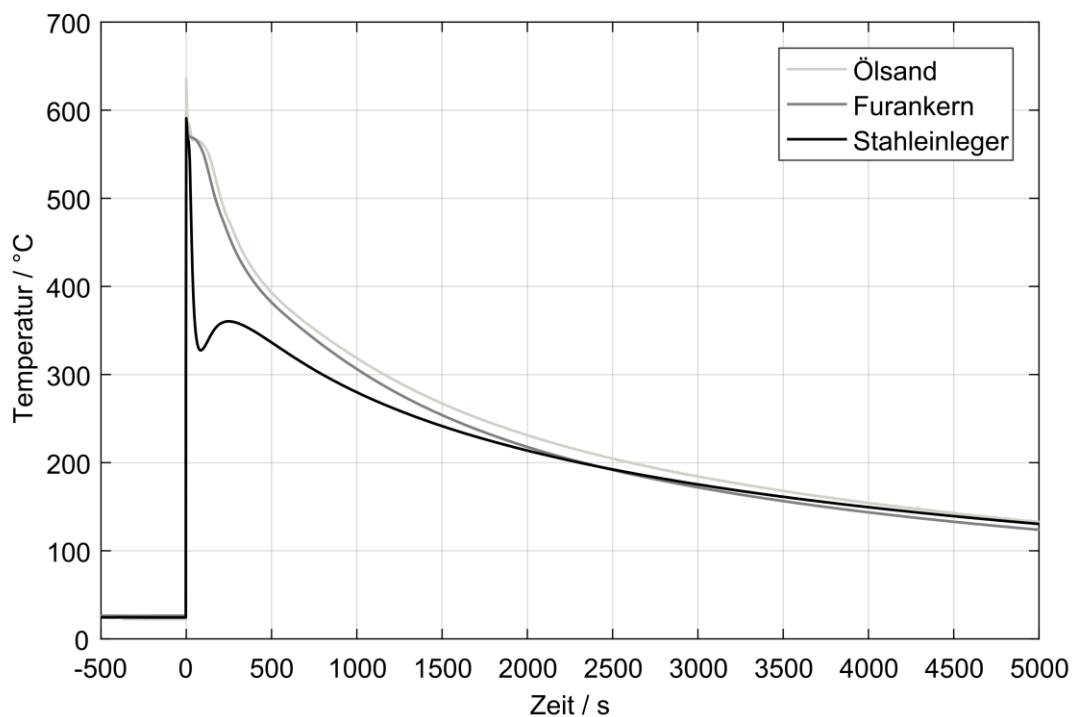


Abbildung 5.3: Repräsentative Abkühlkurven aus der Ölsandform des Spannungsgitters im Vergleich zu den Ölsandformen mit Kernen aus furanharzgebundenem Sand und Kontureinsätzen aus Stahl.

Die Temperaturmessungen aus dem Abguss des Zylinderkopfes zeigt Abbildung 5.4. Die Messungen erfolgten in einem Abguss jeweils in der Mitte eines Brennraums. Durch das hohe Gussteilgewicht verbleiben die Temperaturen länger bei den charakteristischen Haltepunkten der Legierung als in den kleineren Versuchsgeometrien.

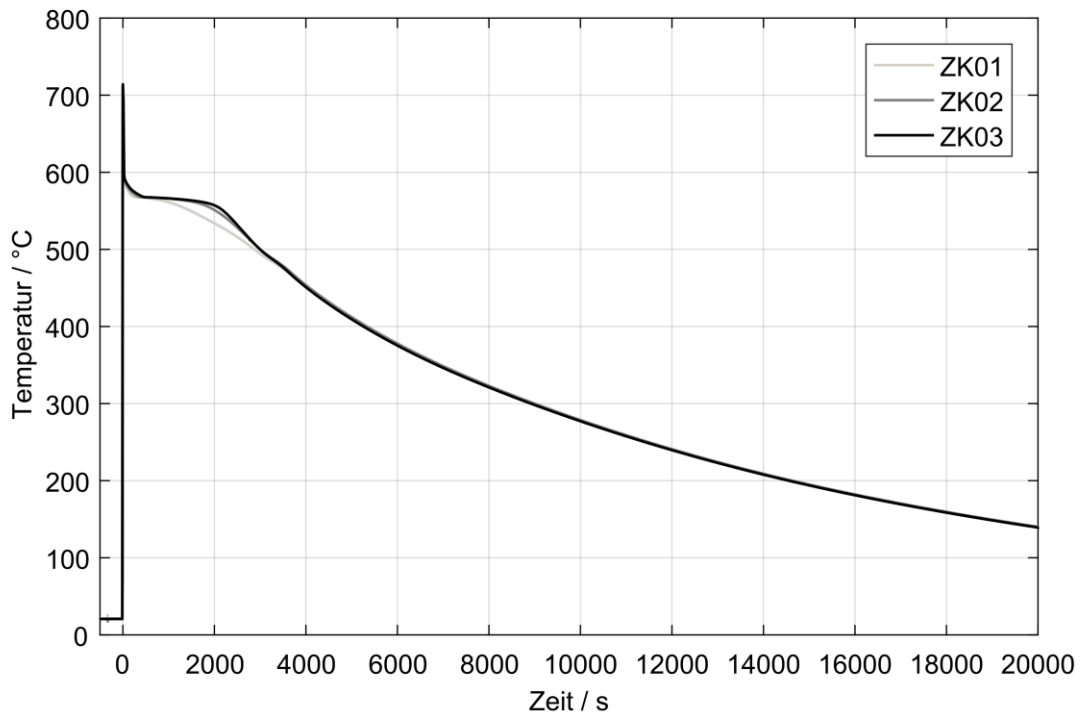


Abbildung 5.4: Ergebnis der Temperaturmessung an drei Positionen im Zylinderkopf. Messposition 1 nahe am Rand der Gussform hebt sich mit einer etwas kälteren Temperatur von den beiden zentraler gelegenen Positionen 2 und 3 ab.

Durch die örtliche Nähe der paarweise neben den FBG positionierten Thermolemente in der Gussform des Zylinderkopfes sind die Abweichungen zueinander vernachlässigbar klein. Im Gegensatz dazu werden die Temperaturen in den Gussformen der Zugstabrohlinge und der Spannungsgitter unter Ausnutzung der Symmetrie in den der Dehnungsmessung gegenüberliegenden Bereichen gemessen. Die Annahme, dass die Symmetrie über die Bauteilmitte zuverlässige Temperaturdaten für das FBG liefert, ist gerade bei hohen Temperaturen zu prüfen. Hierzu zeigt Abbildung 5.5 den Vergleich zweier Messungen in der Zugstabgeometrie für a) den Sand- und b) den Kokillenguss. Hierfür befindet sich an der Messstelle des FBG ein zweites Thermolement. Die Messdaten aus jeweils einem Abguss sind in Residuendarstellung gegeneinander aufgetragen. Die Nulllinie entspricht daher dem Idealfall exakt gleicher Temperaturmessungen beider Thermolemente.

Für den Sandguss ergibt sich für beide Seiten die jeweils gleiche Temperatur. Die maximale Abweichung der Messungen liegt zu jeder Zeit unter 1.5°C und damit innerhalb der Messgenauigkeit der verwendeten Thermolemente. Beim Abguss in die Kokille ergibt sich, beginnend mit der Eutektischen Reaktion, eine Differenz zwischen den Thermolementen, die im Maximum 80°C erreicht. Dies ist auf die schlagartige Abkühlung der Schmelze im Gießversuch

zurückzuführen, die durch Inhomogenitäten beim Schlichteauftrag und durch Unregelmäßigkeiten bei der Formfüllung zu unterschiedlichen Temperaturmessungen führt. Verstärkt wird die Temperaturdifferenz durch unterschiedlich hoch mit Schmelze gefüllte Speiser (vgl. Abbildung 5.39). Ein Angleichen der Temperaturen ist erst wieder unter 150°C gegeben, wenn die Stahkokille und damit das Gussteil homogen durcherwärmt sind. Unter dieser Temperatur - insbesondere bei Raumtemperatur - ist die Temperaturmessung in den Gießversuchen mit FBG wieder als zuverlässig anzusehen. Im Bereich der maximalen Temperaturdifferenz ist damit eine Unsicherheit in der Dehnungsermittlung von $2000 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ zu erwarten.

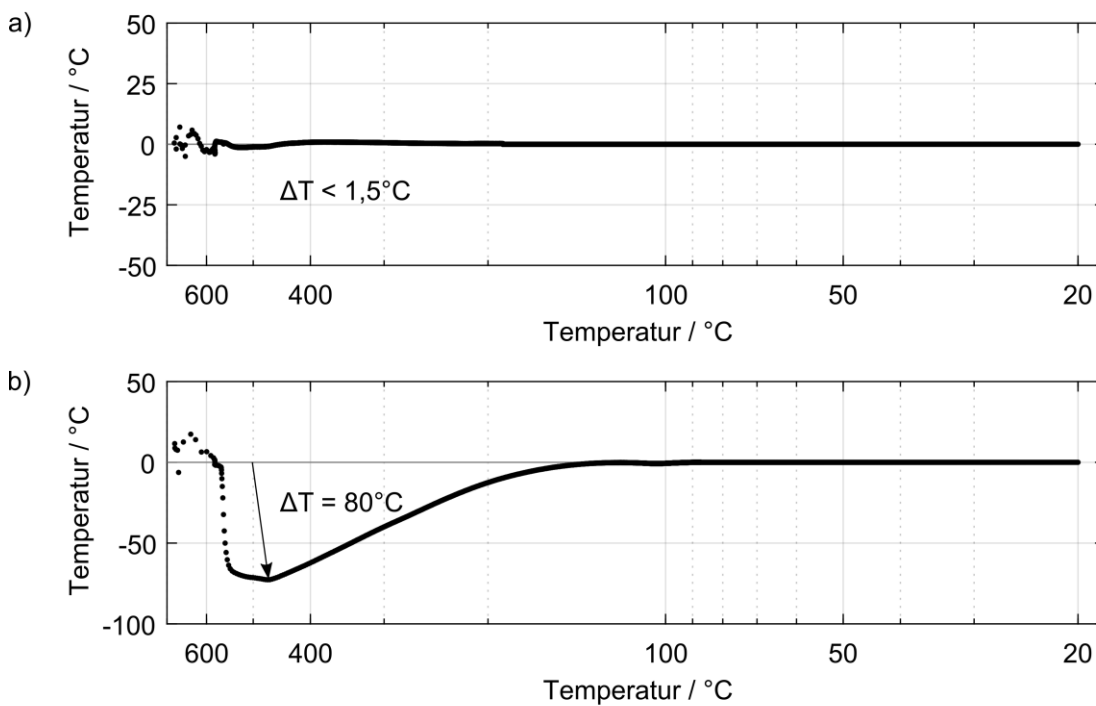


Abbildung 5.5: Vergleich zweier Temperaturmessungen über die Bauteilsymmetrie der Zugstabform für a) den Sandguss und b) den Kokillenguss in Residuendarstellung. Die Temperaturabweichung im Sandguss ist kleiner als die Messgenauigkeit der verwendeten Thermoelemente. Die Temperaturen im Kokillenguss gleichen sich für Temperaturen unter 150°C einander an.

5.1.3 Wärmedehnung der verwendeten Gießlegierungen

In drei zeitlich aufeinanderfolgenden Durchläufen wird eine Probe pro Legierung und Abkühlrate im Dilatometrieversuch auf ihr Dehnungsverhalten während der Abkühlung hin untersucht. Dabei beginnt jeder Durchlauf ohne ein Umspannen der Probe, sobald die Endtemperatur von 100°C erreicht ist. Jeder Durchlauf startet bei der gleichen Temperatur. Die Unterschiede der einzelnen Durchläufe sind in Abbildung 5.6 bezogen auf den ersten Durchlauf, der entsprechend das Nullniveau angibt, aufgezeigt. Der zweite Durchlauf zeigt eine Verschiebung des globalen Dehnungswertes um rund $-200 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ und eine vom ersten Durchlauf verschiedene Dehnungsentwicklung bei der Ausscheidung von Al_2Cu . Dieser Trend setzt sich auch beim dritten Durchlauf mit einer globalen Verschiebung der Dehnung von $-400 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ fort.

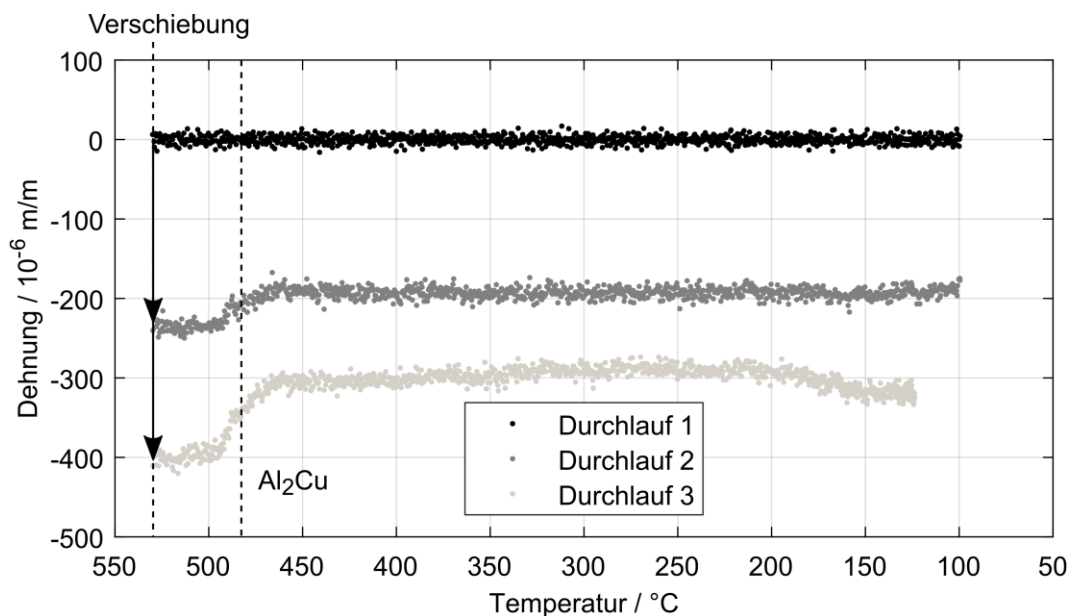


Abbildung 5.6: Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus AlSi9Cu3(Fe) , referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls.

Auch bei den beiden Gießwerkstoffen AlSi9 und Al99.5 ist eine Veränderung im Dehnungsverhalten nach dem ersten Durchlauf zu beobachten, vgl. Abbildung 7.8 und Abbildung 7.9 im Anhang. Deshalb fließt jeweils nur der erste Wärmedehnungsverlauf in die Bereinigung der FBG-Messungen nach Gleichung 4.4 ein, um eine Verfälschung bei der Berechnung elastischer Dehnungen zu verhindern, die aus einer Mittelung der Messwerte aller Durchläufe durch ein Polynom entstehen würde. Dies geschieht unter der Annahme, dass sich die Dilatometrieprobe beim ersten Durchlauf im Gusszustand befindet, also die gleiche Dehnungscharakteristik aufweist wie das Aluminium im Gießversuch mit FBG.

Eine Gegenüberstellung der makroskopischen Wärmedehnungen aus den jeweils ersten Durchläufen der Dilatometrie zeigt *Abbildung 5.7*. Alle Messungen wurden bei einer Temperatur knapp unter Liquidus begonnen und die Proben einer definierten Abkühlung von 0.6 K/S unterzogen. Um eine Anwendung auf einen Temperaturbereich von 20°C bis 600°C für die Gießversuche zu ermöglichen, sind die Kurven linear extrapoliert. Eine anschließende Approximation der Datenpunkte mit Polynomen 4. bzw. 5. Grades macht die Messungen für weitere mathematische Operationen nach Kapitel 4.5 nutzbar. Der Nullabgleich der Dehnungswerte bei Raumtemperatur dient in dieser Darstellung dem direkten Vergleich der Wärmedehnungen der Legierungen.

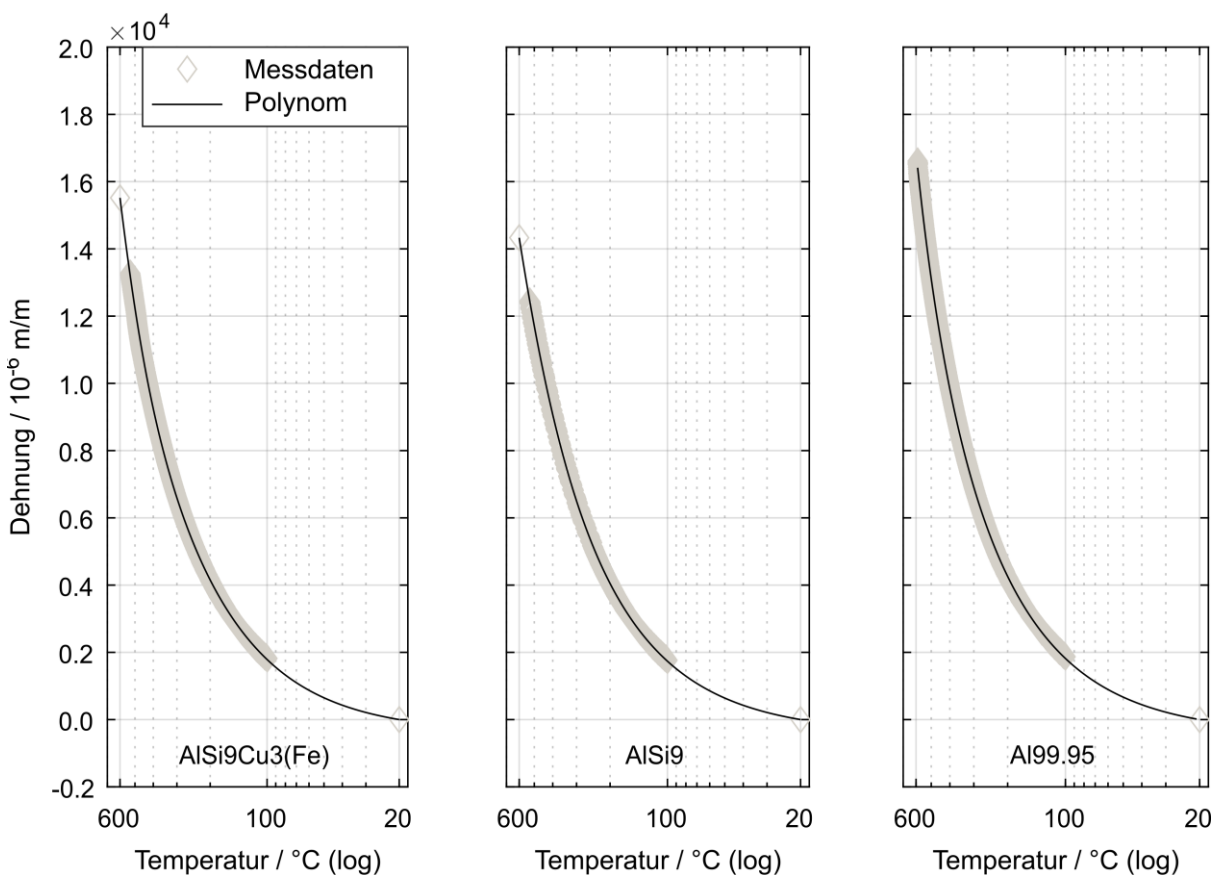


Abbildung 5.7: Makroskopische Wärmedehnung der Legierungen AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und Al99.5 im Gusszustand. Die lineare Extrapolation der Messkurven dient der mathematischen Anwendung der Wärmedehnungs-Modelle für das gesamte Temperaturintervall der Gießversuche. (Heilmeier et al. 2020).

Die Unterschiede in den makroskopischen Dehnungsverläufen der Legierungen während der Abkühlung sind in *Abbildung 5.8* verdeutlicht. Hierzu dient die Messkurve des Reinaluminiums als Referenz (Nulllinie). Eine Bereinigung der Messkurven von AlSi9Cu3(Fe) und AlSi9 um die Wärmedehnung des Reinaluminiums zeigt den Einfluss der Legierungselemente Si und

Cu auf die Dehnungsentwicklung. Die Fehlerbalken der Kurven werden durch die RMSE der jeweiligen Approximation bestimmt und sind in Tabelle 5.2 angegeben.

Silizium als Legierungselement bewirkt eine verminderte Wärmedehnung bei Temperaturen über 200°C. Dies äußert sich durch den im Vergleich zur Al-Referenzkurve negativen Dehnungsverlauf. Die Zugabe von Kupfer in die Legierung bewirkt eine Umkehrung dieser Veränderung in der Dehnungsentwicklung. Nach einem Umwandlungspunkt bei knapp über 200°C, der eine endogene Reaktion im Festkörper kennzeichnet (Piątkowski et al. 2016), kehrt sich die im Vergleich zum Reinaluminium vergrößerte Wärmedehnung um, sodass die resultierende Wärmedehnung über das Temperaturintervall wieder der des Reinaluminiums entspricht. Der Umwandlungspunkt bei 500°C kennzeichnet nach Tabelle 4.2 die Ausscheidung kupferreicher Phasen aus dem α -Mischkristall.

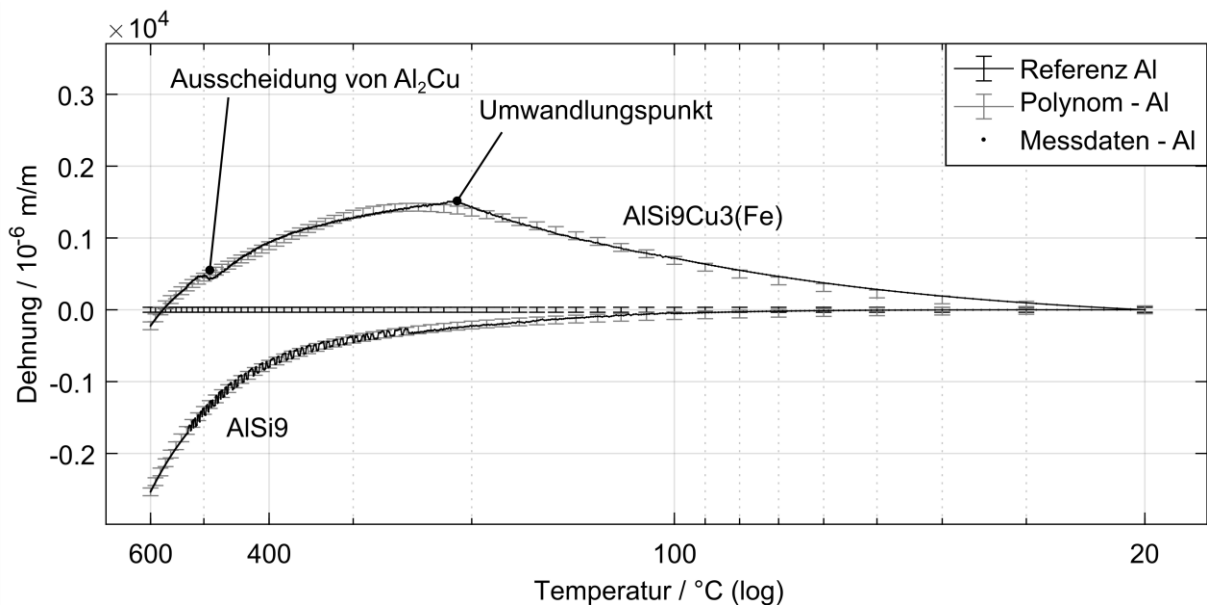


Abbildung 5.8: Darstellung der Dilatometriemessungen von AlSi9Cu3(Fe) und AlSi9 in Relation zu Al99.5. In dieser Darstellung sind die Einflüsse von Si und Cu sowie die Umwandlungen im Festkörper aus AlSi9Cu3(Fe) auf die Wärmedehnung sichtbar.

Abbildung 5.9 zeigt einen Vergleich der phasenspezifischen, mikroskopischen Dehnungsentwicklungen für den Al(311)- und den Si(331)-Reflex aller Legierungen aus dem Diffraktionsexperiment. Die Messungen beziehen sich jeweils auf den Gitterebenenabstand d_0 der spannungsarmgeglühten Referenzproben. Die Messkurven sind ebenfalls linear extrapoliert und, wie in Tabelle 5.2 angegeben, durch Polynome 4. beziehungsweise 5. Grades approximiert. Technisch reines Aluminium besitzt mit einem Siliziumgehalt von unter 0.5 % keinen Si(331)-Reflex. Die Abweichung der Messkurven zum dehnungsfreien Zustand bei Raumtemperatur

liegt in der d_0 -Referenz begründet. Sie dient als absoluter Bezugspunkt für alle Vergleiche und mathematischen Operationen, weshalb ein gesonderter Nullabgleich nicht vonnöten ist.

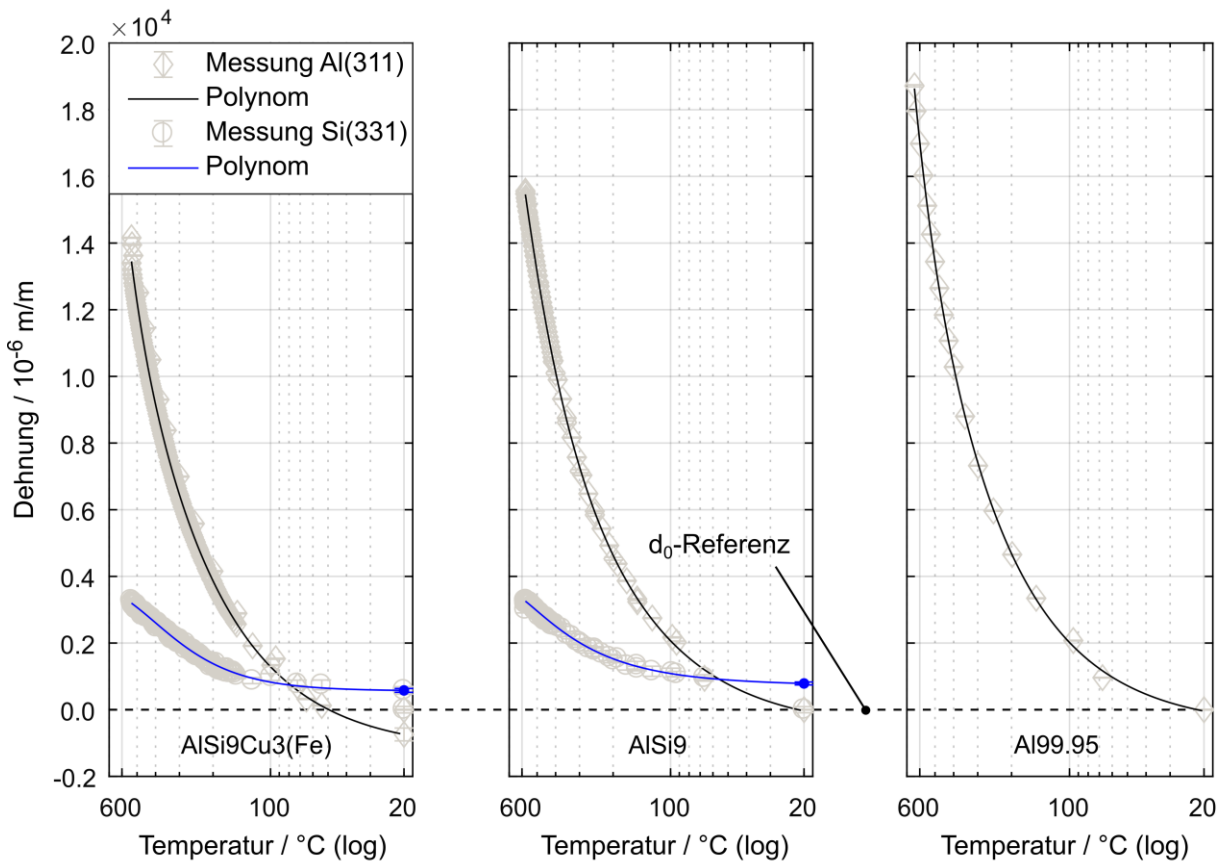


Abbildung 5.9: Phasenspezifische Wärmedehnungen aus dem Diffraktionsexperiment nach Kapitel 4.2.3. Gezeigt sind die Dehnungsverläufe für die Al(311)- und Si(331)-Reflexe in Abhängigkeit der Temperatur. (Heilmeier et al. 2020).

Tabelle 5.2: Ergebnis der Annäherung der einzelnen Dilatometrieverläufe durch Polynome vierter bzw. fünfter Ordnung und die daraus resultierenden RMSE-Werte als Unsicherheit für die Fehlerrechnung.

Parameter	AlSi9Cu3(Fe)	AlSi9	Al99.5
Polynom makro	5. Grad	4. Grad	4. Grad
RMSE makro / 10^{-6} m/m	38.10	41.30	34.50
Polynom Al(311)	5. Grad	4. Grad	4. Grad
RMSE Al(311) / 10^{-6} m/m	193.1	57.63	82.87
Polynom Si(331)	4. Grad	4. Grad	-
RMSE Si(331) / 10^{-6} m/m	57.41	43.80	-

5.2 Auswertemethoden zur Ermittlung elastischer Gussteildehnungen

Die zeitgleich mit zwei unabhängigen Messmethoden ermittelten Dehnungsverläufe der Al(311)-, Si(331)-Reflexe und der FBG-Messungen werden im Folgenden verglichen und ein Auswerteverfahren zur Messung elastischer Dehnungen mittels FBG vorgeschlagen. Dieses basiert auf der Bereinigung der Wärmedehnung, der Kalibrierung der FBG-Messungen und der anschließenden Anwendung auf die Messdaten aus den Gießversuchen.

5.2.1 Bereinigung der Wärmedehnung

Zur Bewertung der im Gussteil auftretenden Dehnungsreaktionen werden die Approximationen der Wärmedehnungen dazu verwendet, die Messdaten des jeweiligen Gusswerkstoffes zu bereinigen. Hierzu zeigt Abbildung 5.10 a) sowohl die In situ-Dehnungsmessung einer AlSi9Cu3(Fe)-Probe aus dem Diffraktionsexperiment, als auch die phasenspezifische Wärmedehnung, die in beiden Fällen anhand des Dehnungszustands der Al(311)-Reflexe im Gefüge der Legierung ermittelt wurden.

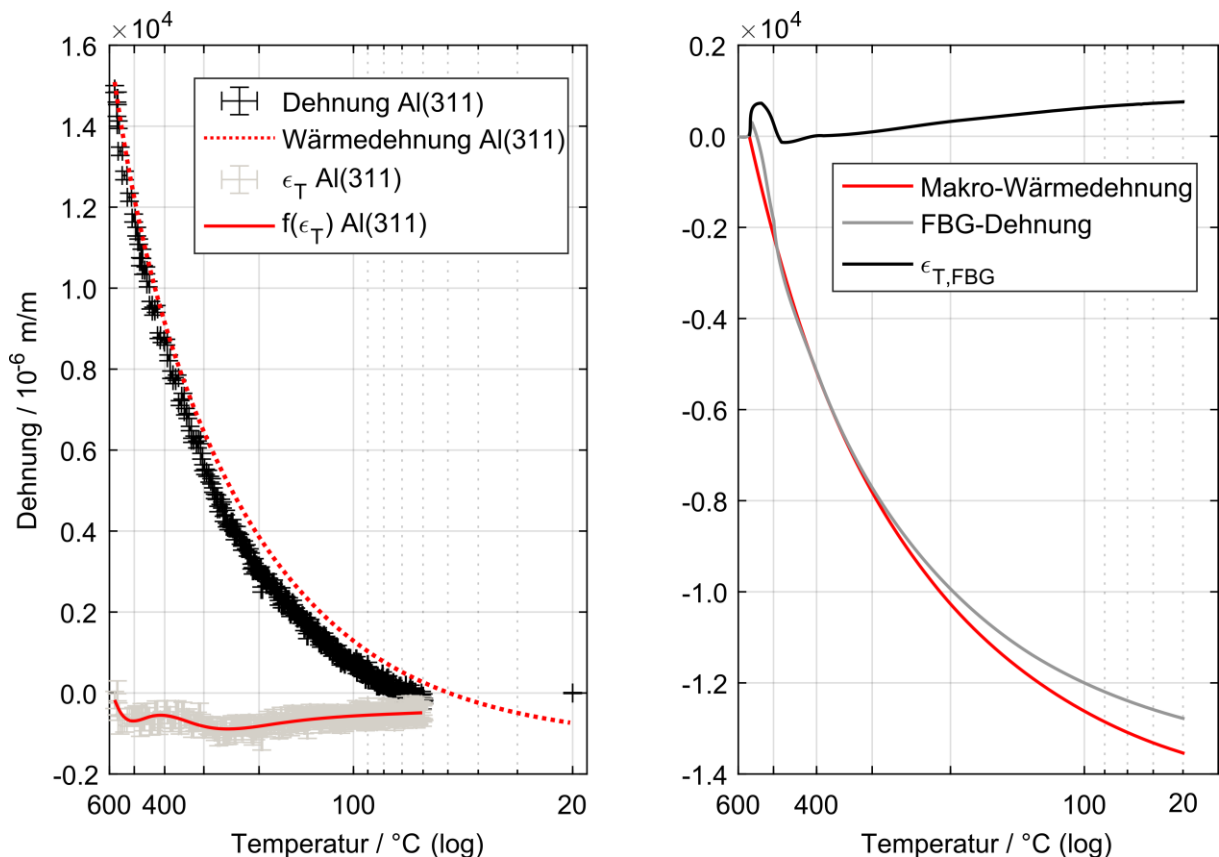


Abbildung 5.10: Grafische Repräsentation der Temperaturbereinigung der a) phasenspezifischen Dehnungen und b) mittels FBG gemessenen Dehnungen nach Gleichung 4.4. (Heilmeier et al. 2020).

Die Daten beziehen sich auf die Messung des Referenz-Gitterebenenabstands d_0 der spannungsfreien Aluminiumproben. Der sich nach Bereinigung der Wärmedehnung ergebende Verlauf elastischer Dehnungen $f(\varepsilon_T)$ über die Temperatur dient der Kalibrierung der Dehnungsmessungen mittels FBG, vgl. Abbildung 5.12.

Der in Abbildung 5.10 b) dargestellte Dehnungsverlauf repräsentiert eine mittels FBG gemessene Dehnungsentwicklung im Gussteil. Da für diese Messungen kein Absolutwert für den spannungsfreien Fall existiert, werden die Berechnungen für die Kalibrierung auf den definitionsgemäß dehnungsfreien Zustand der Probe in der flüssigen Phase vor der Eutektischen Reaktion bezogen. Nach Bereinigung der Wärmedehnung resultiert aus den Messungen der unkalibrierte Dehnungsverlauf $\varepsilon_{T,FBG}$ des FBG im Guss über der Temperatur unter Annahme des k-Faktors der freien Faser.

5.2.2 Kalibrierung mit Hilfe der Neutronendiffraktometrie

Die mittels Diffraktometrie nach Kapitel 4.4.1 erhobenen Dehnungsverläufe der Al(311)-, Si(331)-Reflexe und der FBG-Messungen sind in Abbildung 5.11 für jeweils eine Probe pro Legierung dargestellt. Die Dehnungsverläufe ε_T in *Mikrometer pro Meter* (10^{-6} m/m) über der gemessenen Temperatur sind mit Polynomen achten Grades (entspricht $f(\varepsilon_T)$) angenähert. Die Dehnungswerte bis Raumtemperatur sind ausgehend von 150°C linear extrapoliert. Die Fehlerwerte enthalten die Fehler aus der Auswertung der Diffraktogramme, die Fehler der Approximation der Wärmedehnungen und die Fehler aus der d_0 -Referenzmessung. Sie wurden mit Hilfe von Gleichung 4.5 berechnet und anschließend für eine Fehlerbewertung (vgl. Kapitel 6.3) der kalibrierten FBG-Messung herangezogen.

Alle Dehnungsverläufe zeigen bei Raumtemperatur Werte im Druckbereich (negatives Vorzeichen), was auf die Schwindungsbehinderung durch die Gussform zurückzuführen ist. Die Dehnungswerte für Al(311) und Si(331) zeigen betragsmäßige Unterschiede durch mikroskopische, interkristalline Spannungen zwischen α -Mischkristall und Eutektikum. Diese werden durch die Unterschiede in der Wärmedehnung der Phasen (vgl. Abbildung 5.9) hervorgerufen. Die Dehnungsentwicklung im Temperaturintervall zwischen 400°C und Raumtemperatur ist ausschließlich durch den Festkörper vorgegeben. Aus diesem Grund dienen die Datenpunkte bei 400°C und 20°C der Entwicklung eines linearen Sensormodells für die Umrechnung der FBG-Messwerte in Dehnungen.

Abbildung 5.11 a) zeigt die Dehnungsmessungen der Legierung AlSi9Cu3(Fe). Der Vergleich der Dehnung von Al(311) und der des bereits kalibrierten FBG zeigt fundamentale Ähnlichkeiten. Beide Messkurven beginnen bei einem dehnungsfreien Zustand in der flüssigen Phase und

zeigen eine Dehnungsentwicklung in den Druckbereich, die im Festkörper einen vergleichbaren Verlauf beschreibt. Die Messung des Si(331)-Reflexes verläuft in einer in den Druckbereich gerichteten Kurve mit einer weitaus größeren Streuung der Messwerte. Die höhere Belichtungsdauer des Neutronendetektors von 120 s, die für eine Erkennung des Si-Reflexes nötig ist, verbreitert zudem das Temperaturintervall der einzelnen Messpunkte, was die Messung gerade bei höheren Temperaturen ungenau macht. Als Resultat ist im gesamten Erstarrungsintervall der Legierung nur ein Messpunkt vorhanden. Das Dehnungsniveau des Siliziumpeaks liegt um einen Faktor 2.7 weiter im Druckbereich als der des Aluminiums. Hier summieren sich die Einflüsse der Schwindungsbehinderung und des Aufschrumpfens des α -Mischkristalls auf das Eutektikum auf.

Die Dehnungsentwicklung des FBG über das Erstarrungsintervall der Legierung weicht von der des Aluminiumkristallits ab. Offensichtlich ist das FBG in der Lage, zusätzlich Dehnungsreaktionen anderer Phasenanteile innerhalb der Legierung zu detektieren, was gesondert in Kapitel 5.5.1 erläutert wird. Nach vollzogener Erstarrung ab 490°C beschreibt das FBG den gleichen Dehnungsverlauf wie der Al(311)-Reflex, weshalb das Intervall von 400°C bis Raumtemperatur zur Kalibrierung herangezogen wird.

Die Dehnungsreaktionen der Legierung AlSi9 sind in Abbildung 5.11 b) dargestellt. Sowohl der Al(311)-Peak, als auch das FBG, zeigen den gleichen, hohen Dehnungsgradienten in den Druckbereich. Dieser ist auf die Abwesenheit von Kupfer in der Legierung zurückzuführen, was Abbildung 5.8 bestätigt. Anschließend verläuft die Dehnung von Al(311) mit einem leichten Rückgang der Druckdehnung in Richtung Raumtemperatur. Die Dehnung des kalibrierten FBG beschreibt einen deutlicher ausgeprägten Rückgang der Dehnungen mit einer Umkehr auf den Enddehnungswert bei Raumtemperatur. Die Dehnungsentwicklung von Si(331) zeigt einen doppelt gekrümmten Verlauf mit einem Rückgang der Druckdehnung bis 450°C und einem anschließenden Wiederaufbau von Druckdehnungen bis zum Gleichgewichtszustand.

Die Dehnungen von Al(311) und FBG in Abbildung 5.11 c) zeigen für Al99.5 ab einer Temperatur von 550°C einen praktisch kongruenten Verlauf. Bei einer Temperatur von über 600°C startet die Messung von Al(311) nicht bei Null. Dies ist auf die Toleranz der Messungen im Diffraktionsexperiment zurückzuführen. Der angegebene Fehler der Messpunkte aus der Diffraktometrie muss als minimale Messunsicherheit angenommen werden, was gerade bei hohen Temperaturen zu hohen Abweichungen vom Erwartungswert führen kann (vgl. Kapitel 6.3).

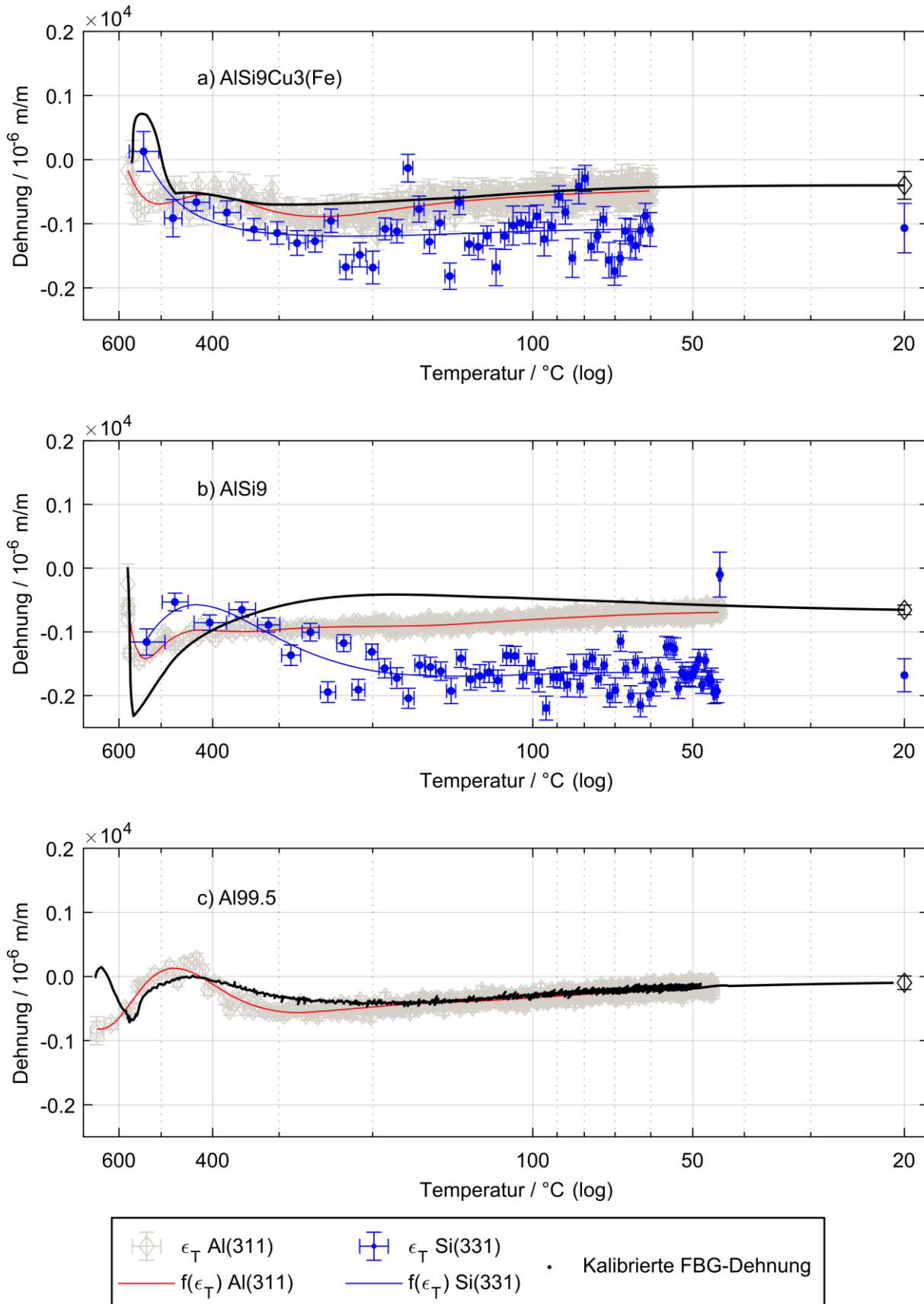


Abbildung 5.11: Vergleich der mittels Diffraktometrie und FBG gemessenen elastischen Dehnungen für die drei Legierungen AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und Al99.5. Die Dehnungen des kalibrierten FBG und des Al(311)-Reflexes zeigen ähnliche Charakteristika (Heilmeyer et al. 2020).

Die Entwicklung des linearen Sensormodells ist am Beispiel der in Abbildung 5.11 a) gezeigten Probe aus AlSi9Cu3(Fe) erläutert. Die Berechnung erfolgt auf Grundlage von Gleichung 2.29:

$$\frac{\Delta\lambda(T)}{\lambda_B} = k \cdot \varepsilon(T)_{\text{Diffraktion}} \quad \text{Gleichung 5.3}$$

Hierbei wird die relative Wellenlängenverschiebung $\frac{\Delta\lambda(T)}{\lambda_B}$ des FBG dem jeweils zugehörigen Messwert $\varepsilon(T)_{\text{Diffraktion}}$ aus der Diffraktometrie bei 400°C und bei Raumtemperatur zugeordnet. Das Vorgehen ist in Abbildung 5.12 erläutert.

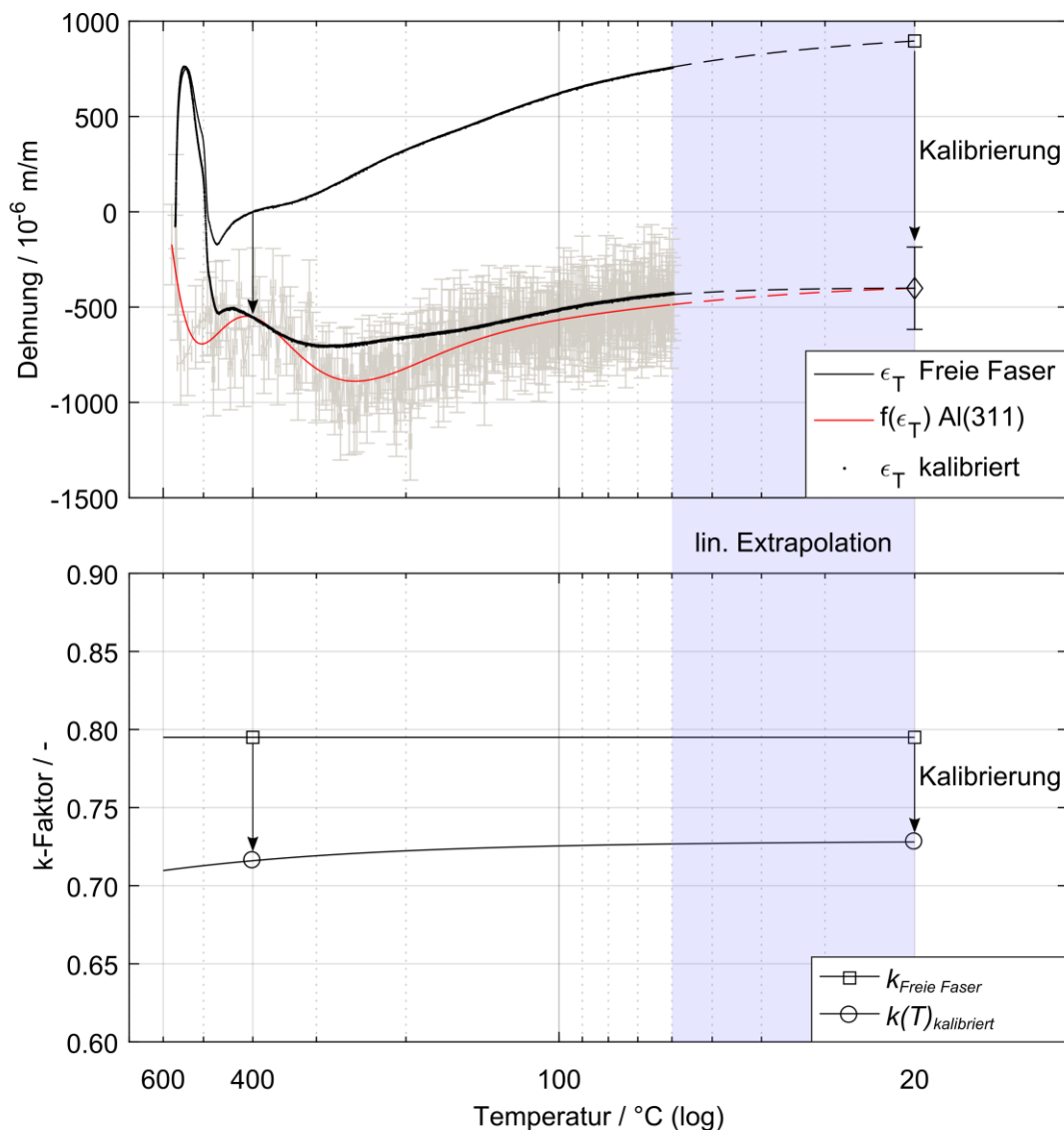


Abbildung 5.12: Vorgehen zur Kalibrierung der FBG-Dehnungsantwort einer Einzelmessung mit der Dehnung des Al(311)-Reflexes. Der k -Faktor wird bei 400°C und 20°C ermittelt und zu einem linearen Sensormodell interpoliert. Die resultierende, temperaturabhängige Kalibrierkurve dient der quantitativen Dehnungsmessung mit Hilfe von FBG. (Heilmeyer et al. 2020).

Tabelle 5.3: Ergebnis der Kalibrierung der Einzelversuche aus dem Diffraktionsexperiment. Die resultierenden Umrechnungsfaktoren sind für jede Legierung gemittelt und die Unsicherheiten mit dem RMSE angegeben. Das Sensormodell ergibt sich aus der linearen Interpolation der Werte bei 400°C und Raumtemperatur. (Heilmeier et al. 2020).

Probe	Legierung	k bei 400°C	k bei 20°C
Freie Faser			0.795 (Jülich et al. 2013)
FS30	AlSi9Cu3(Fe)	0.687	0.709
FS32	AlSi9Cu3(Fe)	0.716	0.728
FS35	AlSi9Cu3(Fe)	0.743	0.732
FS36	AlSi9Cu3(Fe)	0.857	0.774
Mittelwert ±RMSE	AlSi9Cu3(Fe)	0.751 ± 0.0741	0.736 ± 0.0275
FS32	AlSi9	1.23	0.951
FS34	AlSi9	1.39	0.992
Mittelwert ± RMSE	AlSi9	1.31 ± 0.110	0.971 ± 0.0289
FS33	Al	0.614	0.681
FS37	Al	0.681	0.755
Mittelwert ± RMSE	Al	0.648 ± 0.0477	0.718 ± 0.0525

5.2.3 Berechnung elastischer Dehnungen

Das lineare Sensormodell dient der quantitativen Berechnung von Bauteilspannungen aus den in Kapitel 4.1 vorgestellten Gießversuchen. Um das Prinzip zu verdeutlichen, zeigt Abbildung 5.13 eine repräsentative FBG-Messung aus dem Abguss der Zugstabgeometrie in eine furanharzgebundene Sandform mit radial ausgerichteten FBG.

Gezeigt ist der gemessene Verlauf unter Verwendung des k-Faktors der freien Faser, die Wärmedehnung des Gusswerkstoffes und die FBG-Dehnungskurve mit Messunsicherheit der Einzelmessung nach dem Sensormodell aus Kapitel 5.2.2. Für die Ermittlung elastischer Dehnungen werden die Messdaten nach Gleichung 4.4 um die Wärmedehnung bereinigt. Damit ergeben sich für diese Versuchsvariante positive (Zug-) Dehnungen. Als Referenzpunkt für den Nullabgleich der Wärmedehnung dieser und aller weiterer Messungen dient der Nulldurchgang der Dehnungskurve im bzw. nach dem Erstarrungsintervall. Dieser Punkt wird für jeden Einzelversuch separat ermittelt bzw. für die Auswertung in Kapitel 5.3.4 durch den Nulldurchgang des Polynomfits aus allen Messkurven vorgegeben. Die Endwerte bei Raumtemperatur dienen der Spannungsberechnung in Kapitel 5.4.

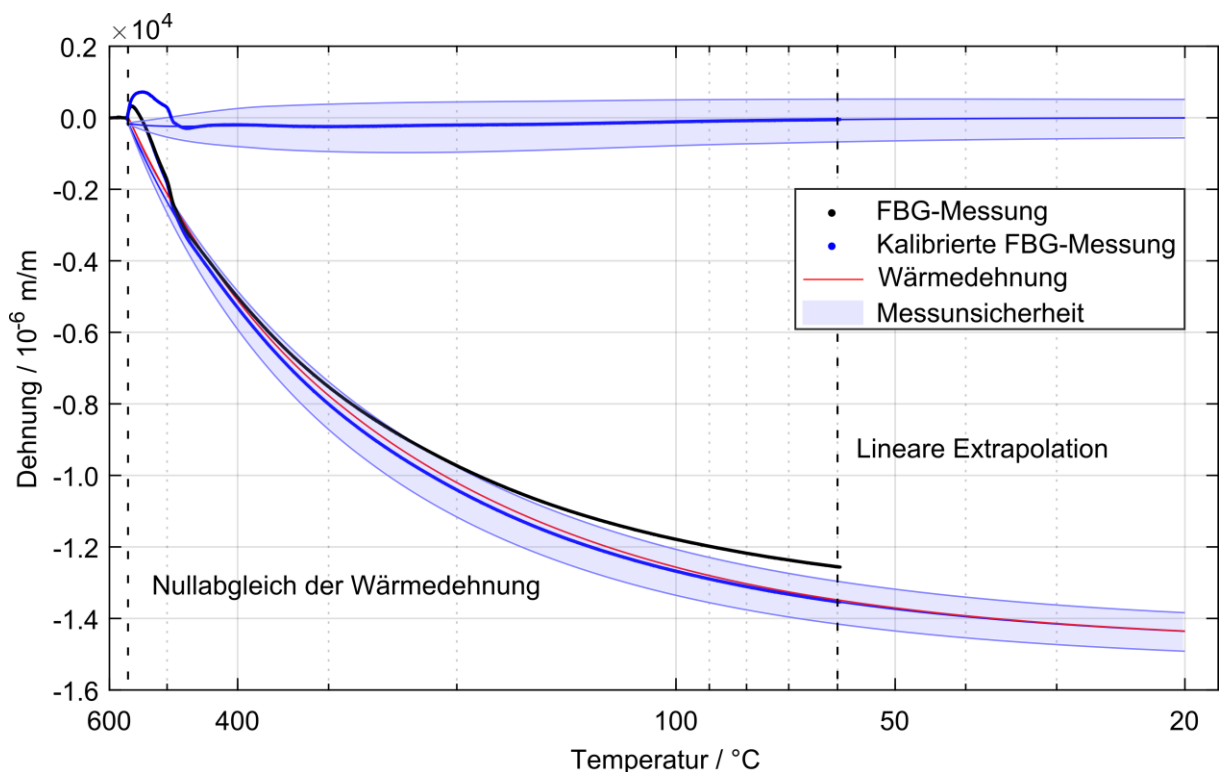


Abbildung 5.13: Einzelmessung aus dem Abguss des Zugstabrohrlings in furanharzgebundenen Formstoff mit radial angeordnetem FBG. Gezeigt ist die Berechnung von Dehnungen aus dem Sensormodell eingegossener FBG mit anschließender Ermittlung elastischer Dehnungen.

Zur Ermittlung des Ergebnisfehles einer FBG-Messreihe nach Kapitel 4.5 ist in Abbildung 5.14 die Versuchsvariante der Zugstabform aus furangebundenem Sand mit radial angeordnetem FBG herangezogen. Diese besteht aus fünf Einzelmessungen, die mit Hilfe des Sensormodells in den kalibrierten Mittelwert sowie die kalibrierten, minimalen und maximalen Messfehler der Einzelmessungen umgerechnet und um die Wärmedehnung bereinigt wurden. Damit ergibt sich eine Schar von 15 Dehnungsverläufen (Abbildung 5.14 a)). Da es sich bei der FBG-Messung nach Kapitel 2.6 um eine optische Messung handelt, weist der Verlauf einer Einzelmessung keine nennenswerte Streuung auf. Für den Nachweis, dass die Gesamtheit der Ergebnisse einer Messreihe normalverteilt ist, ist jeder Verlauf zwischen 100°C und 60°C um eine normalverteilte Streuung verbreitert und über gleiche Dehnungswerte aufsummiert. Als Resultat zeigt Abbildung 5.14 b) die Verteilung der gemessenen Dehnungswerte über deren Häufigkeit. Die Approximation zeigt wiederum eine Normalverteilung, die eine Abschätzung des Ergebnisfehlers der Versuchsreihe nach Kapitel 4.5 mit einem Konfidenzintervall von 1σ Breite zulässt.

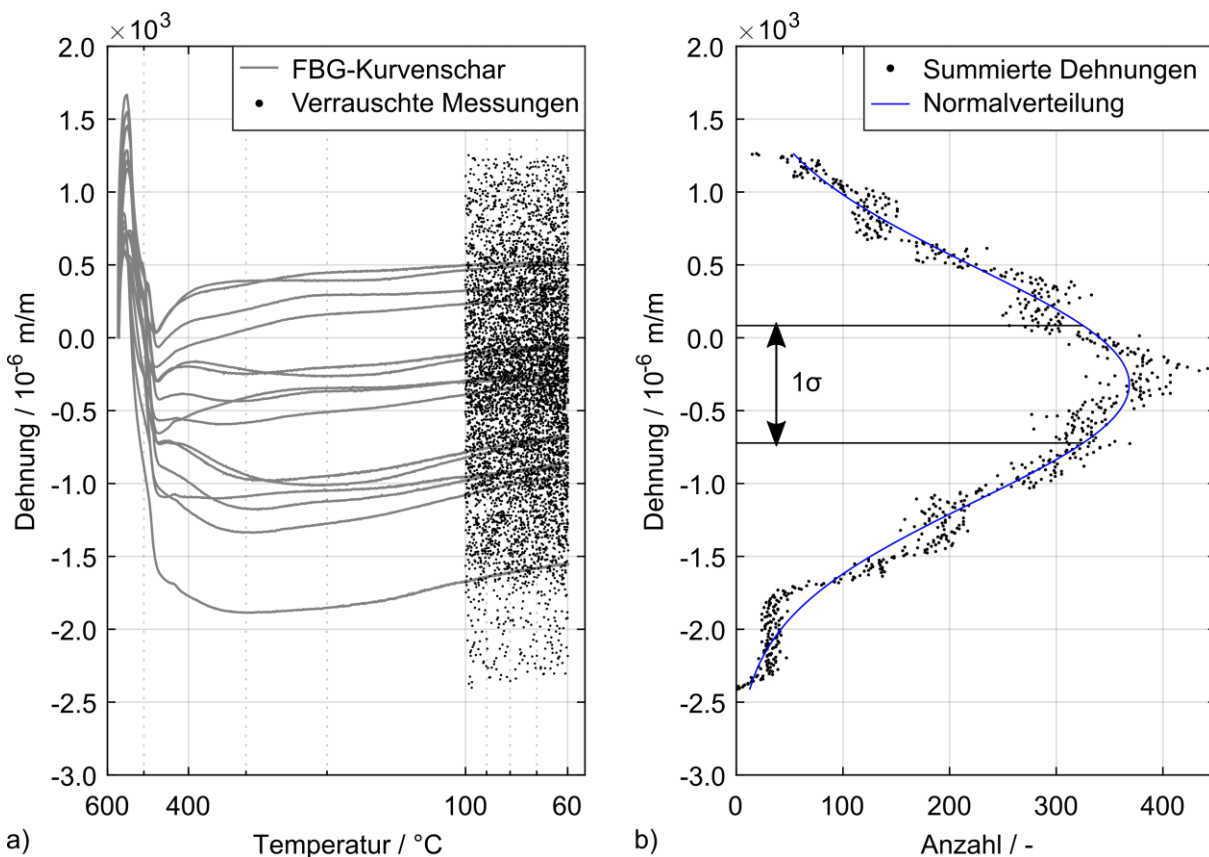


Abbildung 5.14: Nachweis der Normalverteilung einer FBG-Messreihe. a) Kurvenschar aus fünf nach Tabelle 5.3 kalibrierten Einzelmessungen mit Messfehler und partiell normalverteilter, zufälliger Abweichung der Werte von den Messkurven. b) Summe der resultierenden Dehnungsverteilung mit einer angenäherten Funktion der Normalverteilung und einem Konfidenzbereich von 1σ für die Ergebnisgenauigkeit.

5.3 Dehnungsantwort faseroptischer Sensoren im Aluminium-Guss

Die im Folgenden präsentierten Ergebnisse dienen dem Verständnis des Dehnungszustands eingegossener FBG. Aus den gewonnenen Erkenntnissen wird ein Fasermodell formuliert, das den Verbund von Gusswerkstoff und Glasfaser auf mikroskopischer Ebene beschreibt. Zum Vergleich mit den Berechnungen des Modells dienen die Messungen der radialen Messrichtung im Gießversuch des Zugstabs in Ölsand.

5.3.1 Simulative Berechnung der FBG-Dehnungsantwort

Mit der Wärmedehnung des Aluminiums ist nach Kapitel 4.3.1 der Haupteinflussparameter auf die Dehnungsantwort des FBG gegeben. Die Werte für den Wärmeausdehnungskoeffizienten nach Kapitel 2.8.2 sind aus der Messung von AlSi9Cu3(Fe) in Abbildung 5.7 berechnet und in Abbildung 7.2 im Anhang angegeben. Das Ergebnis der Dehnungsberechnung für ideal-elastisches Materialverhalten des Aluminiums ist in Abbildung 5.15 a) gezeigt. Der tangentielle und radiale Dehnungsverlauf ε_θ bzw. ε_r über den auf die Faser normierten Radius zeigen in der Faser jeweils gleiche Dehnungswerte von rund $-4000 \cdot 10^{-6}$ m/m mit einem sprunghaften Übergang in das umgebende Aluminium. ε_θ beschreibt eine Abklingfunktion auf den Wert der Wärmedehnung des Aluminiums von $-14.400 \cdot 10^{-6}$ m/m, während ε_r zu einer höheren Druckdehnung springt und dann abklingt. Die axiale Dehnung ε_z , die dem Messwert der FBG entspricht, ist über den gesamten Radius konstant mit dem Wert der Wärmedehnung des Aluminiums. Für den Fall rein-elastischen Materialverhaltens entspricht die Dehnung des FBG-Sensors also exakt der des Aluminiums.

Analog dazu zeigt Abbildung 5.15 b) die Dehnungsverläufe über den normierten Radius für den Fall elastisch-plastischen Materialverhaltens. Die Dehnungen ε_θ und ε_r verhalten sich genau wie in Abbildung 5.15 a) mit einem auf $-440 \cdot 10^{-6}$ m/m verringerten Dehnungswert innerhalb der Faser. Das verringerte Übertragungsvermögen von Dehnungen auf die Faser infolge plastischer Dehnungsanteile im Aluminium zeigt sich auch beim Verlauf von ε_z .

Hierzu zeigt Abbildung 5.16 den Vergleich von ε_z mit und ohne plastische Dehnungsanteile über den normierten Radius. In dieser Darstellung ist die Verringerung des Übertragungsvermögens von Dehnungen auf die Faser in Messrichtung des FBG verdeutlicht. Durch Plastifizierung des Aluminiums ist der Dehnungswert innerhalb der Faser um 0.98 % gegenüber der umgebenden Dehnung verringert, die sich darüber hinaus mit einer Abweichung zum rein-elastischen Fall von unter 0.06 % praktisch nicht verändert hat.

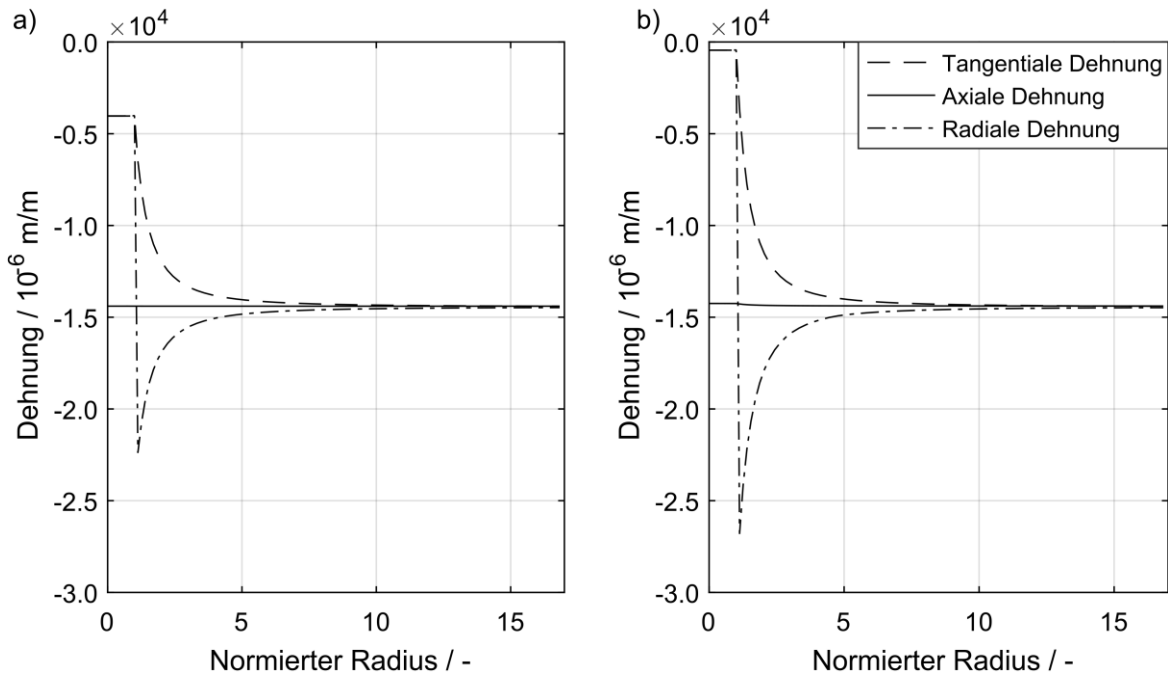


Abbildung 5.15: Verläufe der tangentialen, axialen und radialen Dehnungen über den auf die Faser normierten Radius des Simulationsmodells für den Fall a) ideal-elastischen und b) elastisch-plastischen Materialverhaltens.

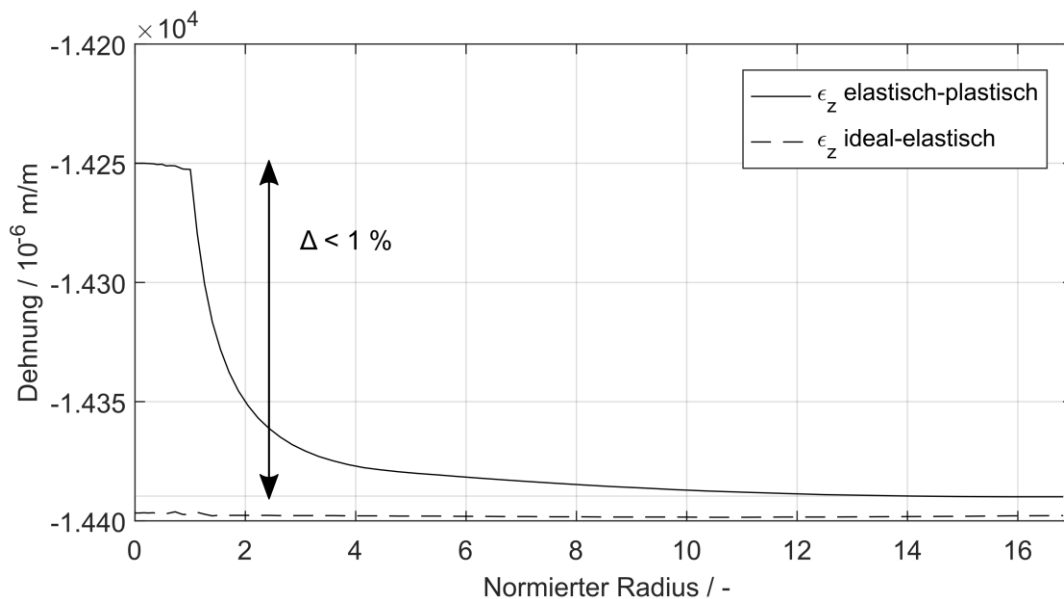


Abbildung 5.16: Vergleich von ϵ_z aus der simulativen Berechnung für ideal-elastisches und elastisch-plastisches Materialverhalten des Aluminiums.

In Abbildung 5.17 ist der Verlauf der berechneten Dehnungen über die Temperatur gezeigt. Zusätzlich ist bei 20°C der Mittelwert mit RMSE aus fünf FBG-Messungen im spannungsarmen Zustand angetragen. Offensichtlich stimmen Berechnung und Messungen überein, sodass die aus der Plastifizierung resultierende Abweichung des berechneten FBG-Dehnungswertes mit unter einem Prozent gegenüber der Messunsicherheit der FBG vernachlässigbar klein ist.

Es kann folglich davon ausgegangen werden, dass das Rechenmodell verifiziert wurde und ohne Notwendigkeit der Kalibrierung innerhalb der Messunsicherheit valide, quantitative Aussagen über die Dehnungsübertragung vom Gusswerkstoff auf den faseroptischen Dehnungssensor liefert. Besonders wertvoll ist hierbei die Information über die Dehnungsentwicklung bei hohen Temperaturen, bei denen üblicherweise keine thermomechanischen Stoffdaten des Aluminiums im konventionellen Sinne (Warmzugversuche) verfügbar sind. Hierfür ist zusätzlich mit der Einzelmessung ein repräsentativer, gemessener Dehnungsverlauf gezeigt. Bis zur Solidustemperatur ist die Berechnung in sehr guter Übereinstimmung mit der gezeigten Einzelmessung. Über Solidus befindet sich das FBG nicht mehr ausschließlich im Festkörper, da noch nicht alle Erstarrungsreaktionen abgeschlossen sind und die gemessene Dehnung ein komplexeres Verhalten zeigt, als in der Simulation darstellbar wäre. Das mit den FBG detektierte Erstarrungsverhalten wird gesondert in Kapitel 5.5.1 diskutiert.

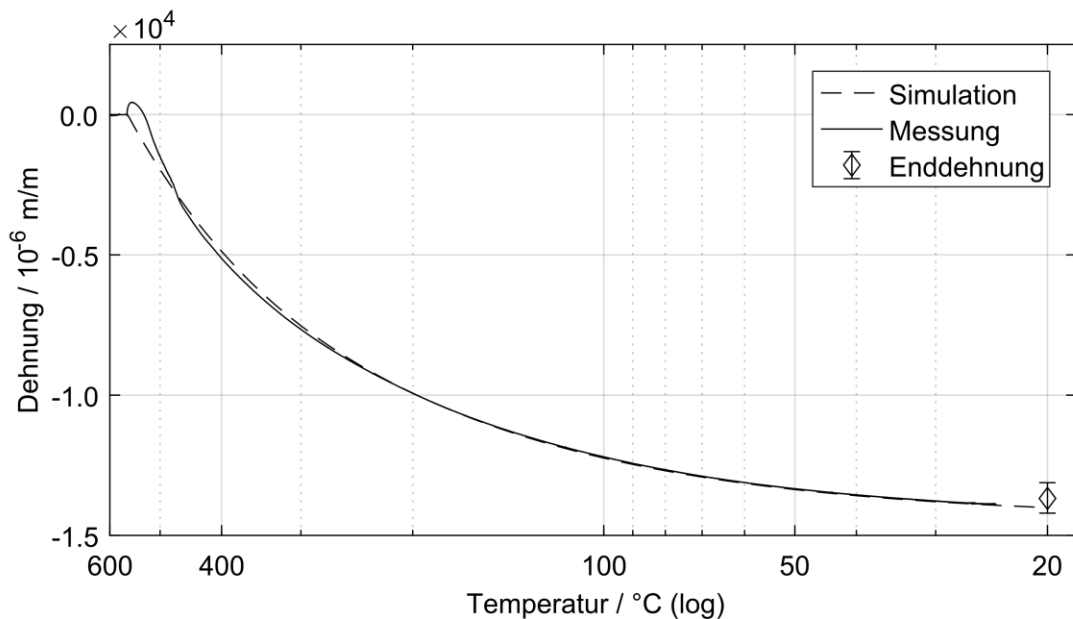


Abbildung 5.17: Verlauf der berechneten und einer gemessenen FBG-Dehnung der spannungsfreien Zugstabgeometrie in Ölsand über die Temperatur mit Mittelwert aus fünf FBG-Messungen bei Raumtemperatur und RMSE als Messunsicherheit.

Die numerischen Untersuchungen zur Dehnungsübertragung auf den Glasfasersensor zeigen, dass auch bei einer Messung im Experiment mit eingegossenen FBG-Dehnungssensoren ein hinreichend exakter Messwert aufgenommen wird. Eine weitere Quantifikation plastischer Dehnungsanteile zur Bereinigung der Messungen entfällt und macht die Formulierung eines mathematischen Fasermodells demnach unnötig.

Eine qualitative Einschätzung des Einflusses der Geometrie auf die Dehnungsentwicklung des FBG im Guss ist mit dem Simulationsmodell aus Kapitel 4.3.2 möglich. Unter Beachtung der

Rotationssymmetrie wird der Dehnungsanteil ε_θ in Umfangsrichtung hier nicht betrachtet. Folglich zeigt Abbildung 5.18 die normierten Dehnungsverläufe von ε_z und ε_r über der Temperatur. Die Kontur der Gussform prägt dem Gießwerkstoff in z eine Schwindungsbehinderung mit Zugbelastung auf. Das Verhältnis von ε_r und ε_z gehorcht exakt der Querkontraktion metallischer Werkstoffe mit dem Zusammenhang

$$\varepsilon_r = -\varepsilon_z \cdot \nu \quad \text{Gleichung 5.4}$$

und der Querkontraktionszahl $\nu = 0.33$. Dies bestätigt die Annahme des ebenen Dehnungszustands für die Zugstabgeometrie, wie in Kapitel 2.1 für rotationssymmetrische Körper erläutert.

Da die Form für eine erste Abschätzung des Einflusses von Schwindungsbehinderung als Starrkörper definiert ist, bildet sich mit der in Abbildung 4.18 skizzierten, festen Einspannung des Probenkörpers durch die Schwindung des Aluminiums ein maximal hoher Spannungszustand aus, der die Mises-Fließfläche überschreitet (vgl. Kapitel 2.8.2). Nach dem Modell viskoelastischen Materialverhaltens in Kapitel 2.2 baut das Aluminium somit plastische Dehnungsanteile ab, die in direkter Folge nicht mehr mit Hilfe des FBG messbar sind, da die Dehnungsübertragung auf das FBG nach Abbildung 5.17 direkt vom Dehnungszustand des Aluminiums abhängt.

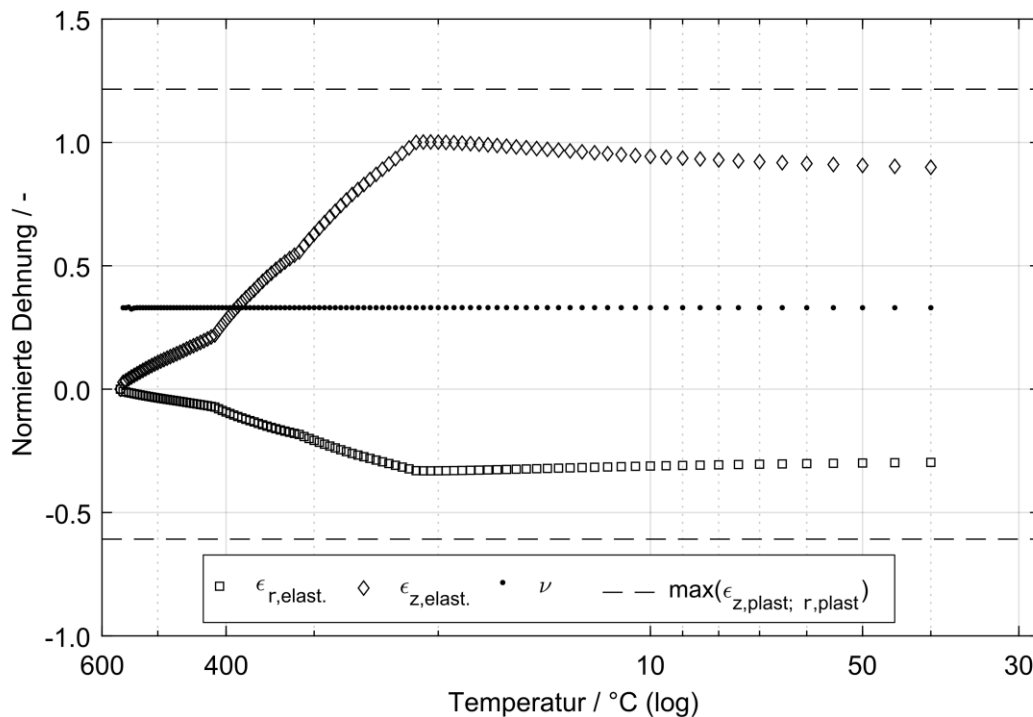


Abbildung 5.18: Aus dem Simulationsmodell des Zugstabs berechnete und normierte Dehnungen in axialer und radialer Richtung. Eingezeichnet sind die maximalen Werte der plastischen Dehnungen für beide Richtungen.

Aus diesem Grund wird für alle Messungen angenommen, dass FBG nicht direkt in der Lage sind, Plastifizierung im Werkstoff zu messen. Wie bei anderen Methoden zur Dehnungsmessung ist hier der Vergleich zu einem Referenzdehnungszustand nötig, wie z.B. der Vergleich von Dehnungen bei der Be- und Entlastung im Stufenzugversuch, vgl. (Heilmeier et al. 2019).

5.3.2 Porositätsbetrachtung

Die Betrachtung des Einflusses von Porosität im Guss durch das Simulationsmodell ist nach Kapitel 4.3.1 durch zufälliges Löschen von FE-Knoten im Vernetzungsgebiet des Aluminiums angenähert. Die sukzessive Steigerung des Porenvolumenanteils und die daraus resultierende, verringerte Dehnungsübertragung auf das FBG ist in Abbildung 5.19 für die Dehnungswerte bei Raumtemperatur gezeigt. Die Datenpunkte der Simulation mit der Dehnung über der Porosität in Volumen-% sind durch ein Polynom zweiten Grades angenähert, das den Trend der immer schneller abnehmenden Dehnungsantwort des FBG bei steigender Porosität verdeutlicht.

Vergleichend dazu ist das Ergebnis der Dehnungsmessungen inklusive Messunsicherheit aus Abbildung 5.17 angetragen. Die Überlappung der Simulationsergebnisse und der Messung zeigt die Plausibilität der FE-Berechnung und gibt einen Anhaltspunkt für die Abnahme der Dehnungsantwort der FBG in Bezug zur Porosität der Gussproben. Für den Erwartungswert möglicher Porosität zeigt sich durch die Unsicherheit der FBG-Messungen ein breites Intervall von bis zu 15 %. Laut Anwendungsfall des VDG-Merkblattes P 201 werden im Sandguss stellenweise bis zu 5 % Porosität toleriert (VDG P 201). Dies ist ein Wert, der auf die FBG-Messung folglich keinen messbaren Einfluss haben dürfte.

Für eine quantitative Aussage hierzu zeigt der Messpunkt mit Fehlerbalken eine Porosität von 0.8 ± 0.6 % für acht Sandgussproben aus AlSi9Cu3(Fe). Der blau hinterlegte Bereich der kombinierten Messunsicherheit aus Porositätsbestimmung nach Kapitel 4.2.2 und FBG-Dehnungsmessung zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Simulation. Offensichtlich ist die Porosität der untersuchten Gussteile in einem Bereich, der keinerlei negativen Auswirkungen auf die FBG-Messung erwarten lässt.

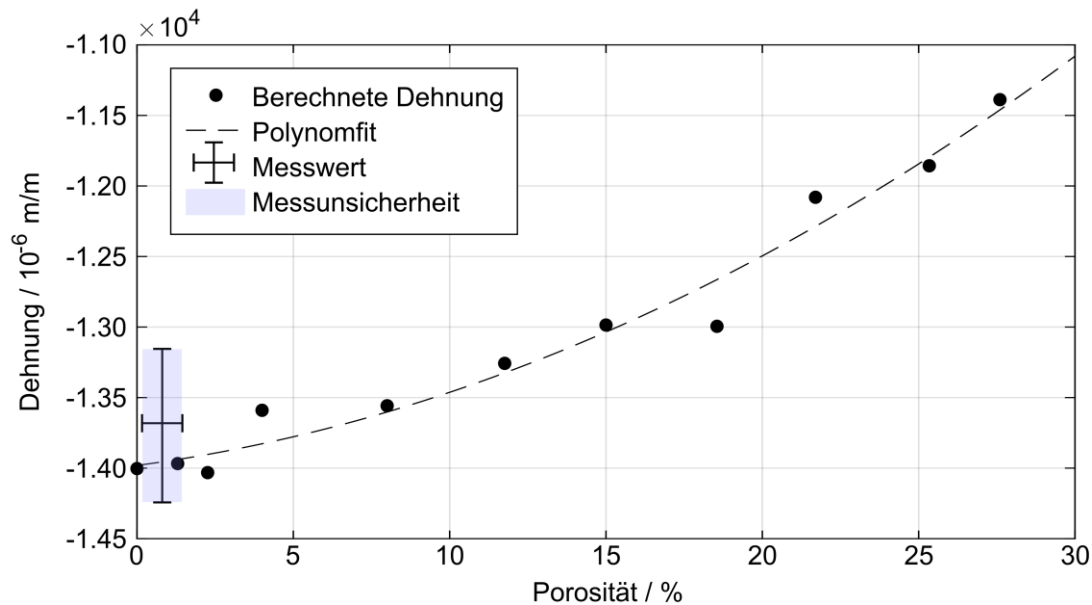


Abbildung 5.19: Aus dem Simulationsmodell berechnete FBG-Dehnungsantwort in Abhängigkeit der steigenden Porosität im Gusswerkstoff. Zum Vergleich ist das Ergebnis der Dehnungsmessung aus Abbildung 5.17 sowie die LOM-Porositätsbestimmung von acht Sandgussproben aus AlSi9Cu3(Fe) angetragen. Nach (Heilmeyer et al. 2020).

5.3.3 Referenzmessung ausgeformter Gusskörper

Zur Bestätigung der Hypothese, dass die Spannungsreaktion der Gussteile mit dem Formstoff durch das Ausformen aufgehoben wird, zeigt Abbildung 5.20 die Ex situ-Spannungsverteilung in einem Zugstabrohling aus dem Sandguss. Der nach Kapitel 4.4.3 ermittelte, innere Dehnungszustand der Probe dient als Grundlage der Spannungsberechnung mit dem E-Modul des Al(311)-Kristallits aus Tabelle 2.1. Der Querschnitt wurde unter Ausnutzung der Probensymmetrie in x- und y-Richtung ergänzt und durch einen kubischen Flächenansatz angenähert. Die resultierende Mittelebene befindet sich auf einem Dehnungsniveau von $-89.48 \mu\text{m/m}$, was einer mittleren Spannung von -6 MPa entspricht und damit vernachlässigbar klein ist.

Mit der Bohrlochmethode (vgl. Kapitel 2.4.2) in radialer Richtung ist in Abbildung 5.21 eine weitere Ex situ-Messung ausgeformter Proben gezeigt. Der Verlauf der minimalen und maximalen Hauptspannungen dreier Zugstabrohlinge aus dem Sandguss ist durch ein Polynom achten Grades angenähert und zeigt einen Mittelwert von $+6 \text{ MPa}$. Damit ist für beide Messungen ein vernachlässigbarer Spannungszustand nach dem Ausformen nachgewiesen. Dies bestätigt die Hypothese, nach der Spannungsreaktionen zwischen Gussteil und Formstoff nach dem Ausformen nicht mehr nachweisbar sind.

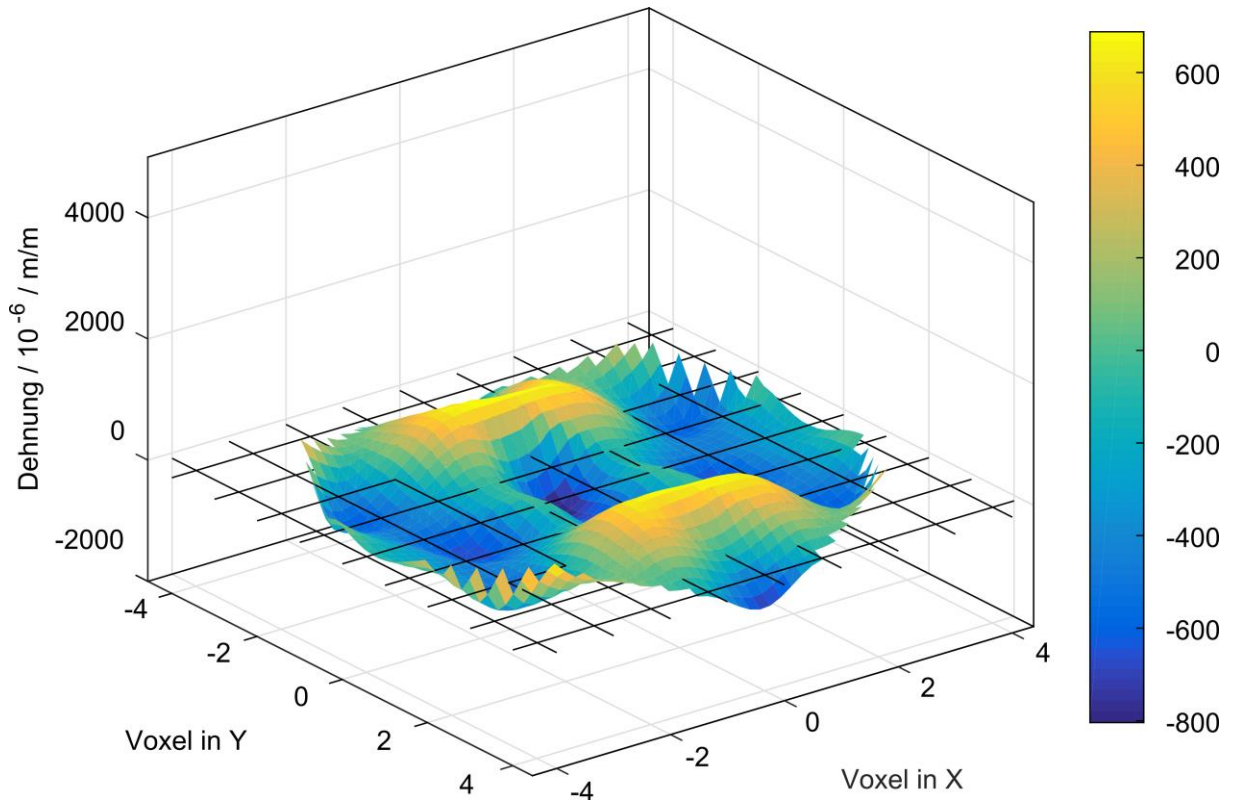


Abbildung 5.20: Ergebnis der Ex situ-Dehnungsmessung mittels Neutronendiffraktometrie der ausgeformten Zugstabprobe bei Raumtemperatur. Die axiale Messrichtung zeigt einen mittleren Dehnungswert von $-89.48 \mu\text{m/m}$, was einer mittleren Spannung von -6 MPa entspricht. Die Kreuzungspunkte des Gitters entsprechen den Voxelindizes in Abbildung 4.24.

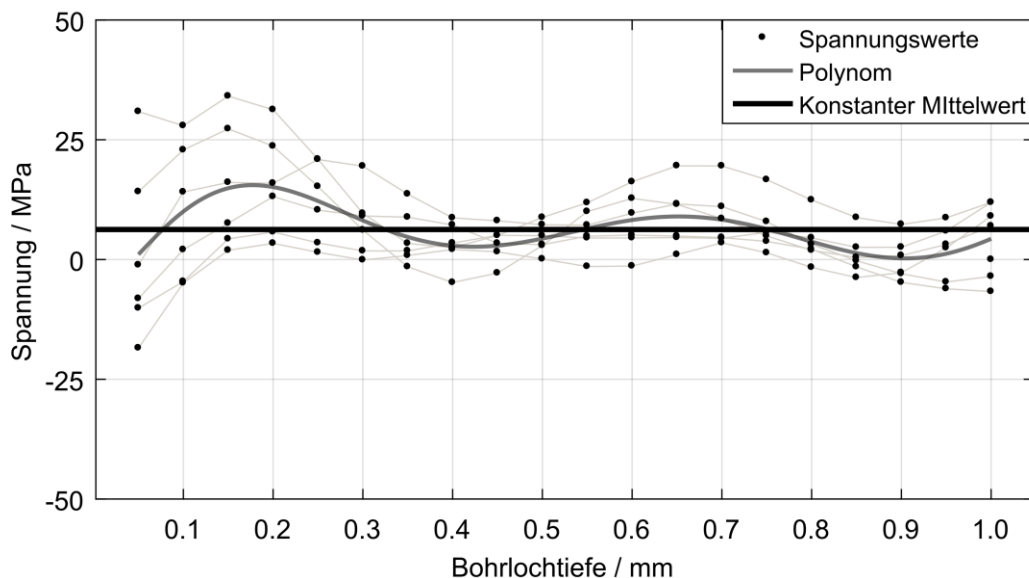


Abbildung 5.21: Ergebnis der Spannungsberechnung aus Bohrlochmessungen dreier Zugstab-Sandgussproben in radialer Richtung. Die Hauptspannungen nehmen in Summe einen Mittelwert von $+6 \text{ MPa}$ an und sind damit vernachlässigbar klein.

5.3.4 Untersuchung elastischer Dehnungen durch Schwindungsbehinderung

Die im Folgenden gezeigten, temperaturlösten Dehnungsverläufe aus den in Kapitel 4.1 vorgestellten Gießversuchen wurden mittels FBG gemessen und nach dem in Kapitel 5.2 vorgestellten Auswerteverfahren unter Anwendung der linearen, temperaturabhängigen Kalibrierung erstellt. Es handelt sich hierbei um generalisierte Dehnungsverläufe auf Basis aller gleichartiger Versuche mit jeweils mindestens fünf Einzelmessungen für die Zugstabgeometrie und mindestens drei Einzelmessungen für das Spannungsgitter und den Zylinderkopf. Die Angabe der Ergebnisgenauigkeit erfolgt nach Kapitel 4.5 im Konfidenzintervall von 1σ um den Ergebniswert, vgl. Abbildung 5.14. Die Berechnung der Dehnungsverläufe basiert, wenn nicht anders angegeben, auf einer Approximation mit Polynomen vierten Grades und ist jeweils mit einem Einzelversuch überlagert. Für eine übersichtliche Darstellung wird auf eine zusätzliche Angabe der Messunsicherheit der Einzelversuche verzichtet. Bei der Angabe von Dehnungen sind alle Werte auf Zehnerstellen gerundet.

Der Fokus der Dehnungsverläufe liegt auf den elastischen Dehnungen im Festkörper, weshalb sie bei Temperaturen von unter 500°C gezeigt sind. Eine gesonderte Betrachtung der mittels FBG messbaren Dehnungsreaktionen im Erstarrungsintervall erfolgt in Kapitel 5.5.1. Tabelle 5.4 zeigt eine Übersicht über die durchgeführten Experimente zur FBG-Dehnungsmessung im Aluminiumguss. Für jede Paarung aus Gussteilgeometrie und Formstoff sind die realisierten Sensorausrichtungen eingetragen.

Tabelle 5.4: Versuchsmatrix mit den Gussteilgeometrien und den verwendeten Formstoffen. Für jedes Versuchsssetup sind die Messrichtungen der FBG eingetragen.

	Zugstab	Spannungsgitter	Zylinderkopf
Ölsand	axial, radial	längs	-
Furanharz	axial, radial	längs	quer
Stahl	axial, radial	längs	-

Versuchsgeometrie Zugstabform

Der Abguss der Zugstabgeometrie in Ölsandformen stellt den Fall geringstmöglicher Schwindungsbehinderung durch den Formstoff dar. Dies äußert sich durch die Endwerte der Messungen bei Raumtemperatur, die vergleichsweise nahe bei *Null* liegen. Für die Sensorausrichtung in axialer Richtung entwickelt sich erwartungsgemäß ein Dehnungsniveau bei positiven (Zug-) Dehnungen mit einem Endwert von $180 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 200 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur. Der Dehnungsverlauf beginnt bei 523°C und zeigt bei Temperaturen über 400°C eine Ausbildung von Druckdehnungen, die durch die charakteristischen Erstarrungsreaktionen hervorgerufen werden. Diese sind in Kapitel 5.5.1 näher beschrieben. Nach Unterschreiten der Solidustemperatur nähern sich die Dehnungen über einen Nulldurchgang dem Zugdehnungszustand bei Raumtemperatur an.

Die Erstarrungsreaktionen sind beim gezeigten Dehnungsverlauf der Einzelmessung über 450°C zu erkennen, der in weiterer Folge dem der mittleren Dehnung über alle Messungen entspricht.

Die Versuchsvariante mit radial angeordnetem FBG zeigt gemittelt für alle Versuche einen ähnlichen Verlauf. Nach dem Beginn bei 544°C bildet sich ein Druckdehnungszustand aus, der sich im weiteren Verlauf abbaut und in einem Wert von $-30 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 210 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur resultiert. Für diese Sensorausrichtung wäre unter Beachtung der Zugdehnung in axialer Richtung durchaus ein Druckdehnungszustand plausibel. Für eine Verjüngung des Zugstabrohrlings, die zu einer Druckdehnung für die radiale Messrichtung führt, reicht die induzierte Zugdehnung in axialer Richtung offensichtlich nicht aus. Dementsprechend ist die Annahme der kleinstmöglichen Schwindungsbehinderung durch den Formstoff Ölsand bestätigt und ein spannungsarmer Zustand der Probe in radialer Richtung nachgewiesen.

Die Einzelmessung des radial ausgerichteten FBG zeigt neben den Charakteristika der Erstarrung einen zusätzlichen Wendepunkt bei ca. 250°C , der durchaus durch die in Abbildung 5.8 gezeigte Reaktion bedingt sein kann und sich hier ausbildet, da ihn keine nennenswerten Dehnungen durch den Formstoff überlagern. Der resultierende Dehnungswert liegt auch für die Einzelmessung mit $90 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ nahe bei *Null*.

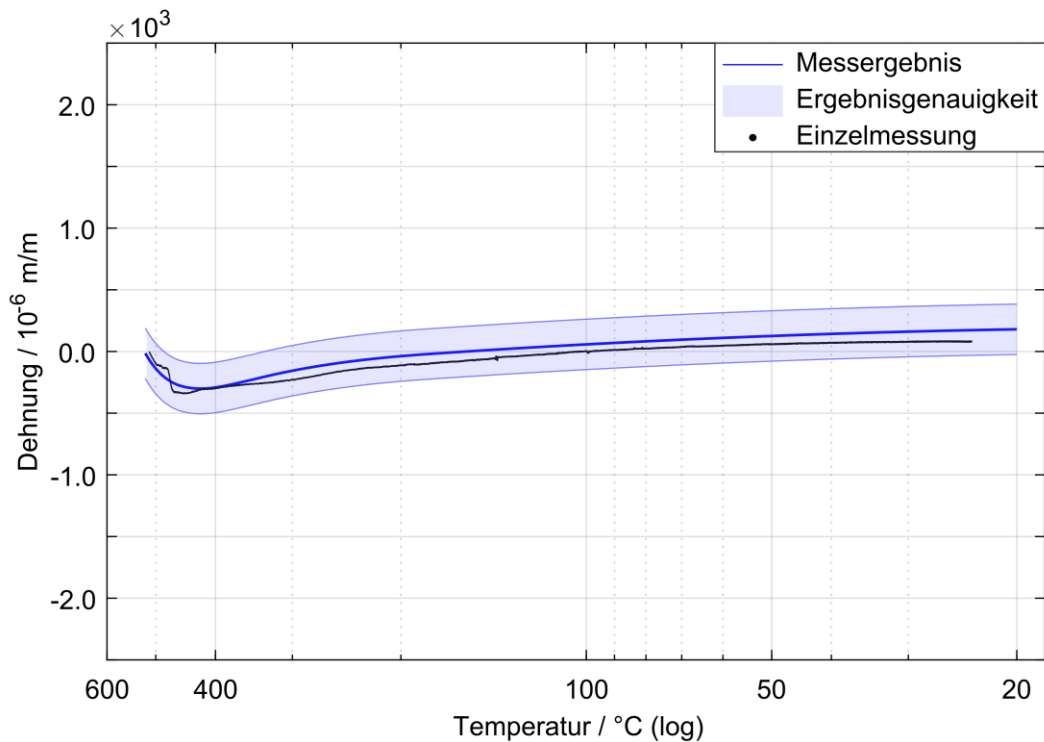


Abbildung 5.22: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Ölsandformen mit axial angeordnetem FBG. Der Fokus bei der Annäherung des Polynoms vierten Grades liegt auf der Festkörperdehnung des Gusswerkstoffes.

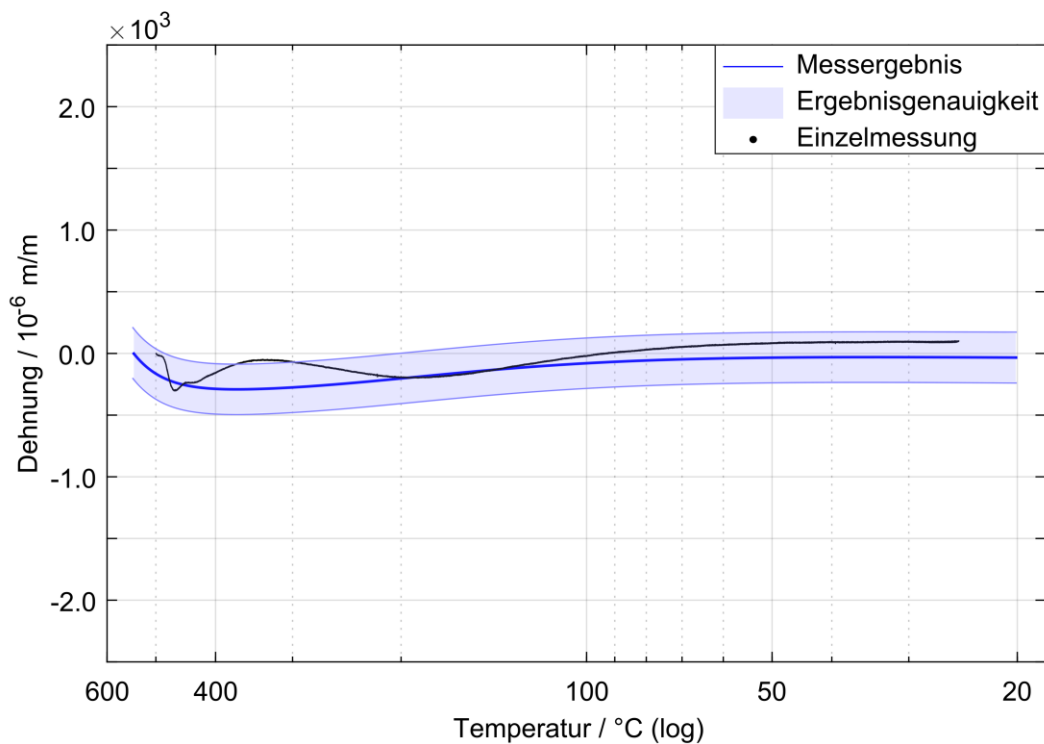


Abbildung 5.23: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Ölsandformen mit radial angeordnetem FBG. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

Furanharzgebundener Formstoff

Die bei 497°C beginnende Dehnungsentwicklung, gemessen durch mindestens fünf axial ausgerichtete FBG in Formen aus furanharzgebundenem Sand, ist in Abbildung 5.24 dargestellt. Sie zeigt während der Abkühlung einen Anstieg zu positiven Werten, die sich bis zum Endwert bei Raumtemperatur weiter erhöhen. Der Endwert mit $1010 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 180 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ liegt um mehr als das Fünffache über dem Endwert in Ölsand in Abbildung 5.22. Demnach bilden sich deutlich höhere Zugdehnungen aus, die auf die Schwindungsbehinderung durch den härteren Formstoff zurückzuführen sind und den Zugstabrohling während der Erstarrung und Abkühlung in der Form unter Zug belastet.

Die gezeigte Einzelmessung aus dieser Versuchsvariante entspricht dem gezeigten, über alle Messungen gemittelten Verlauf. Die Unstetigkeit im Dehnungsverlauf bei 215°C könnte zum einen auf ein Versagen des Formstoffes hindeuten (vgl. Kapitel 5.5.2), zum anderen auf Stick-Slip-Effekte (Popov 2009) zwischen Aluminium und Faser, da die Verbindung kraftschlüssig über einen Reibkontakt erfolgt (vgl. Kapitel 4.3). Diese Unstetigkeit ist bei dieser Versuchsvariante kein zweites Mal eindeutig zu beobachten. Der Vergleich mit Abbildung 5.29 deutet auf ein Versagen der Form als Ursache für die Unstetigkeit im Dehnungsverlauf hin.

Das Ergebnis der Dehnungsentwicklung aus der furanharzgebundenen Sandgussform mit radial angeordnetem FBG zeigt Abbildung 5.25. Der Start der über alle Messungen gemittelten Dehnungen befindet sich bei einer Temperatur von 565°C. Es bilden sich unmittelbar Druckdehnungen aus, die während der Abkühlung den Endwert von $-250 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 240 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur annehmen. Die Ausbildung von Druckdehnungen entspricht in Kombination des Ergebnisses der axial ausgerichteten FBG der Erwartung, dass sich der Zugstabrohling unter axialer Zugbelastung verjüngt (vgl. auch Abbildung 5.18).

Bei der gezeigten Einzelmessung wird bei einer Temperatur über 450°C der Einfluss der Erstarrungsreaktionen deutlich. Bei niedrigeren Temperaturen, im Bereich der Festkörperdehnung des Gusswerkstoffes, entspricht der Dehnungsverlauf dem Gesamtergebnis.

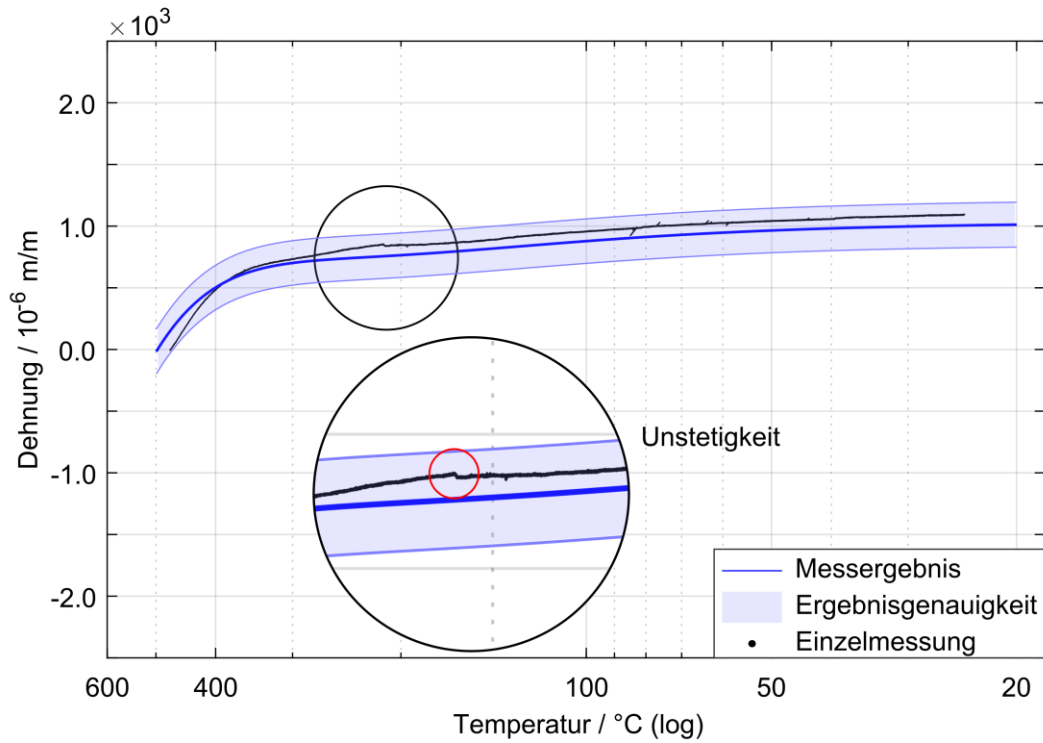


Abbildung 5.24: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Formen aus furanharzgebundenem Sand mit axialer Messrichtung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

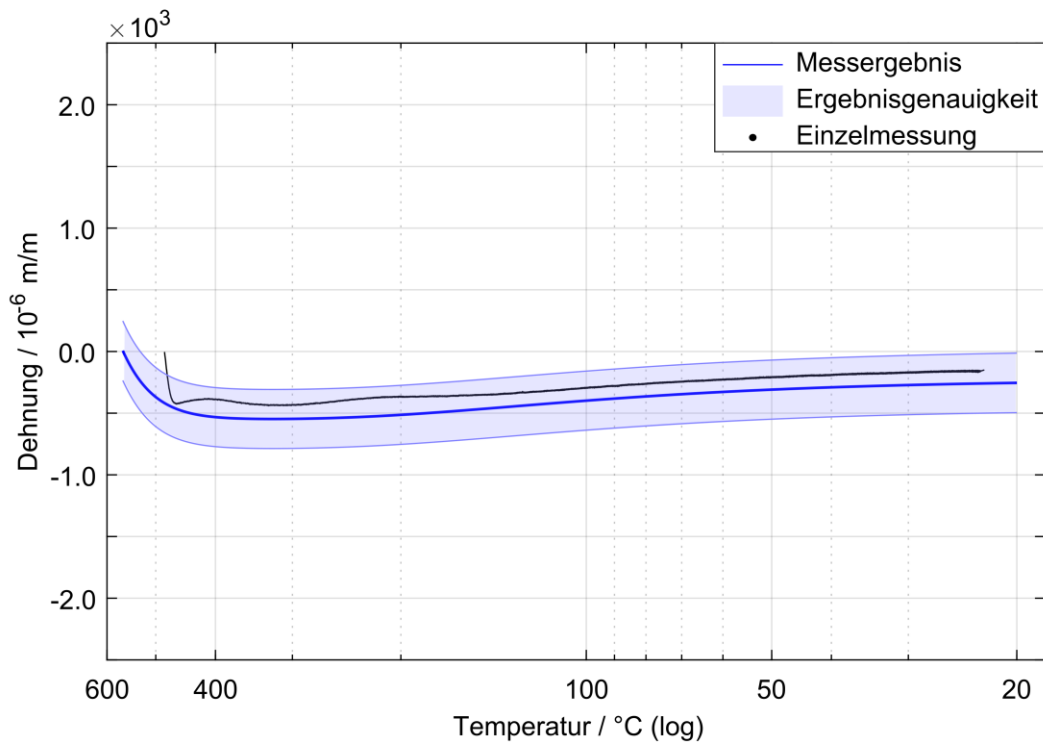


Abbildung 5.25: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Formen aus furanharzgebundenem Sand mit radialer Messrichtung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

Stahlkokille

Der Versuch mit der größten Schwindungsbehinderung durch die Gussform ist der Abguss in die instrumentierte Stahlkokille. Sie setzt der Schrumpfung des Gusswerkstoffes durch ihre hohe Steifigkeit und den im Vergleich zum Aluminium nur etwa halb so großen Wärmeausdehnungskoeffizienten einen hohen Widerstand entgegen, was sich in den gemessenen Dehnungsverläufen der FBG in Abbildung 5.26 zeigt. Der Start der Berechnung elastischer Dehnungen beginnt bei 428°C, im Schnitt also knapp 100°C niedriger als bei den Abgüssen in Formsand. Der über sechs Versuche mit einem Polynom dritten Grades gemittelte Dehnungsverlauf zeigt eine sofortige Ausbildung von Zugdehnungen mit einem Endwert von $2830 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 280 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$. Die Dehnungsmessung liegt damit um 280 % höher als bei der axialen Messrichtung in furanharzgebundenem Formstoff. Dies bestätigt die Annahme, dass die Stahlkokille der Schwindung des Aluminiums einen höheren Widerstand entgegensetzt, als es im Sandguss der Fall ist. Die Einzelmessung zeigt bis zu einer Temperatur von 100°C einen mehrfach gekrümmten Dehnungsverlauf, der bei Raumtemperatur seinen Endwert von $3300 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ erreicht. Eine eindeutige Erkennung der Dehnungsentwicklung im Erstarungsintervall ist bei dieser Versuchsvariante nicht mehr möglich. Die Einzelmessungen in der Detailansicht zeigen zudem Unstetigkeiten in ihrer Dehnungsentwicklung bei jeweils ähnlicher Temperatur von $90^\circ\text{C} \pm 10^\circ\text{C}$ (vgl. Kapitel 5.5.2).

In radialer Ausrichtung ergibt sich ein Dehnungsverlauf wie in Abbildung 5.27 dargestellt. Die über fünf Messungen gemittelten, elastischen Dehnungen beginnen bei einer Temperatur von 383°C und sind durch ein Polynom siebten Grades angenähert. Der im Vergleich komplexere Dehnungsverlauf im Festkörper spiegelt sich auch in der Einzelmessung wider. Der Wendepunkt der Dehnungsentwicklung der Gesamtdehnung bei 250°C ist mit einem zusätzlichen Anstieg der Druckdehnungen verbunden. Die Messung dieser Versuchsvariante erreicht einen Endwert von $-7880 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 250 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur und stellt damit den höchsten gemessenen Dehnungswert dar.

Allgemein erreichen die in der Kokille gemessenen Versuche höhere Dehnungswerte als die Versuche im Sandguss. Die Messungen liefern plausible Dehnungszustände mit Zug in axialer und Druck in radialer Richtung. Die Starttemperaturen der Dehnungsauswertung, die mit dem Nulldurchgang der angenäherten Kurven definiert sind, liegen mit über 428°C und 383°C vergleichsweise weit unter der Solidustemperatur von AlSi9Cu3(Fe) . Dass der Dehnungswert bei Raumtemperatur der radial gemessenen FBG um 180 % höher liegt als in axialer Richtung ist nicht ohne Weiteres ersichtlich und wird bei der Bewertung der Messmethode in Kapitel 6 weiter diskutiert.

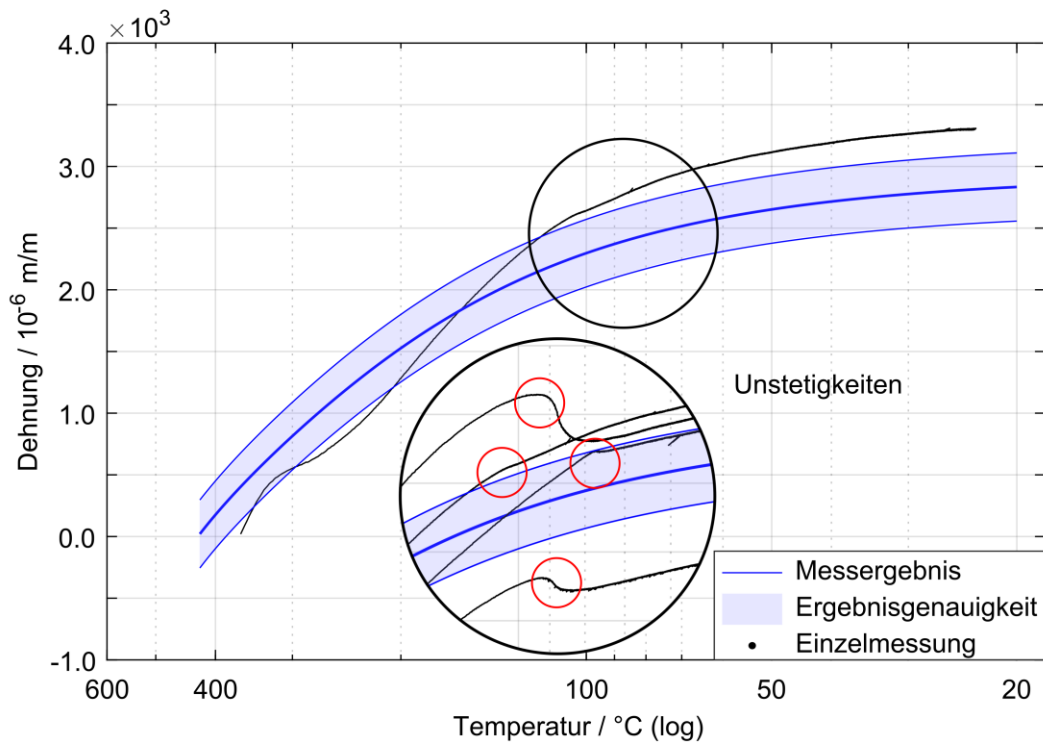


Abbildung 5.26: Aus sechs Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in der Stahlkokille mit axialer Messrichtung, angenähert durch ein Polynom dritter Ordnung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

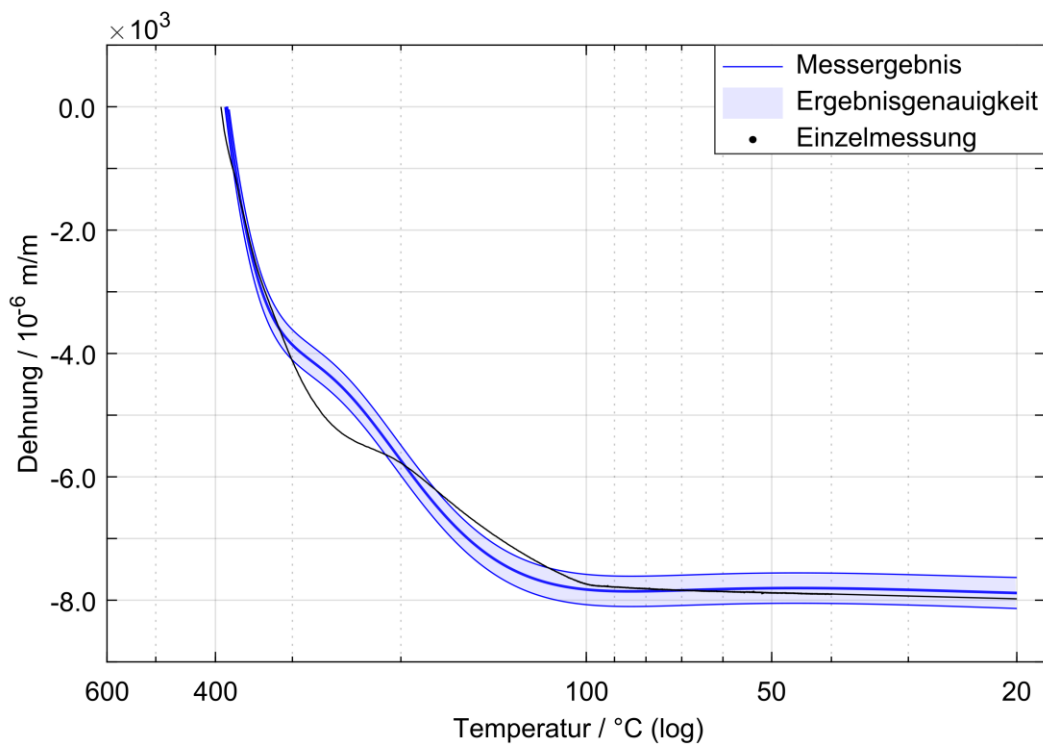


Abbildung 5.27: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in der Stahlkokille mit radialer Messrichtung, angenähert durch ein Polynom siebter Ordnung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

Versuchsgeometrie Spannungsgitter

Die Versuchsvariante mit Spannungsgittergeometrie stellt eine Steigerung der Bauteilkomplexität und damit eine potenziell gesteigerte Schwindungsbehinderung durch lokal unterschiedliche Abkühlbedingungen zwischen Bauteilmitte und Randbereichen dar. Für die Bewertung der Dehnungsentwicklung aus sechs Einzelversuchen in der reinen Ölsandform zeigt Abbildung 5.28 die gemessenen Dehnungen des längs in einem der beiden Randstege orientierten FBG (vgl. Kapitel 4.1.2). Die Dehnung beginnt bei einer Temperatur von 546°C und beschreibt einen doppelt gekrümmten Verlauf, bevor sich ein Wert von $10 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 190 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur einstellt. Damit besitzt diese Geometrie im Mittel keinen Eigenspannungszustand erster Art (vgl. Kapitel 2.3) für den Aluminium-Sandguss. Die lange Verweildauer des Gusses bei hohen Temperaturen begünstigt nach Kapitel 2.2 Kriechvorgänge, die einen Mechanismus zum Abbau von Eigenspannungen darstellen. Dies wird auch durch die Ex situ-Messung mittels Freischneidemethode (vgl. Kapitel 2.4.1) bestätigt. Die DMS-Messung nimmt mit $-30 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 50 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ ebenfalls einen Wert nahe der *Null* an.

Die Einzelmessung zeigt einen Wendepunkt bei 450°C , der im Vergleich zum Zugstabguss in Ölsand durch die Geometrie beeinflusst wird. Bei Temperaturen um 490°C und höher ist der Einfluss der Erstarrungsreaktionen zu erkennen. Auch dieser Dehnungsverlauf nähert sich während der Abkühlung einem Wert bei *Null* an.

Beim Einsatz von furanharzgebundenen Kernen zur Darstellung der Innengeometrie des Spannungsgitters nach Kapitel 4.1.2 ergibt sich ein temperaturabhängiger Dehnungszustand wie in Abbildung 5.29 dargestellt. Der Dehnungsverlauf wurde auf Grundlage von drei Einzelmessungen angenähert, beginnt bei einer Temperatur von 515°C und nimmt einen Endwert von $270 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 170 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ bei Raumtemperatur an. Auch in diesem Fall zeigt die Ex situ-Messung mit $10 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 40 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$, dass nach dem Ausformen der Spannungsgittergeometrie keine prozessbedingten Bauteilspannungen mehr vorliegen.

Das Dehnungsmaximum bei 350°C ist auf das Zusammenwirken von Gussteil und Sandkern zurückzuführen. Hier ist bei der Einzelmessung eine Unstetigkeit sichtbar, die das FBG sprunghaft zu kleineren Zugdehnungen entlastet. Diese Beobachtung gilt auch für die beiden anderen, in der Miniaturansicht dargestellten Messungen und hängt mit einem Bruch des Kerns zusammen. Dieser ereignet sich mit 346°C , 345°C und 337°C bei vergleichbaren Temperaturen. Dies legt nahe, dass es sich hierbei um einen kritischen Punkt bei der Bauteilschwindung handelt, wenn Innenkerne verwendet werden.

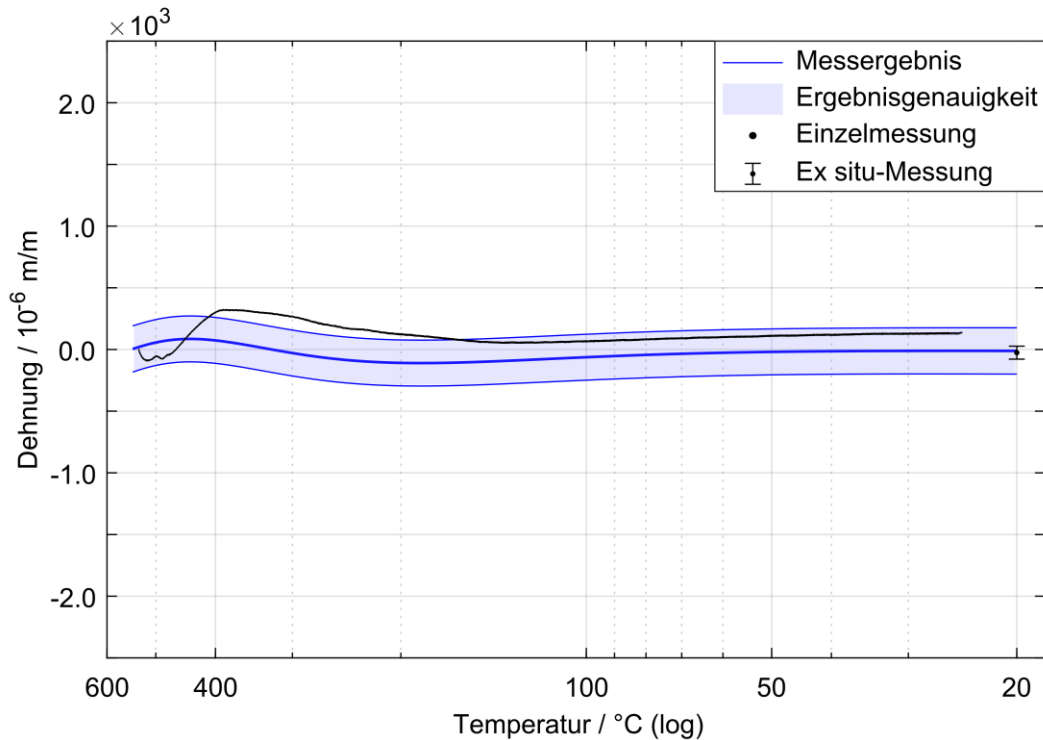


Abbildung 5.28: Aus sechs Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die reine Ölsandform. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. Die Ex situ-Messung resultiert aus der Freischneidemethode.

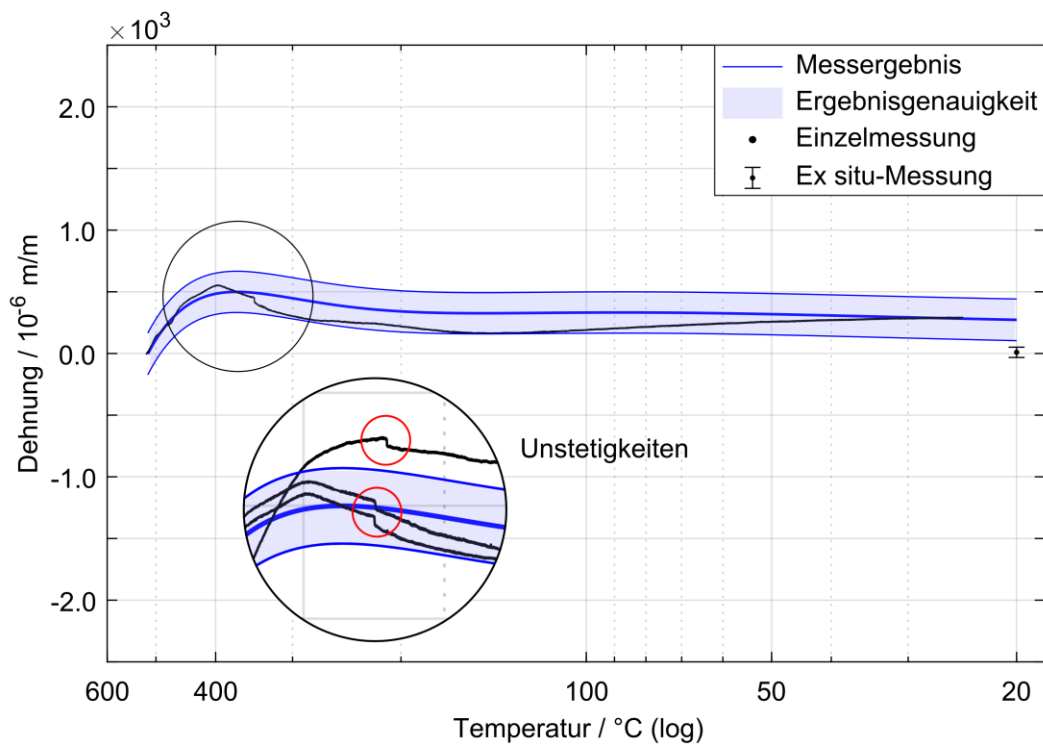


Abbildung 5.29: Aus drei Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die Ölsandform mit eingelegten, furanharzgebundenen Kernen. Zum Vergleich sind zusätzlich eine Einzelmessung und der Ex situ-Wert gezeigt.

Beim Einsatz der Kontureinsätze aus Stahl in die Gussform der Spannungsgittergeometrie ergibt sich der mittlere Dehnungsverlauf in Abbildung 5.30 mit einem Startpunkt bei 554°C. Über die Erstarrungs- und Abkühlphase entwickelt sich mit einem Endwert von $4740 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 170 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ ein um das 17-fache größerer Zugdehnungszustand als im Versuch mit furanharzgebundenem Innenkern. Die Ex situ-Messung zeigt, dass sich hier mit $900 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 80 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ ein deutlich kleinerer Zugdehnungswert ergibt. Die Dehnung ungleich Null ergibt sich durch Freischneiden des auf den Kontureinsatz aufgeschrumpften Aluminiums (vgl. Abbildung 5.40).

Der eingezeichnete Verlauf der Einzelmessung zeigt unter 400°C einen Bereich der Rückwärmung, der mit einer nahezu isothermen Zunahme der Zugdehnung einhergeht. Die Rückwärmung ist bereits in Kapitel 5.1.2 beschrieben und bei allen drei Versuchen zu beobachten. Der Dehnungsanstieg, der einer Zunahme der Zugdehnung auf das Aluminium entspricht, lässt sich mit einer längeren Verweildauer des Gusswerkstoffes bei hohen Temperaturen und damit erniedrigter Festigkeit erklären. Da das Aluminium im zentralen Bereich der Geometrie weiter schwindet, wirkt die Kontraktion über das Joch wie ein Hebel um den Kontureinsatz. Dadurch bilden sich verstärkt Zugdehnungen auf den Außenbereich mit FBG aus.

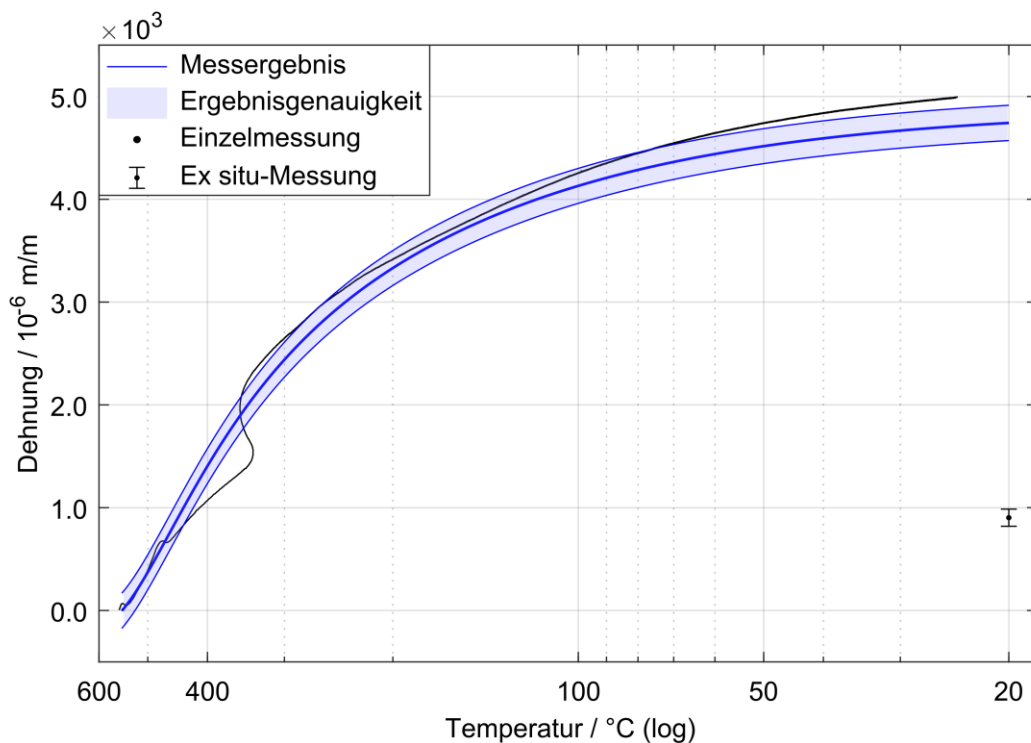


Abbildung 5.30: Aus drei Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die Ölsandform mit Kontureinsätzen aus Stahl. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt, die eine nahezu isotherme Dehnungszunahme bei 350°C zeigt. Der Ex situ-Wert liegt mit rund $900 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ niedriger als die Dehnungsmessung mittels FBG.

Versuchsgeometrie Zylinderkopf

Das Ergebnis aus drei Messungen im Gießversuch mit der Zylinderkopfgeometrie zeigt Abbildung 5.31. Die Bewertung der Dehnung beginnt bei 501°C und zeigt einen Dehnungszustand im Zugbereich. Da das Kernpaket aus 3D-gedrucktem, furanharzgebundenem Sand besteht, liegt ein Vergleich mit dem Abguss der Zugstabgeometrie in furanharzgebundene Sandformen nahe. In der Tat ähnelt die Dehnungsentwicklung der Einzelmessung gerade bei Temperaturen über 200°C der des radial angeordneten FBG in Abbildung 5.25, obwohl der Verlauf insgesamt nach oben verschoben ist und bei Raumtemperatur Zugdehnungen aufweist. Insgesamt liegt die Messung dieses Versuchs mit $360 \cdot 10^{-6} \text{ m/m} \pm 170 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ um 36 % niedriger im Bereich der Zugdehnung als die axiale Messrichtung im Zugstab in Abbildung 5.24, was auf die verminderte geometrische Schwindungsbehinderung im eher voluminösen Messbereich des Zylinderkopfes zurückzuführen ist. Die verminderte Zugbelastung auf den Gießwerkstoff ist auch der Grund dafür, dass die Erstarrungsreaktionen bei der Einzelmessung im Zylinderkopf deutlicher sichtbar sind als im Zugstab. Vor allem aber zeigt sich, dass die Innenkerne einen messbaren Einfluss auf das Aluminium haben, der sich im Kokillenguss mit Innenkernpaket noch weiter verstärken dürfte.

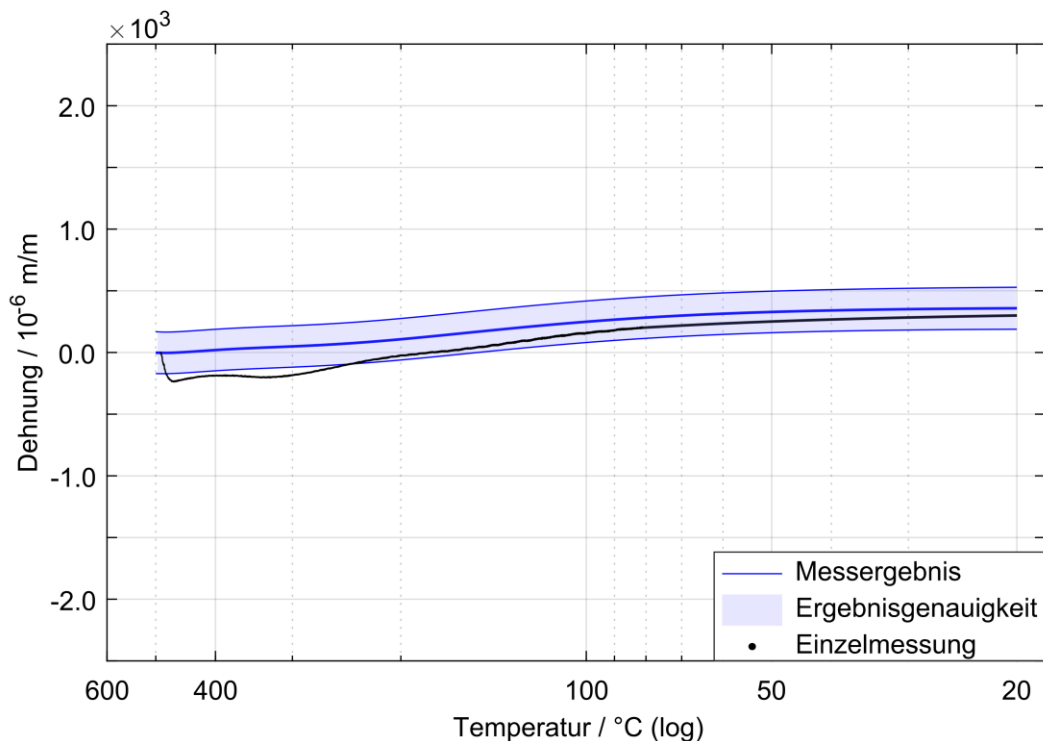


Abbildung 5.31: Aus drei Messungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung im Zylinderkopf. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt.

5.4 Ermittlung von Bauteilspannungen durch Schwindungsbehinderung

Die in Kapitel 5.3 gemessenen Dehnungen der kalibrierten FBG dienen als Grundlage für die Berechnung von Spannungen infolge Schwindungsbehinderung durch Geometrie und Formstoff. Die Berechnung erfolgt für alle Versuchsvarianten auf Grundlage der Dehnungswerte und deren Messunsicherheit bei Raumtemperatur. Unter Berücksichtigung, dass mit FBG ausschließlich elastische Dehnungen messbar sind, dienen die temperaturabhängigen E-Moduli von AlSi9Cu3(Fe) in Abbildung 7.3 im Anhang als Grundlage der Berechnung von Spannungen nach dem linearen Elastizitätsgesetz. Für die Spannungswerte bei Raumtemperatur wird demnach ein Wert von 76.7 GPa verwendet. Alle Spannungsangaben werden auf Fünfer- bzw. Zehnerwerte gerundet. Die Auswertung der Einzelversuche ist mit Abbildung 7.10 und Abbildung 7.11 im Anhang gegeben.

Bauteilspannungen in der Zugstabgeometrie

Ein Vergleich der Spannungen aus den Gießversuchen mit der Zugstabgeometrie ist in Abbildung 5.32 gezeigt. Die Formstoffe Ölsand, furanharzgebundener Sand und die Stahlkokille ergeben von links nach rechts steigende Spannungswerte. Im direkten Vergleich ist ersichtlich, dass die Ölsandform der Schwindung mit Spannungswerten von $+15 \pm 15$ MPa und -3.0 ± 15 MPa keine relevante Kraft entgegensetzt. Höhere Spannungswerte liefert die Form aus furanharzgebundenem Sand mit $+80 \pm 15$ MPa in axialer und -20 ± 20 MPa in radialer Richtung. Auch die Spannungen, die in der Kokille ermittelt wurden, entsprechen in ihrer Richtung den Erwartungen, wie der Vergleich mit Abbildung 5.18 zeigt. Der Spannungswert für die axiale Richtung, die entsprechend der Geometrie in allen Versuchen Zugspannungen mit einem gegenüber der radialen Richtung höheren Betrag liefert, nimmt mit $+220 \pm 20$ MPa einen für Aluminium im Kokillenguss durchaus plausiblen Wert an. Nicht direkt ersichtlich ist, dass der (Druck-) Spannungswert in radialer Richtung mit -600 ± 20 MPa den dreifachen Betrag annimmt, was offensichtlich nicht ausschließlich in der Querkontraktion begründet liegt.

Aufschluss gibt Abbildung 5.27, die mit dem Dehnungsverlauf für diese Versuchsvariante eine doppelt gekrümmte Entwicklung zeigt. Dieser ist in Abbildung 5.33 noch einmal in Relation zum Modell der Zugstabgeometrie in der Kokille gezeigt. Durch die feste Einspannung entstehen hohe Zugspannungen in axialer Richtung, die das Aluminium zur Plastifizierung und ggf. bis zum Versagen (1) bringen, siehe Abbildung 5.39. Durch die nun mögliche Bewegung in axialer Richtung (2) wird das Aluminium in die konisch geformte Kontur des Zugstabrohlings gezogen, wodurch zusätzliche radiale Dehnungen auf das FBG wirken (3), die zu überhöhten Spannungswerten führen. Dieser Effekt stellt eine Quelle für Gussteilfehler dar und lässt sich nur durch eine gieß- und erstarrungsgerechte Konstruktion beheben.

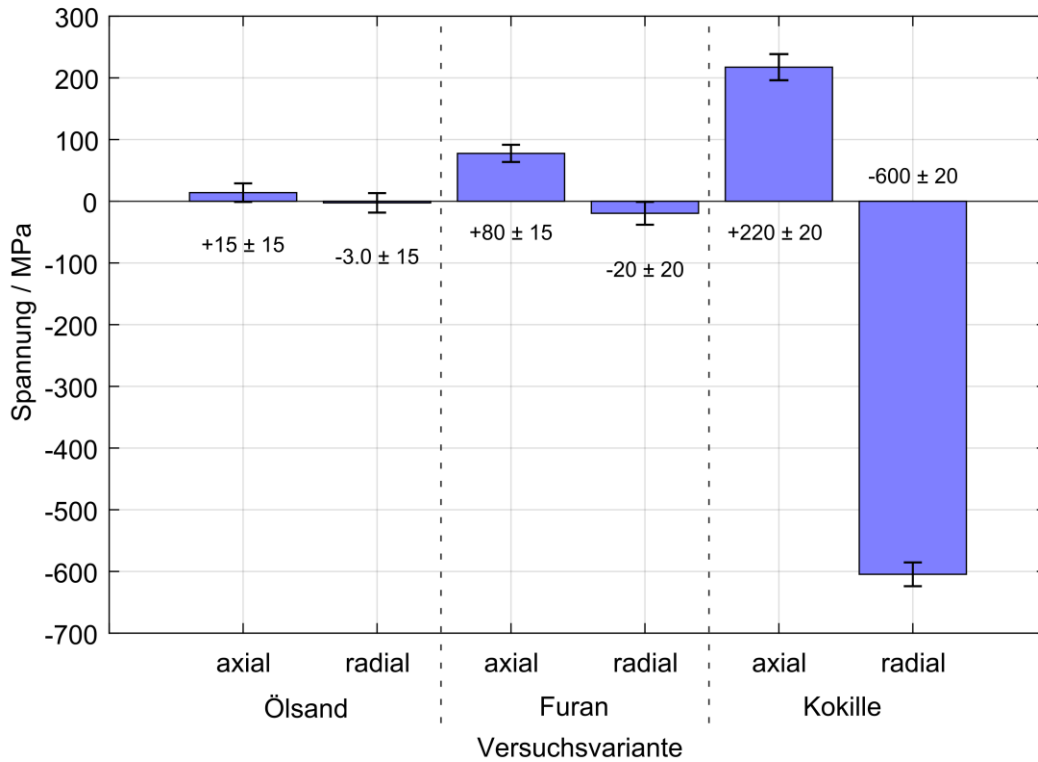


Abbildung 5.32: Ergebnis der Spannungsberechnung aus den Dehnungswerten bei Raumtemperatur aus allen FBG-Messungen in der Zugstabform mit unterschiedlichen Formstoffen.

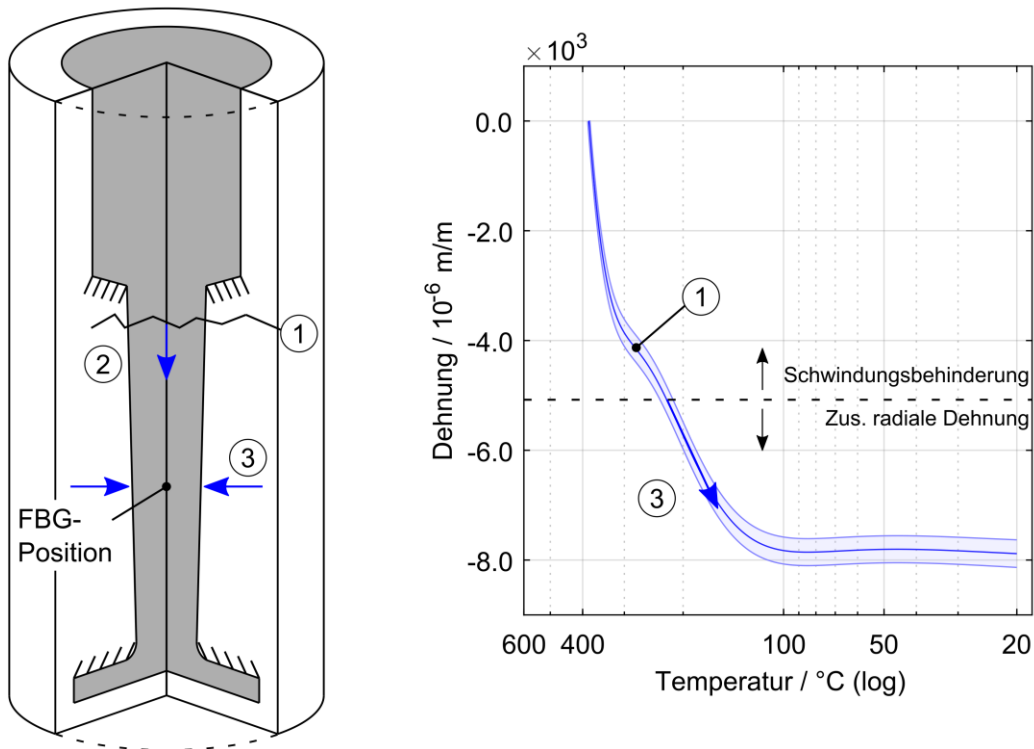


Abbildung 5.33: Modellvorstellung zur Erklärung der hohen Spannungswerte in der Stahlkille in radialer Messrichtung. Die Bildung von Rissen unterhalb des Speisers (1) zwingt den Zugstab axial in die Form (2), was zusätzliche Dehnungen in radialer Richtung (3) aufbringt.

Spannungsgitter

Die Ergebnisse der Spannungsberechnung aus den FBG-Messungen in der Spannungsgittergeometrie zeigt Abbildung 5.34 für die reine Ölsandform und die Ölsandformen mit Innenkernen und Kontureinsätzen. Für den Abguss in der Ölsandform zeigen die sechs Einzelmessungen im Mittel, dass sich mit 0.0 ± 15 MPa keine nennenswerten Eigenspannungen aufgrund der Temperaturgradienten innerhalb der Geometrie ergeben. Dies ist für den Aluminiumguss ohne Abschreckung ein plausibles Ergebnis. Beim Einsatz von Innenkernen aus furanharzgebundenem Sand ergibt sich in Summe ein Spannungswert von 20 ± 15 MPa. Durch die Kontureinsätze aus Stahl ergibt sich auch hier mit 365 ± 15 MPa der höchste Spannungswert der Versuchsreihe.

Der Vergleich der Spannungen zeigt, dass trotz der Konstruktion des Spannungsgitters keine Eigenspannungen erster Art in der Ölsandform auftreten, wenn das Bauteil nicht wie im Serienprozess üblich bei hoher Temperatur ausgeformt und abgeschreckt wird (vgl. Abbildung 2.10). Das Aufschrumpfen auf Kontureinsätze kann allerdings hohe Spannungswerte im Guss hervorrufen, was bei der gießgerechten Konstruktion unbedingt zu beachten ist. Bei Nichtbeachtung können nicht mehr ausformbare Teile oder Makrorissbildung die Folge sein.

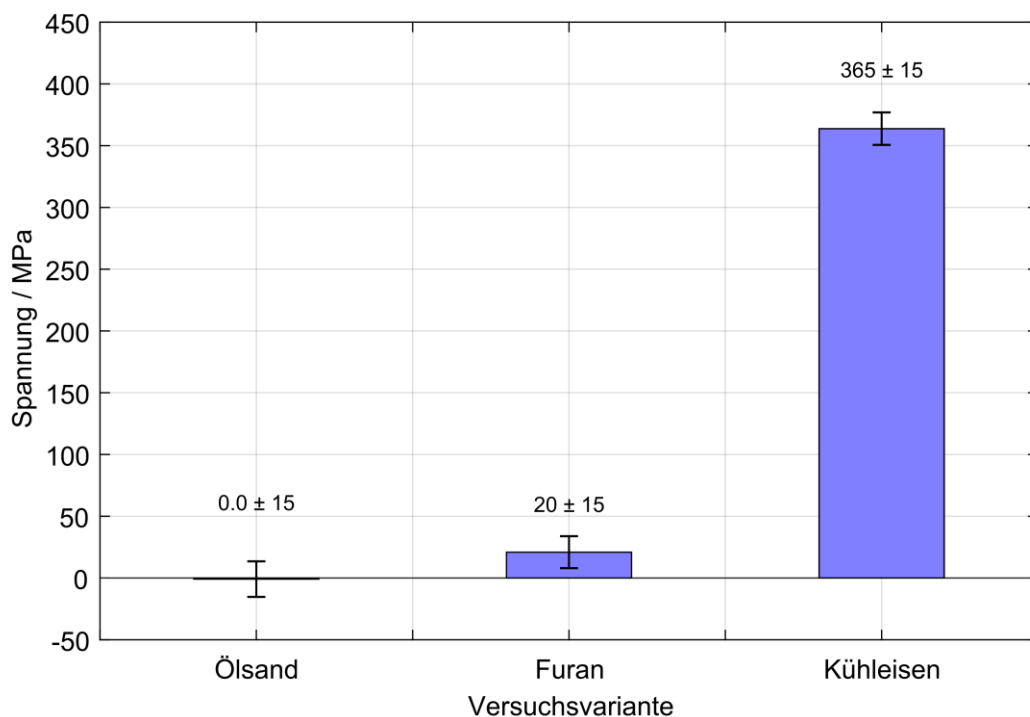


Abbildung 5.34: Spannungswerte für die Abgüsse des Spannungsgitters in Ölsand mit und ohne Innenkerne bzw. Kontureinsätze. Es zeigt sich eine zunehmende Schwindungsbehinderung und folglich eine Steigerung der Spannungswerte durch die Formstoffe.

Zylinderkopf

Den Übertrag der Spannungsermittlung mittels FBG-Dehnungsmessung auf ein Bauteil von industrieller Relevanz bildet der Versuchsabguss des Zylinderkopfes. Die Berechnung der Spannungen an drei Messpositionen eines Abgusses ist in Abbildung 5.35 gezeigt. Die Spannungswerte bei Raumtemperatur zeigen an allen Messpositionen vergleichbare Werte von 25 - 30 MPa. Auch die Unsicherheiten der Einzelmessungen sind mit $\pm 35 - 40$ MPa jeweils vergleichbar. Dies liegt zum einen an den ähnlichen Temperaturverläufen im vergleichsweise voluminösen Zylinderkopf, wie Abbildung 5.4 zeigt. Zum anderen liefert die beidseitige Temperaturmessung nahe der FBG zuverlässigere Vergleichstemperaturen für die Dehnungsmessung als die Messung an unterschiedlichen Positionen unter Ausnutzung der Bauteilsymmetrie.

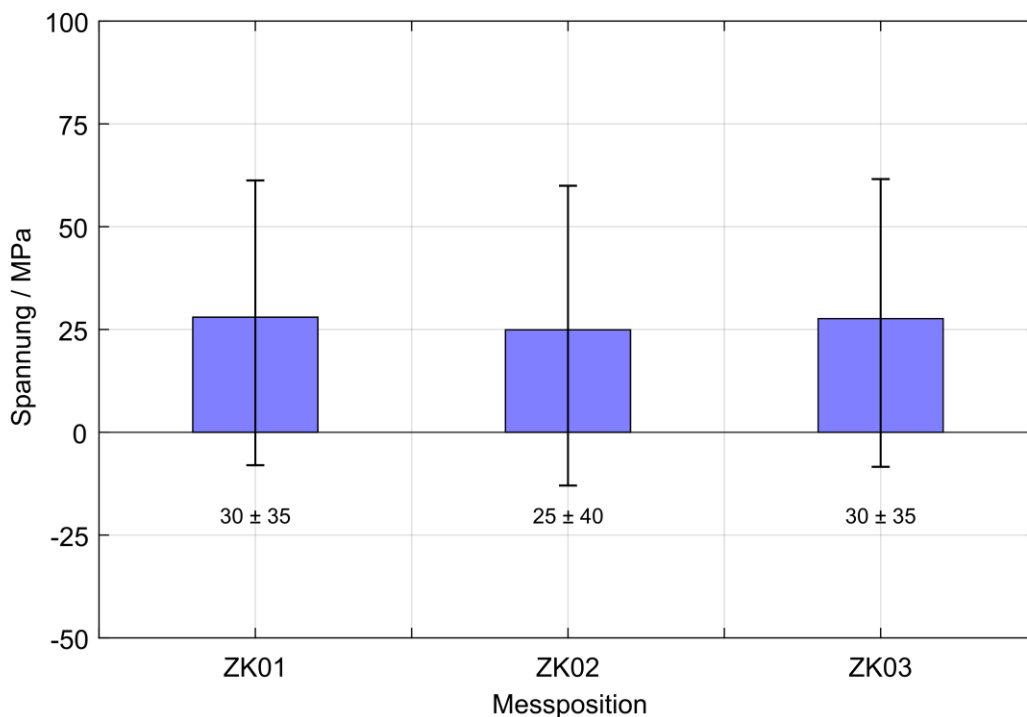


Abbildung 5.35: Ergebnis der Spannungsberechnung aus FBG-Dehnungsmessungen an drei Positionen im Zylinderkopf bei Raumtemperatur.

Für eine Berechnung temperaturlöser Spannungen wird der in Abbildung 5.31 gezeigte Versuch herangezogen. Der resultierende Spannungsverlauf aus drei Einzelmessungen in Abbildung 5.36 ist mit dem temperaturabhängigen E-Modul in Abbildung 7.3 im Anhang berechnet und dient dem Nachweis, dass mit FBG belastbare, quantitative und temperaturlöser Spannungswerte ermittelt werden können. Der resultierende Messwert bei Raumtemperatur ergibt sich zu 27 ± 15 MPa. Der Verlauf der resultierenden Spannungen ist mit der Einzelmessung aus Abbildung 5.31 überlagert dargestellt.

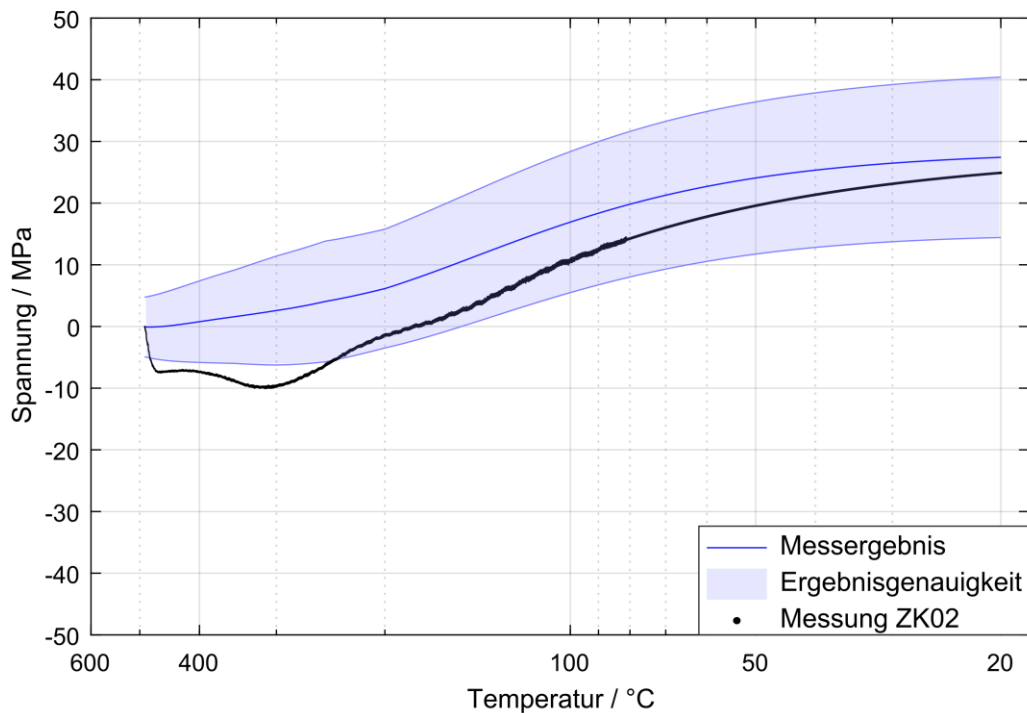


Abbildung 5.36: Temperaturabhängige Spannungen aus der Dehnungsmessung mittels FBG an drei Positionen im Zylinderkopf. Der Dehnungsverlauf startet definitionsgemäß am Ende des Erstarrungsintervalls. Zusätzlich ist mit dem FBG an Messposition 2 ein Einzelversuch gezeigt.

Auf Basis der Versuche mit der Zugstabgeometrie und der Spannungsgittergeometrie im Sandguss ist der Übertrag der Messmethode auf ein industriell relevantes Bauteil gelungen. Vergleichend mit der Anordnung der Referenz-Thermoelemente über die Bauteilsymmetrie und der vergleichenden Temperaturmessung in Kapitel 5.1.2 besitzt die Platzierung von Thermoelementen nahe der FBG eindeutige Vorteile für die Reproduzierbarkeit der Dehnungsmessung und die Berechnung zuverlässiger Spannungswerte (vgl. Abbildung 5.35).

Mit Hilfe eingegossener FBG ist somit ein neuartiges Verfahren für die Dehnungsmessung im Guss gegeben. Die Methode wird in Kapitel 6.4 und Kapitel 6.5 abschließend bewertet und gegenüber dem Stand der Technik eingeordnet.

Alle vorangegangenen Abbildungen zu den mit FBG gemessenen Dehnungsverläufen behandeln ausschließlich Dehnungen im voll erstarrten Festkörper. Im Folgenden wird daher näher auf die Dehnungen im Erstarrungsintervall der Legierungen AlSi9Cu3(Fe) und AlSi9 eingegangen. Zweckmäßig für die Auswertung ist eine möglichst geringe Schwindungsbehinderung und eine gute Temperaturmessung. Aus diesem Grund, und da ein Vergleich mit der Legierung AlSi9 aus Kapitel 5.2.2 vorliegt, wird auf repräsentative Dehnungsmessungen aus der Zugstabgeometrie in furanharzgebundenem Formstoff in radialer Messrichtung zurückgegriffen.

5.5 Potenziale eingegossener FBG

5.5.1 Analyse von Erstarrungsreaktionen mit Hilfe von FBG

Da FBG in der Lage sind, Dehnungen temperaturlaufgelöst zu detektieren, können die Messungen auch für die Identifikation von Erstarrungsreaktionen herangezogen werden. Hierfür zeigt Abbildung 5.37 sowohl die Dehnung einer Messung mit radial ausgerichteten FBG in der Zugstabform im Sandguss in Abhängigkeit der Temperatur, als auch deren erste und zweite Ableitung nach der Temperatur. Die gezeigten Reaktionen (1) - (5) beschreiben nach Tabelle 4.2 das Erstarrungsverhalten von AlSi9Cu3(Fe) . Der Start der Eutektischen Reaktion ist mit dem ersten Dehnungsanstieg der Messung in Punkt (1) gegeben, der sich im globalen Maximum der ersten Ableitung äußert. Dieser Punkt wird durch eine Wiedererwärmung definiert und gebräuchlicherweise durch die Gradienten der Temperaturmessung bestimmt (Reihle 2016). Der Kohärenzpunkt (2) äußert sich in einem globalen Minimum der zweiten Ableitung, was dem Punkt der maximalen Krümmung der Dehnungskurve entspricht. Dieser Punkt kennzeichnet die Umkehr von der Entwicklung positiver (Zug-) Dehnungen in den Druckbereich. Die Ausscheidung kupferreicher Phasen bei einer Temperatur von 503°C (3) bewirkt einen Wendepunkt in der Dehnungskurve. Dies entspricht einem Nulldurchgang der zweiten Ableitung. Dem folgt ein Dehnungsverlauf zu höheren Druckdehnungen, der durch die Ausscheidung des komplexen Eutektikums (4) bewirkt wird und sich in einem lokalen Minimum der zweiten Ableitung äußert. Das Ende der Erstarrung bei 490°C ist der Punkt der lokal größten Krümmung der Dehnungskurve und durch das lokale Maximum der zweiten Ableitung gegeben. Offensichtlich ist die Dehnungsentwicklung über 460°C durch die Erstarrungsreaktionen des Gusswerkstoffes dominiert, während unter dieser Temperatur allein Festkörperdehnung auftritt. Dies ist durch den Verbleib der ersten und zweiten Ableitung bei einem Wert von *Null* ersichtlich.

Die Erstarrungsreaktionen von AlSi9 sind in Abbildung 5.38 gezeigt. Der Start der Eutektischen Reaktion (1) bei 577°C ist durch das binäre Zustandsschaubild in Abbildung 4.8 gegeben. Für die Identifikation des Kohärenzpunktes (2) wird wie bei AlSi9Cu3(Fe) das globale Minimum der zweiten Ableitung herangezogen, welches den Punkt der größten Krümmung der Dehnungsentwicklung kennzeichnet. Das Ende der Erstarrung (3) ist analog durch das globale Maximum der zweiten Ableitung gegeben. Dieser Punkt entspricht dem Punkt der maximalen Krümmung der Dehnungsentwicklung und der Umkehr des hohen Dehnungsgradienten zur Ausbildung kleinerer Druckdehnungen.

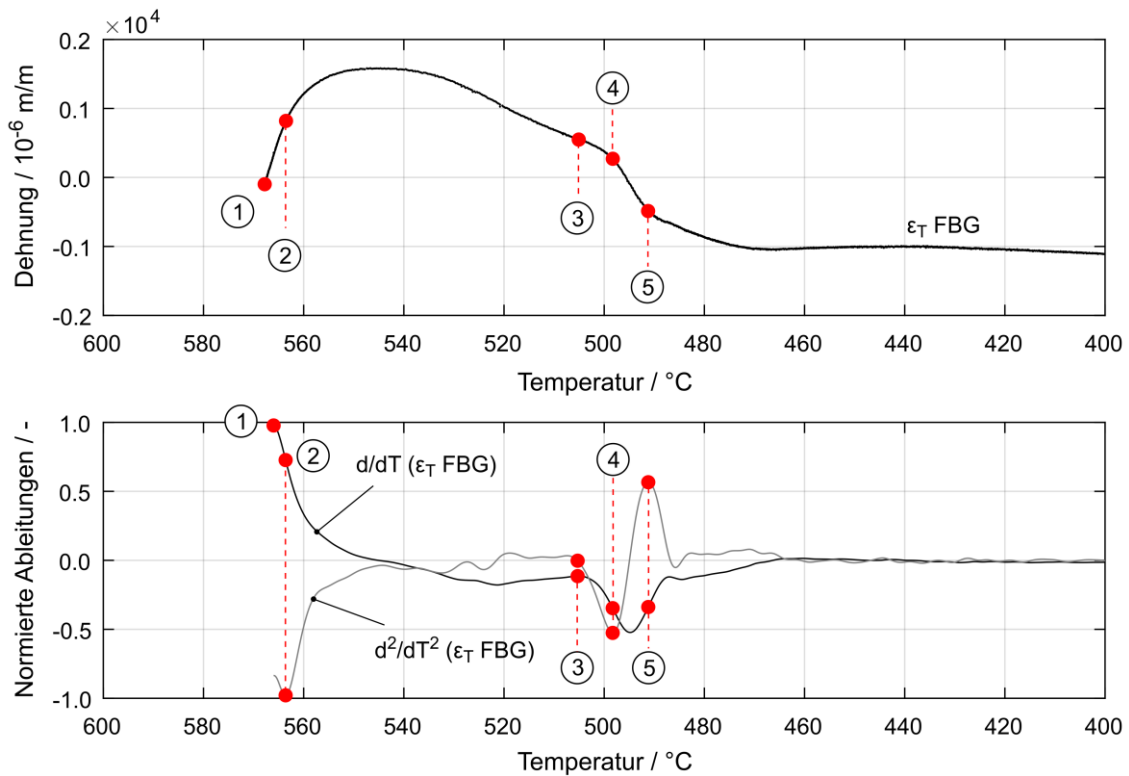


Abbildung 5.37: Dehnungsmessung mittels FBG in AlSi9Cu3(Fe) im Sandguss. Die Auswertung der ersten und zweiten Ableitung nach der Temperatur geben Aufschluss über die Dehnungsreaktionen im Erstarrungsintervall der Legierung. (Heilmeier et al. 2020).

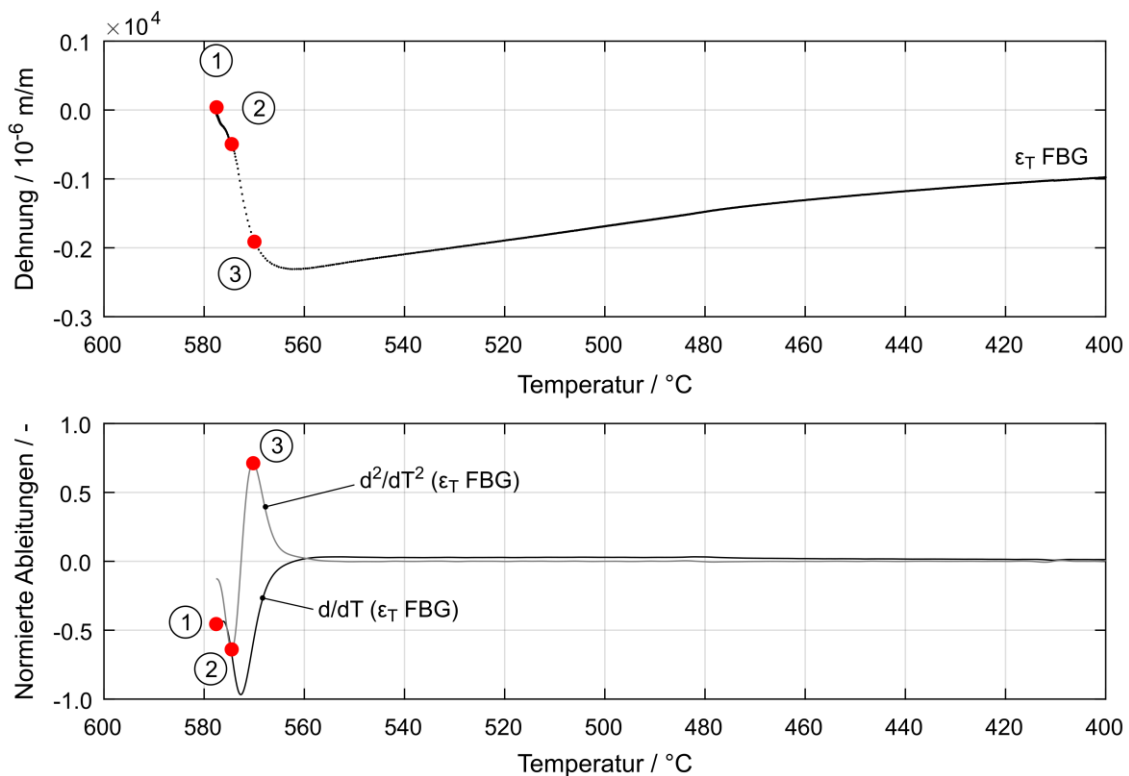


Abbildung 5.38: Dehnungsmessung mittels FBG in AlSi9 im Sandguss. Die Auswertung der ersten und zweiten Ableitung nach der Temperatur geben Aufschluss über die Dehnungsreaktionen im Erstarrungsintervall der Legierung. (Heilmeier et al. 2020).

5.5.2 Detektion von Makrorissbildung und Kernbrüchen

Zu den in Kapitel 5.4 gemachten Beobachtungen bei der Messung mit FBG zählt auch die Detektion von Rissbildung im Aluminiumguss. Besonders die Versuchsvarianten mit Formteilen aus Stahl sind bei einer nicht gießgerechten Konstruktion Ursache für eine Überlastung der Gussteile während der Schwindung. Da die Versuchsteile erst bei Raumtemperatur ausgeformt wurden, verstärkt sich dieser Effekt zusätzlich.

Ein Makroriss an der charakteristischen Stelle knapp unter dem Speiser des Zugstabrohlings ist in Abbildung 5.39 gezeigt. Die Bildung von Makrorissen ist in fast allen Versuchsabgüssen in der Kokille und mit Stahleinsätzen zu beobachten. In den Dehnungsmessungen in axialer Richtung finden sich Nachweise für Makrorisse in Form von Unstetigkeiten im gemessenen FBG-Dehnungsverlauf. In Abbildung 5.26 sind mehrere Einzelmessungen in der vergrößerten Darstellung gezeigt, die Hinweise auf ein Versagen des Aluminiums liefern.

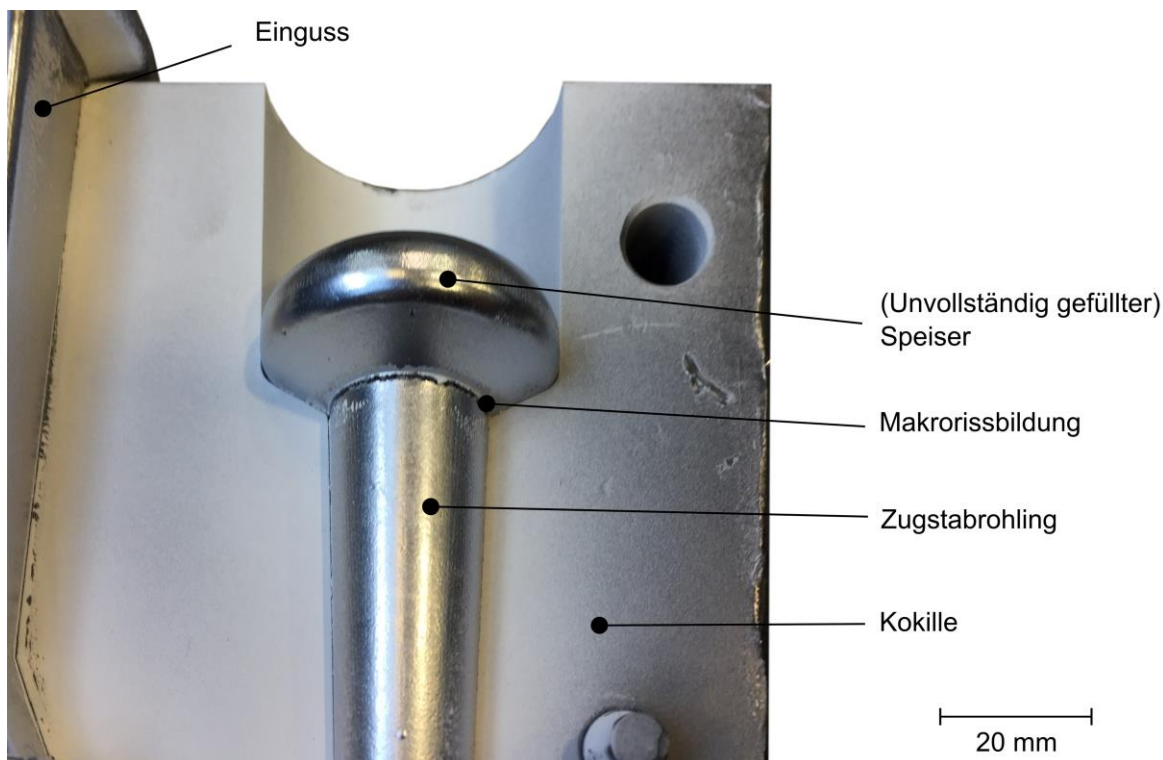


Abbildung 5.39: Abbildung des Zugstabrohlings im Aluminium-Kokillenguss bei geöffneter Kokille. Die charakteristische Stelle für das Auftreten von Makrorissen ist der Übergang vom Rohling zum Speiser mit seiner hohen Kerbwirkung.

Eine ähnliche Beobachtung lässt sich auch bei den Spannungsgittern im Guss mit Innenkernen aus furanharzgebundenem Sand beobachten. Hier sind ebenfalls Unstetigkeit in den entsprechend vergrößerten Verläufen der Einzelmessungen in Abbildung 5.29 gezeigt. Sie indizieren gebrochene Kerne, wie Abbildung 5.40 zeigt. Während des Aufschrumpfens steigt der Druck

auf den Kern, bis der harte Formstoff einen Sprödbbruch aufweist. Bemerkenswert ist, dass die Kerne aller Versuche bei nahezu gleicher Temperatur von 340°C versagen (vgl. Abbildung 5.29), und das Bruchverhalten, welches bei allen Kernen dasselbe, charakteristische Bild wie in Abbildung 5.40 zeigt. Dies ist auch der Grund dafür, dass mit dem Ex situ-Dehnungsmessverfahren in Kapitel 5.3.4 keine relevanten, freiwerdenden Dehnungen ermittelt werden können.

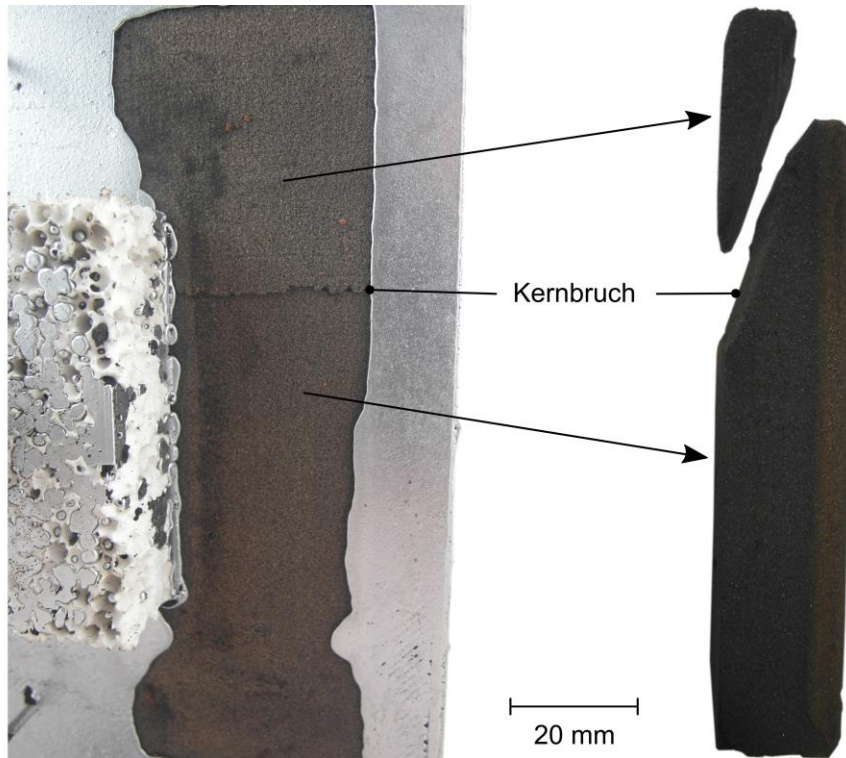


Abbildung 5.40: Abbildung des gebrochenen Innenkerns aus furanharzgebundenem Sand nach dem Abguss des Spannungsgitters. Das Bruchverhalten ist charakteristisch für einen Sprödbbruch unter Druckbelastung und tritt bei allen Kernen gleichermaßen auf.

5.5.3 Untersuchungen während der Wärmebehandlung

Für ein in Ölsand gegossenes Spannungsgitter wurde exemplarisch eine modellhafte Wärmebehandlung nach Abbildung 4.10 durchgeführt. Während der Wärmebehandlung wurden sowohl Dehnungen mit FBG, als auch die Temperatur mit dem eingegossenen Referenzthermoelement, gemessen. Das Ergebnis zeigt Abbildung 5.41. Während des Lösungsglühens bei 530°C für viereinhalb Stunden ist eine Dehnungsentwicklung über die Wärmedehnung des Aluminiums von $12970 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ hinaus zu beobachten. Die Differenz zur reinen Wärmedehnung beträgt vor dem Abschrecken auf Raumtemperatur $470 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$. Offensichtlich sind die Vorgänge während des Lösungsglühens noch nicht vollständig abgeschlossen, da die Dehnungskurve kurz vor dem Abschrecken noch keinen konstanten Endwert erreicht hat. Nach dem Abschrecken beträgt der absolute Dehnungswert $1970 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$. Während des Warmauslagerns für viereinhalb Stunden bei 200°C ist eine erneute Dehnungszunahme zu beobachten. Sie beträgt nach der Ofenabkühlung auf Raumtemperatur $2350 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$.

Die exemplarische FBG-Messung von Dehnungen während der Wärmebehandlung zeigt, dass sich hiermit neben dem Gießen noch ein weiterer Prozessschritt bei der Herstellung von Gussteilen untersuchen lässt.

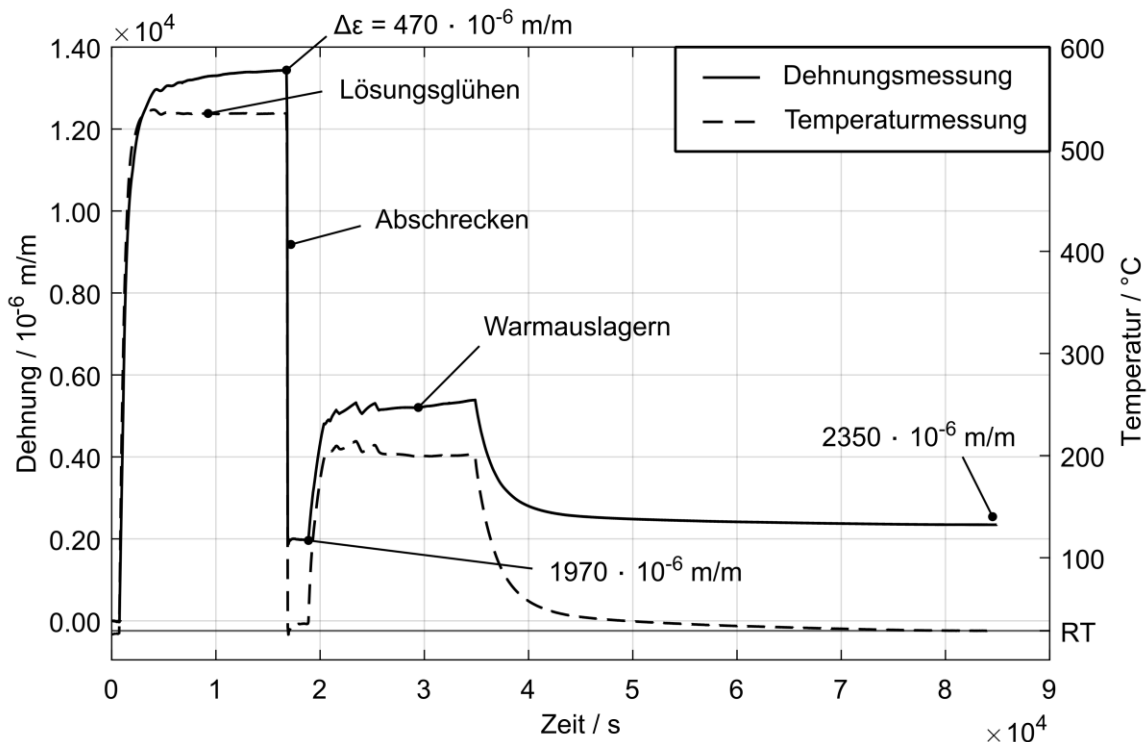


Abbildung 5.41: Ergebnis der T6-Wärmebehandlung eines in Ölsand gegossenen Spannungsgitters. Die Enddehnung bei Raumtemperatur kommt durch die Dehnungsreaktionen beim Lösungsglühen, Abschrecken und Warmauslagern zustande.

6 Bewertung der Messmethode

Die in Kapitel 5 vorgestellten Ergebnisse basieren auf dem neuen Ansatz zur In situ-Dehnungsmessung von Bauteildehnungen während der Erstarrung und Abkühlung im Aluminium-Guss. Hierfür wurde mit den faseroptischen Dehnungssensoren ein Messmittel vorgeschlagen, das sich zum Umgießen mit Aluminium-Gusswerkstoffen eignet. Die im Folgenden angeführte Einschätzung des Messmittels und eine Bewertung der Messqualität liefert erste Erkenntnisse über die Anwendbarkeit und die Grenzen eingegossener FBG.

6.1 Gültigkeit der In situ-Messungen mit FBG

Eine Absicherung der Messqualität ist mit den Ergebnissen aus der FE-Simulation des Verbundes Faser-Aluminium auf mikroskopischer Ebene gegeben. Die Berechnungen zeigen, dass elastische Dehnungen nahezu vollständig vom Aluminium auf die Glasfaser übertragen werden. Abbildung 5.16 zeigt, dass die Dehnungsübertragung mit einem vernachlässigbar kleinen Verlust durch plastische Dehnungen in der Verbundzone um die Faser erfolgt. Im Fall erhöhter plastischer Dehnungen im Aluminium zeigt Abbildung 5.18, dass mit Hilfe von FBG elastische Dehnungsanteile registriert werden, da nur diese auf die Faser einwirken können.

Die Kalibrierung der FBG-Messung wurde mit Hilfe der Messwerte aus der Neutronendiffraktometrie durchgeführt, bei welcher ebenfalls nur elastische Dehnungen registriert werden. Folglich kann davon ausgegangen werden, dass keine gegebenenfalls im Gussteil vorkommenden, plastischen Dehnungsanteile durch die Kalibrierung verloren gehen. Diese Annahme ist zulässig, da in den für die Kalibrierung verwendeten Versuchsabgüssen der Zugstabgeometrie in Sandformen nach Abbildung 5.32 keine Spannungswerte gemessen wurden, die plastische Dehnungsanteile im Aluminium erwarten lassen. Für den Sandguss besitzen Kalibrierung und vorgeschlagene Auswertemethodik also Gültigkeit, auch da die aus den FBG-Messungen berechneten Spannungen für den Sandguss nach Kapitel 5.4 plausible Werte liefern.

Bewertung der Unsicherheit in der Temperaturmessung

Für den Übertrag auf die Abgüsse in der Kokille bzw. in die Sandform mit Kontureinsätzen aus Stahl scheint die Kalibrierung vorerst nur bedingt geeignet zu sein, da die Spannungsberechnung aus den FBG-Dehnungen Werte liefern, die es zu hinterfragen gilt. Die Beträge der resultierenden Spannungen - mit Ausnahme der radialen Messrichtung in der Zugstabskokille, vgl. Abbildung 5.33 - werden zu hoch berechnet, höher als die Zugfestigkeit der im Sandguss hergestellten Zugproben in Abbildung 7.4 bei Raumtemperatur. Die Auswertemethodik zur Be-

rechnung elastischer Dehnungen beruht auf der Bereinigung der Wärmedehnung mit Nullabgleich im Nulldurchgang der Dehnungsverläufe. Für die Berechnung für eine Versuchsreihe wird der Nulldurchgang des angenäherten Polynoms verwendet. Folglich ist die Spannungsbeziehung äußerst sensitiv auf die im Versuch gemessenen Temperaturen. Der Vergleich der Temperaturen an der FBG-Messposition und der Messposition des Referenz-Thermoelements in Abbildung 5.5 zeigt, dass gerade im Guss mit Formteilen aus Stahl eine hohe Diskrepanz durch Asymmetrien im Prozess entstehen kann. Dies ist nochmals in Abbildung 6.1 verdeutlicht, welche das Temperaturintervall der Nulldurchgänge der Einzelversuche des Zugstabs im Sand- und im Kokillenguss gegenüberstellt. Hier zeigt der Vergleich, dass die Unsicherheit bei der Temperaturbereinigung im Kokillenguss im Intervall von rund 140°C größer ist als im Sandguss mit einem Intervall von 17°C . Dies entspricht einer zusätzlichen Unsicherheit der Dehnung von $\pm 1750 \cdot 10^{-6} \text{ m/m}$ und folglich $\pm 135 \text{ MPa}$ zusätzlicher Unsicherheit bei der Angabe des Spannungswerts für den Kokillenguss in Abbildung 5.32. Die Ungenauigkeit der Temperaturmessung bei hohen Temperaturen gilt gleichermaßen für die Abgüsse mit Kontureinsätzen aus Stahl im Guss des Spannungsgitters. Dies ist eine mögliche Erklärung für die Diskrepanz zwischen FBG- und DMS-Dehnungsmessung in Abbildung 5.30.

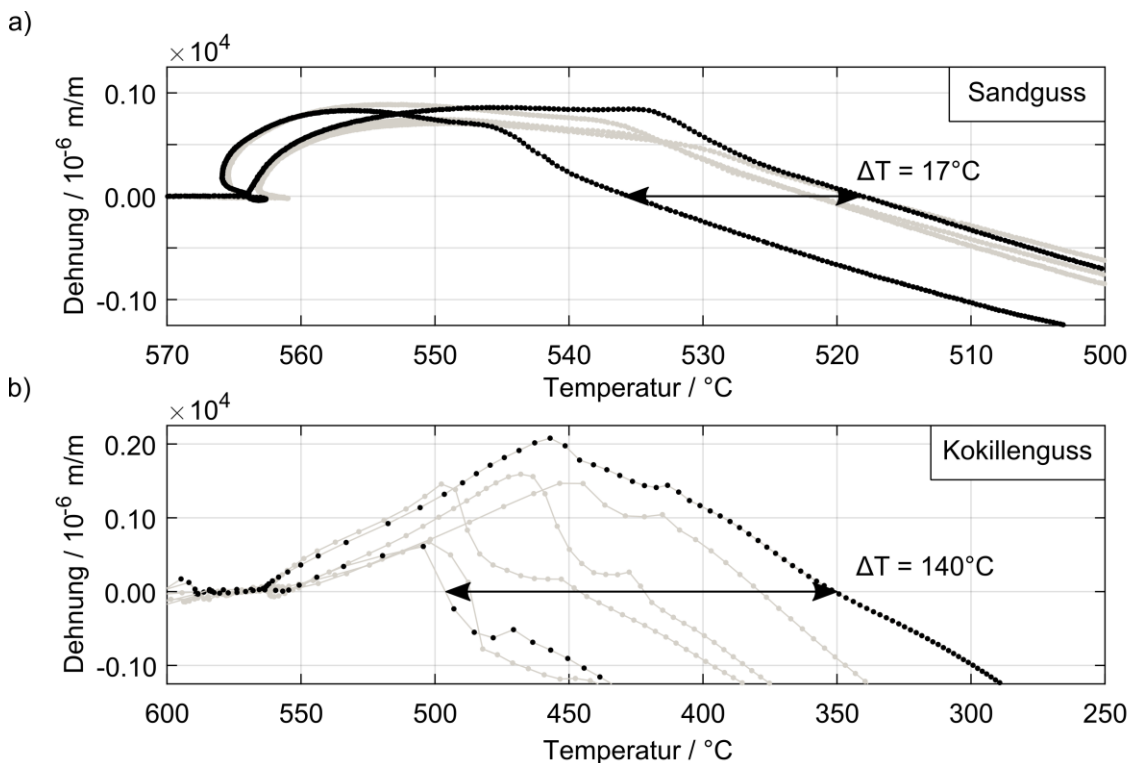


Abbildung 6.1: Temperaturintervall der Nulldurchgänge für die gemessenen Dehnungsverläufe a) im Sand- und b) im Kokillenguss für die Zugstabgeometrie mit FBG in axialer Richtung. Die Streuung wird durch die systematische Unsicherheit der Messung der FBG-Referenztemperatur über die Bauteilsymmetrie hervorgerufen, wie Abbildung 5.5 zeigt.

Bewertung der Streuung der Dehnungswerte

Der Vergleich der Streuung der Dehnungswerte bei Raumtemperatur, die stellvertretend ist für die Streuung der Dehnungen über der Temperatur, ist in Abbildung 6.2 für den Vergleich zwischen Sand- und Kokillenguss gezeigt. Die Versuchsabgüsse in der Kokille liefern mit einem Intervall von $2940 \cdot 10^{-6}$ m/m eine höhere Streuung als der Sandguss mit $540 \cdot 10^{-6}$ m/m. Da die Dehnungen bei Raumtemperatur verglichen werden, ist ein Einfluss der Temperaturmessung ausgeschlossen. Vielmehr handelt es sich um eine prozessbedingte Streuung, die in der Praxis des Gießens grundsätzlich auftritt.

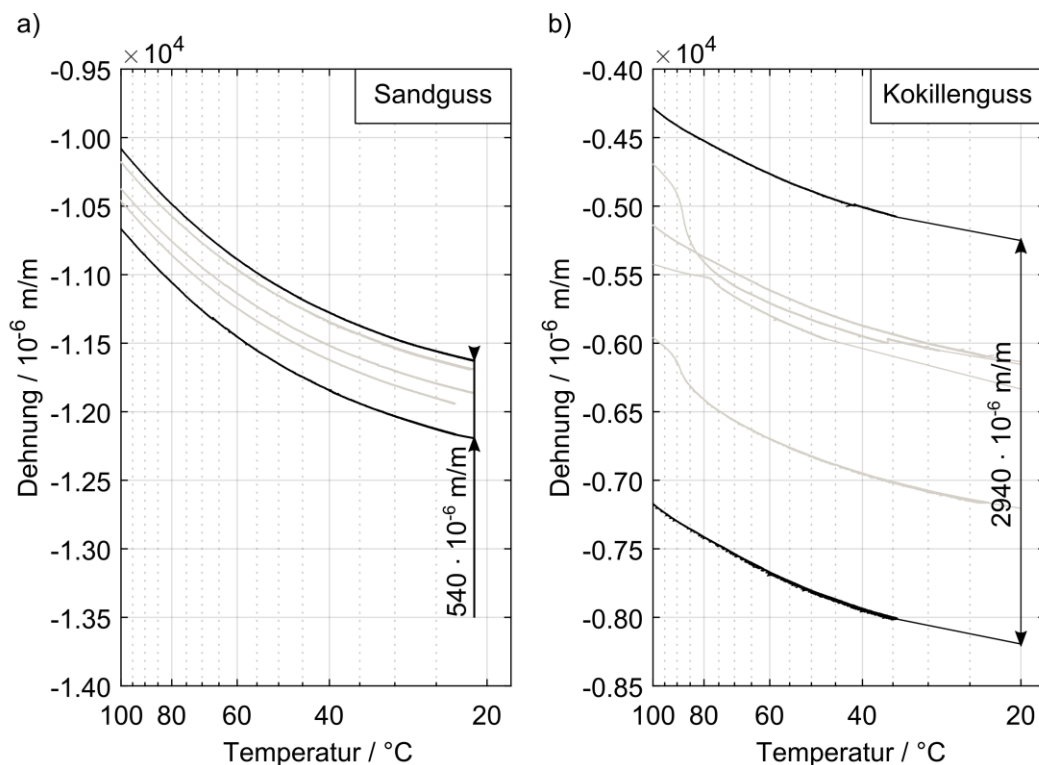


Abbildung 6.2: Streuung der Dehnungswerte der in Abbildung 6.1 gezeigten FBG-Messungen im Vergleich zwischen Sand- und Kokillenguss. Hierbei handelt es sich um eine stochastische Streuung, die durch den jeweiligen Gießprozess hervorgerufen wird.

Die Streuung der Dehnungswerte lässt sich zum einen mit den Abgüssen erklären, die - mit Ausnahme der Versuche am Neutronendiffraktometer - von Hand erfolgten. Naturgemäß entstehen dadurch stochastische Abweichungen zwischen den einzelnen Abgüssen und damit der gemessenen Dehnungsreaktionen im FBG. Zum anderen sind die Füllstände der Speiser vor allem im Kokillenguss einer Schwankung unterworfen (vgl. Abbildung 5.39), die auf die schlagartige Erstarrung zurückzuführen ist und das damit verbundene frühzeitige Einfrieren der Läufe der Zugstabgeometrie. Daraus resultiert ein inhomogener Wärmehaushalt der Kokille bei

jedem Abguss, der eine Änderung der Erstarrungs- und Abkühlbedingungen und somit der Dehnungen im Gussteil zur Folge hat.

Die Zugstabgeometrie wurde für den Sandguss mit einer gerichteten Erstarrung von den Läufen zu den Speisern entworfen. Die Ausführung der Form als Kokille bewirkt eine Änderung der Abkühlbedingungen des Aluminiums. Durch die hohe Wärmeabfuhr über die Kokillenwand bildet sich eine radial nach innen gerichtete Erstarrungsfront, wie sie für den Kokillenguss typisch ist. Gerade für die axiale Messrichtung verläuft die Erstarrung folglich nicht mehr an der Faser entlang, sondern schlagartig an der gesamten freien Faserlänge. Die resultierende, ungerichtete Erstarrung an der Faser ist eine mögliche Ursache für die hohe Streuung der Dehnungswerte in Abbildung 6.2 b).

Mit der Art der Erstarrung, die sich zwischen Sandguss und Kokillenguss unterscheidet, ist ein weiterer Einflussfaktor auf die FBG-Messung gegeben. Hierzu ist in Abbildung 6.3 der Vergleich zwischen a) endogener Erstarrung im Sandguss und b) exogener Erstarrung im Kokillenguss für AlSi-Legierungen dargestellt (Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie 2013). Bei der endogenen Erstarrung bilden sich im gesamten Schmelzevolumen verteilte Erstarrungskeime, die sich bevorzugt an der Faser ausbilden und sie umgeben, wie die mikroskopische Aufnahme in Abbildung 4.9 a) zeigt. Im Falle exogener Erstarrung, die durch die hohe Wärmeabfuhr über die Kokille schlagartig abläuft (vgl. hierzu Abbildung 5.2), bildet der Gusswerkstoff nach innen gerichtete Dendriten aus, die an der Faser enden und radiale Kräfte ausüben, welche inhomogene, transversale Dehnungen im Bereich des FBG verursachen. Dies wird durch die lichtmikroskopischen Aufnahmen mit 100-facher Vergrößerung in Abbildung 6.3 bestätigt, die in a) ein gröberes, homogeneres Gefüge zeigen als im Vergleich mit b), wo sich ein feineres Gefüge mit nach innen gerichteten Dendriten zeigt. Nach Abbildung 2.29 hat der Unterschied in der Erstarrungsmorphologie im Kokillenguss eine Veränderung des reflektierten Peakspektrums zur Folge. Um diese Hypothese zu stützen, werden im Folgenden FBG-Spektren vor und nach dem Guss diskutiert.

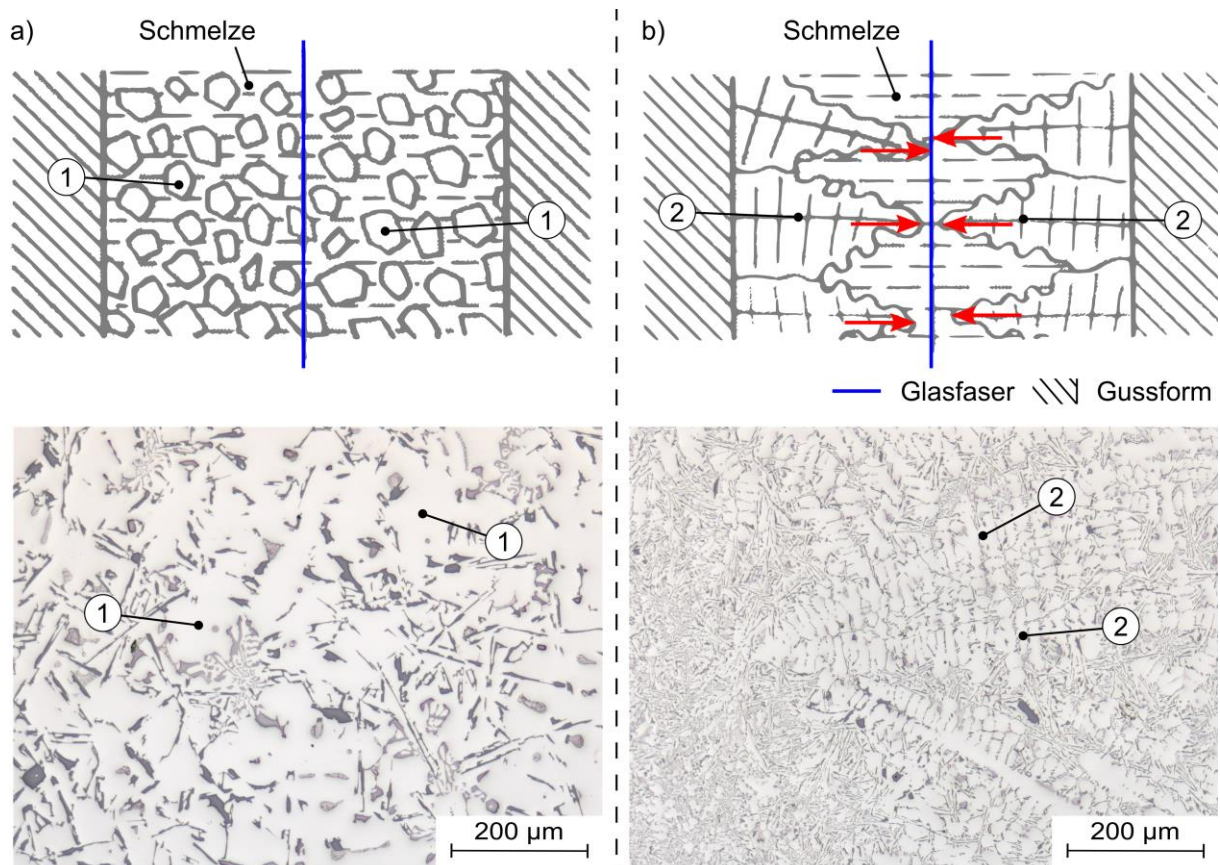


Abbildung 6.3: Vergleich a) endogener Erstarrung im Sandguss und b) exogener Erstarrung im Kokillenguss von AlSi-Legierungen. Bei der endogenen Erstarrung bilden sich über das Schmelzevolumen verteilte Erstarrungskeime (1), die die Faser umschließen. Bei der exogenen, dendritischen Erstarrung wirken mit dem Dendritenwachstum (2) ungleichmäßige, transversale Dehnungen auf die Glasfaser ein.

6.2 Spektrale Analyse der optischen Sensoren

Zum Verständnis der mechanischen Belastung auf die eingegossenen Glasfaser-Sensoren zeigt Abbildung 6.4 die Spektren repräsentativer FBG-Messungen vor und nach dem Guss jeweils bei Raumtemperatur. In Grau hinterlegt ist das Ruhespektrum des FBG, auf dessen Maximalwert die Intensität normiert ist. Dies ermöglicht den direkten Vergleich der Intensitätsabnahme des Peaks durch den Gießprozess. Die Spektren sind für die Bewertung der Peakform auf die Peakwellenlänge λ_B bzw. $\lambda_{B,0}$ verschoben.

In diesem Vergleich lassen sich zwei Beobachtungen machen. Zum einen ist jedes FBG einer Abnahme in der Peakintensität unterworfen, die durch das Eingießen in Aluminium zustande kommt. Der Grad der Intensitätsabnahme korreliert mit der Messrichtung des Sensors, der in axialer Richtung auf einer Länge von 80 mm mit Aluminium umgeben ist. Hierbei wirken nach Abbildung 5.15 radiale Spannungen auf die Faser, die einen optischen Verlust der Intensität

mit sich bringen. Da die Länge der Faser, die mit Aluminium umgeben ist, bei radialer Ausrichtung nur ca. 15 mm beträgt, fällt dieser Effekt entsprechend weniger stark aus. Zum anderen ändert sich im Guss die Form des Peakspektrums. Nach Abbildung 2.29 a) ist dies auf eine inhomogene, transversale Belastung des Sensors entlang des Bragg-Gitters zurückzuführen. Hier korreliert der Grad der Deformation des Spektrums - gemessen am Verhältnis von Intensität und Breite der Nebenmoden - mit der Höhe der Gussteilspannungen durch die Schwindungsbehinderung, die im Kokillenguss nach Kapitel 5.4 merklich höher ausfällt als im Sandguss. Dies verstärkt sich für den Kokillenguss mit axialer Messrichtung, wo sich im Peakspektrum in Abbildung 6.4 eine Nebenmode mit nennenswerter Intensität zeigt.

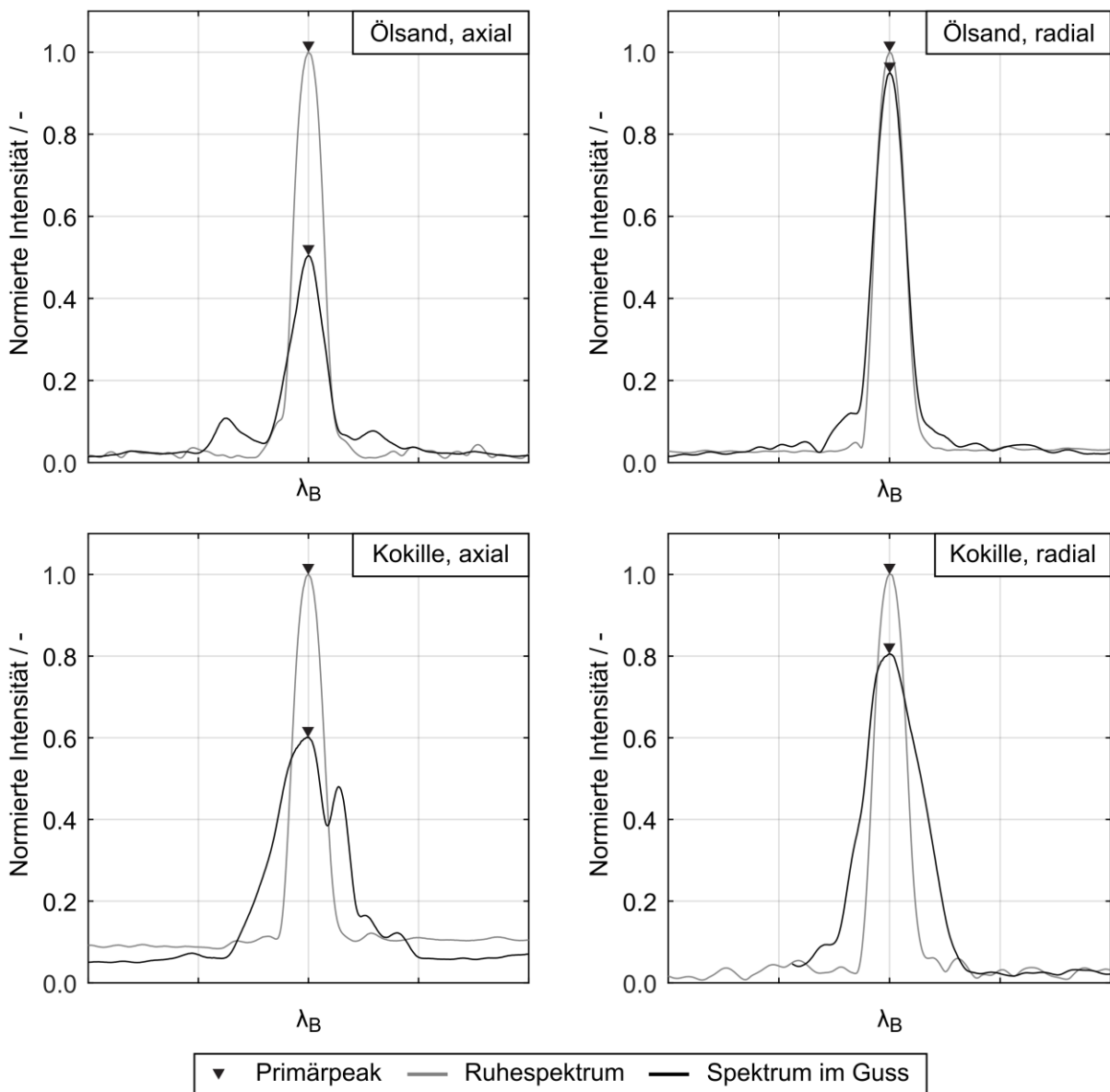


Abbildung 6.4: FBG-Spektren vor und nach dem Guss der Zugstabgeometrie, jeweils bei Raumtemperatur aufgenommen. Der Vergleich der Intensitäten und der Nebenmoden zeigt eine Veränderung des Spektrums unter mechanischer Belastung.

Dieselben Erkenntnisse lassen sich auf die Spektren der FBG in der Spannungsgittergeometrie in Abbildung 6.5 übertragen. Hier nimmt die Intensität des Peaks im Guss mit Furankern und Kontureinsatz stärker ab als in der reinen Ölsandform. Zudem ist eine Verbreiterung des Peakpektrums im Versuch mit Kontureinsätzen zu beobachten, die in der Ölsandform ohne Einsätze nicht auftritt.

Die Beobachtungen besagen, dass die Einwirkung radialer Dehnungen auf das FBG und die freie Länge der Glasfaser während des Umgießens einen Einfluss auf Intensität und Form des Peakpektrums haben. Nach Heilmeier et al. hängt die Position des Primärpeaks, der definiert ist als der Peak des Ruhespektrums des freien FBG bei Raumtemperatur, der die Dehnungsinformation enthält und zur Auswertung der Messungen verwendet wird, nicht von diesen Effekten ab (Heilmeier et al. 2019). Vielmehr lässt sich durch die Analyse der Form des Spektrums eine Aussage über die mechanische Belastung der Faser während des Gusses treffen. Folglich bedeutet das für das Spektrum des FBG im Versuchsabguss im Zylinderkopf, gezeigt in Abbildung 6.5, dass weder die Intensitätsabnahme des Peaks, noch eine besonders ausgeprägte Verbreiterung des Peakpektrums auf eine übermäßige Belastung des FBG in dieser Geometrie schließen lassen.

Zusammenfassend zeigt sich, dass eine höhere mechanische Last auf dem Sensor eine Verringerung der Peakintensität zur Folge hat. Eine Verbreiterung des Spektrums durch eine steigende Intensität der Nebenmoden ist bedingt durch eine inhomogene transversale Last, die durch Unterschiede im Erstarrungsverhalten zustande kommt. Die Position des Primärpeaks bleibt darüber hinaus ausschließlich von der axialen Dehnung der Faser abhängig.

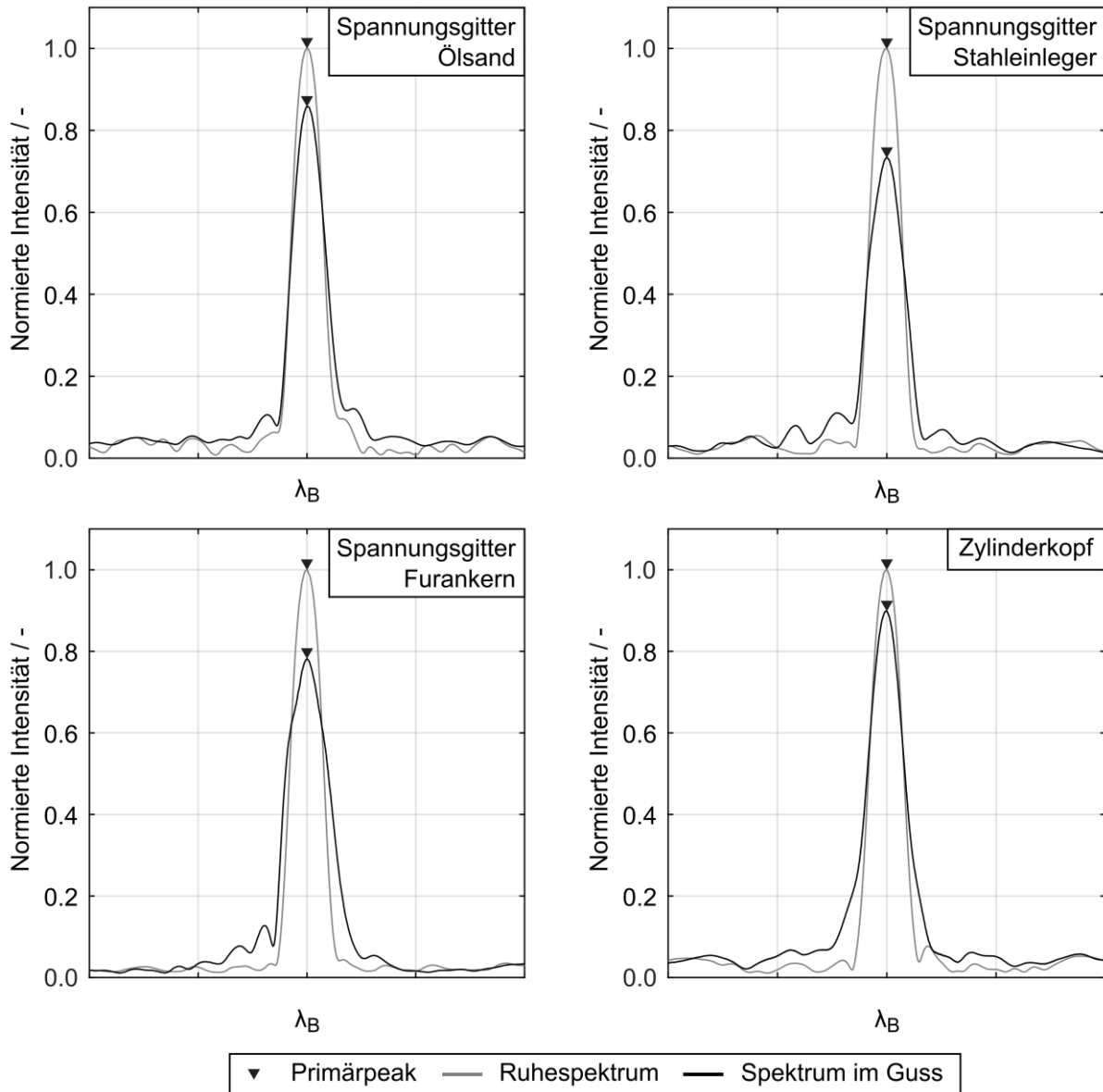


Abbildung 6.5: FBG-Spektren vor und nach dem Guss des Spannungsgitters und des Zylinderkopfes, jeweils bei Raumtemperatur aufgenommen. Der Vergleich der Intensitäten und der Nebenmoden zeigt eine Veränderung des Spektrums unter mechanischer Belastung.

6.3 Fehlerdiskussion

In der Messtechnik wird zwischen dem wahren Wert χ_W und dem (Einzel-) Messwert χ unterschieden. Die Differenz bilden verschiedene Messabweichungen, die

- bekannte, systematische Messabweichungen $e_{s,b}$,
- unbekannte, systematische Messabweichungen $e_{s,u}$ und
- zufällige Messabweichungen e_r

umfassen. Die Fehleranalyse befasst sich mit der Unterscheidung und Zuordnung der Fehler der Messung, um einen zuverlässigen Anzeigewert (Messwert) zu erhalten. (Lerch 2016)

Die Abhängigkeiten der FBG-Messungen und der Diffraktometriemessungen zueinander sind in Abbildung 6.6 in Anlehnung an DIN 1319-1 dargestellt (DIN 1319-1). Der Erwartungswert der Diffraktometriemessung wird als berichtiger Messwert χ_E für die Kalibrierung des Erwartungswerts μ der FBG-Messungen um die bekannte, systematische Messabweichung $e_{s,b}$ angenommen. Die durch den Gießprozess bedingte Streuung der Messungen um ihre Erwartungswerte ergibt für beide Messmethoden eine zufällige Abweichung e_r , die bei allen Berechnungen nach Gleichung 4.5 berücksichtigt werden muss.

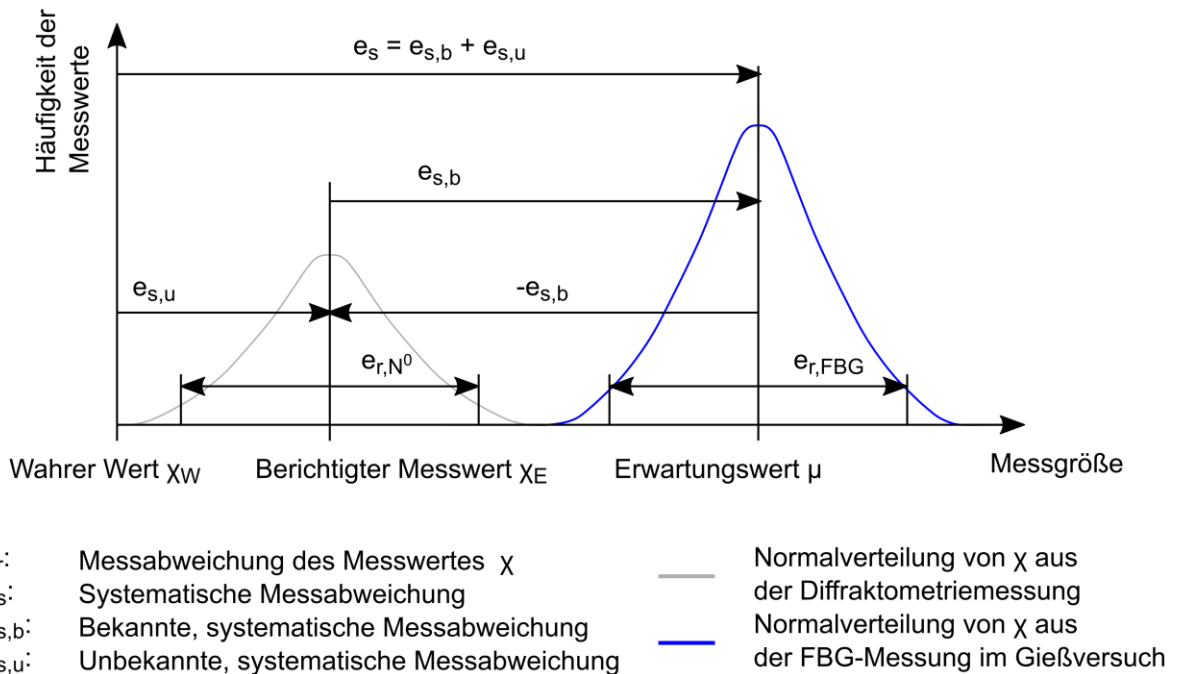


Abbildung 6.6: Zusammenhang zwischen dem Erwartungswert der FBG-Messung, dem berichtigten Messwert aus der Neutronendiffraktometrie und den verschiedenen Fehlerarten. In Anlehnung an (DIN 1319-1).

Zusätzlich zur prozessbedingten Streuung weichen die Einzelmesspunkte aus der Diffraktometrie um die unbekannte, systematische Messabweichung $e_{s,u}$ vom wahren Wert χ_W ab. Diese liegt in der Bauart des Instruments und der Approximation der Peakwellenlängen im Diffraktogramm durch eine Gaussfunktion begründet (Randau 2012). Diese Abweichung entspricht dem Fehlerbalken der Einzelmesspunkte in Abbildung 5.11, die jedoch im Vergleich zur Unsicherheit durch den Gießprozess vernachlässigbar klein ist.

Für die Berechnung der schwindungsbedingten Gussteildehnungen in Kapitel 5.3.4 und den daraus resultierenden Spannungen in Kapitel 5.4 lassen sich auf Grundlage von Gleichung 4.5 signifikante und vernachlässigbare Fehler unterscheiden. Durch das Quadrieren der Einzelfehler werden nach Abbildung 6.7 Fehlereinflüsse mit unter 5 % Anteil am Gesamtfehler verschwinden, die kleiner sind als 30 % des größten Fehlers bzw. des Gesamtfehlers. Eine Einteilung aller Unsicherheiten nach DIN 1319-1 und eine Bewertung ihrer Signifikanz für die Dehnungen in Kapitel 5.3.4 ist in Tabelle 6.1 gezeigt.

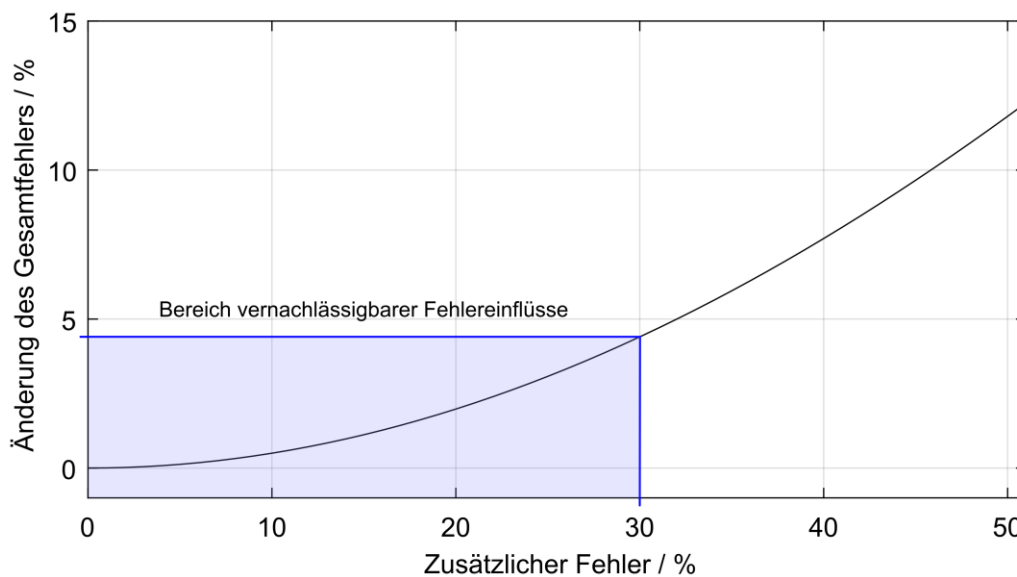


Abbildung 6.7: Abhängigkeit des Gesamtfehlers von der Größe eines zusätzlichen Einzelfehlers, berechnet mit Gleichung 4.5.

Wie Tabelle 6.1 mit der Bewertung der einzelnen Messunsicherheiten zeigt, ist der Gesamtfehler der FBG-Messung im Guss sensitiv auf die Unsicherheiten bei der Messung der Wärmedehnungen, die Unsicherheiten bei der Temperaturmessung im Versuch und auf die prozessbedingte Streuung der Dehnungswerte innerhalb einer Versuchsvariante. Die Prozessunsicherheiten im Versuch am Diffraktometer wirken sich direkt auf die Unsicherheit der Kalibrierung aus. Hier ist mit vier Einzelversuchen eine erste, hinreichende Statistik gegeben, die für den Sand-

guss einen sinnvollen Übertrag auf Messungen im Realbauteil ermöglicht. Um die Messunsicherheit zu verringern ist es aber unabdingbar, eine Kalibrierung mit einer höheren Anzahl an Versuchen durchzuführen, um den zufälligen Fehler e_r nach Abbildung 6.6 gemäß der Normalverteilung sinnvoll zu minimieren (vgl. auch Abbildung 4.28).

Tabelle 6.1: Auflistung der einzelnen Messunsicherheiten und deren Einfluss auf den Gesamtfehler der Dehnungsmessung mittels FBG im Guss.

Messunsicherheit	Zuordnung zu	Einfluss auf Gesamtfehler
Sensordrift unter Temperatureinfluss	$e_{s,b}$	vernachlässigbar
Verlust plastischer Anteile bei der Dehnungsübertragung auf das FBG	$e_{s,b}$	vernachlässigbar
Einfluss von Porosität unter 5 % im Guss auf die Dehnungsmessung	$e_{s,b}$	vernachlässigbar
Unsicherheit der Temperaturmessung im Sandguss	$e_{s,b}$	vernachlässigbar
Unsicherheit der Einzelmesspunkte der Diffraktometriemessungen	$e_{s,b}$	vernachlässigbar
Unsicherheit der Temperaturmessung im Kokillenguss	$e_{s,b}$	nicht vernachlässigbar
Unsicherheit bei der Messung der Wärmedehnung	$e_{s,b}$	nicht vernachlässigbar
Prozessstreuung der Gießversuche in der Diffraktometriemessung	e_r	nicht vernachlässigbar
Prozessstreuung der Gießversuche in den FBG-Versuchsreihen	e_r	nicht vernachlässigbar

Zusätzlich zu den oben genannten Messunsicherheiten existieren immer unbekannt, systematische Fehleranteile $e_{s,u}$. Ein Beispiel hierfür ist die Unsicherheit bei der Dehnungsmessung mittels Neutronendiffraktometrie über 400°C. Die Unsicherheit der Einzelmesspunkte ist als Minimum anzunehmen und kann in Wahrheit höher ausfallen. Diese Unsicherheit hängt hauptsächlich von der endlichen Zeitauflösung der Messmethode von 10 s und der Temperaturgradienten in Kapitel 5.1.2 ab. Eine Abschätzung der Unsicherheit der Dehnungen ist deshalb nicht möglich, weil kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Temperatur und Dehnung als Referenz zur Fehlerabschätzung vorliegt. Die fehlende Kenntnis der Unsicherheit $e_{s,u}$ bei hohen Temperaturen suggeriert in den Kapiteln 5.3.4 und 5.4 über 400°C kleinere Fehler als darunter, obwohl die Messungen gerade bei niedrigeren Temperaturen im Hinblick auf die Zeitauflösung des Neutronendetektors deutlich zuverlässiger sind.

6.4 Übertrag der FBG-Messung auf das industrielle Bauteil

Die Überlegungen zur Zuverlässigkeit der Temperaturmessung und zur prozessbedingten Streuung der mittels FBG gemessenen Dehnungswerte zeigen, dass sie beiderseits zu einer Erhöhung der Messunsicherheit beitragen können. Folglich lässt sich ableiten, dass die Messungen im Kernpaket aus Sandkernen mit örtlich nahe den FBG gelegenen Thermoelementen im Zylinderkopf die Berechnung zuverlässiger Spannungswerte ermöglichen.

Die Analyse des FBG-Spektrums aus dem Zylinderkopf in Abbildung 6.5 zeigt im Vergleich zu den anderen Versuchsvarianten, dass auf das FBG keine übermäßige mechanische Last wirkt, die zum einen eine irreguläre Abnahme der Peakintensität mit sich bringt (vgl. mit Ölsand). Zum anderen bringt der Guss im Zylinderkopf keine wesentliche Verbreiterung des Spektrums durch Nebenmoden mit sich, wie es im Kokillenguss der Fall ist.

Auch die geringe Diskrepanz der Dehnungswerte bei Raumtemperatur, die im Zylinderkopf mit unter einem Prozent die Geringste der gesamten Versuche darstellt, macht eine präzise Aussage über die schwindungsbedingten Spannungswerte in Abbildung 5.35 möglich. Die dennoch deutliche Messunsicherheit der Einzelmessungen, die mit den Fehlerbalken ersichtlich ist, rührt von der Streuung der Umrechnungsfaktoren aus der Kalibrierung in Tabelle 5.3 her. Die Tatsache, dass die Spannungswerte innerhalb des Rundungsfehlers auf einem Wert liegen, zeigt, dass vergleichbare Messungen innerhalb eines Abgusses eine deutlich geringere Streuung aufweisen, als vergleichbare Messungen in drei oder mehr Einzelversuchen. Dies wird deutlich im Vergleich mit der Streuung in Abbildung 6.2. Mit den Überlegungen aus Kapitel 4.5 und Kapitel 6.3 ist durch die dreifache Messung in einem Gussteil dennoch eine hinreichende Ergebnisgenauigkeit gegeben, die sich durch wiederholte Messungen weiter verbessern lässt.

Vor dem Hintergrund, dass die Messungen innerhalb des Kernpakets erfolgen, ist eine Validierung der Dehnungswerte in Abbildung 5.36 mit Hilfe von In situ-Messungen nicht möglich. Durchstrahlverfahren dürften kaum in der Lage sein, den Formsand und das Gussteil auf einer Distanz von mehreren Hundert Millimetern für eine quantitative Messung zu durchdringen. Für Ex situ-Verfahren ist der Versuch zumindest erschwert, aber durchaus denkbar. Verfahren wie das Freischneiden, die Bohrlochmethode oder das Schlitzen eignen sich nicht als Validierungsmessung, da die Spannungsreaktionen zwischen Gussteil und Form nach dem Ausformen nicht mehr nachweisbar sein werden (vgl. nach Kapitel 5.3.3). Denkbar wäre eine Anwendung der Tieflochmethode bei Raumtemperatur in Anlehnung an Kitano oder mit Hilfe eines Sensors nach Rösch, solange das Bauteil noch nicht ausgeformt wurde. (Kitano et al. 2012; Rösch 2009)

Damit wird ersichtlich, dass mit Hilfe von FBG eine neue, herausragende Möglichkeit verfügbar ist, zuverlässige Aussagen über die Schwindungsbehinderung durch die Gussform zu untersuchen und die zugehörigen Spannungsreaktionen quantitativ zu ermitteln. Hierzu ist mit Abbildung 5.35 eine erste, gültige Spannungsberechnung für ein Serienbauteil gelungen. Die Messung lässt sich hervorragend nutzen, um die quantitative Spannungsentwicklung in Gussbauteilen erstmals ohne den Einsatz von Durchstrahlverfahren temperaturlaufgelöst zu untersuchen.

6.5 Einordnung der FBG-Sensoren gegenüber dem Stand der Technik

Der aktuelle Stand der Technik in Kapitel 2 zeigt, dass es eine Vielzahl an Methoden gibt, Eigenspannungen über die Messung von Dehnungen zu ermitteln. Abbildung 6.8 greift nochmals die in die Kategorien „zerstörernd“, „zerstörungsfrei“, „oberflächennah“ und „Bauteilinneres“ eingeteilten Methoden auf.

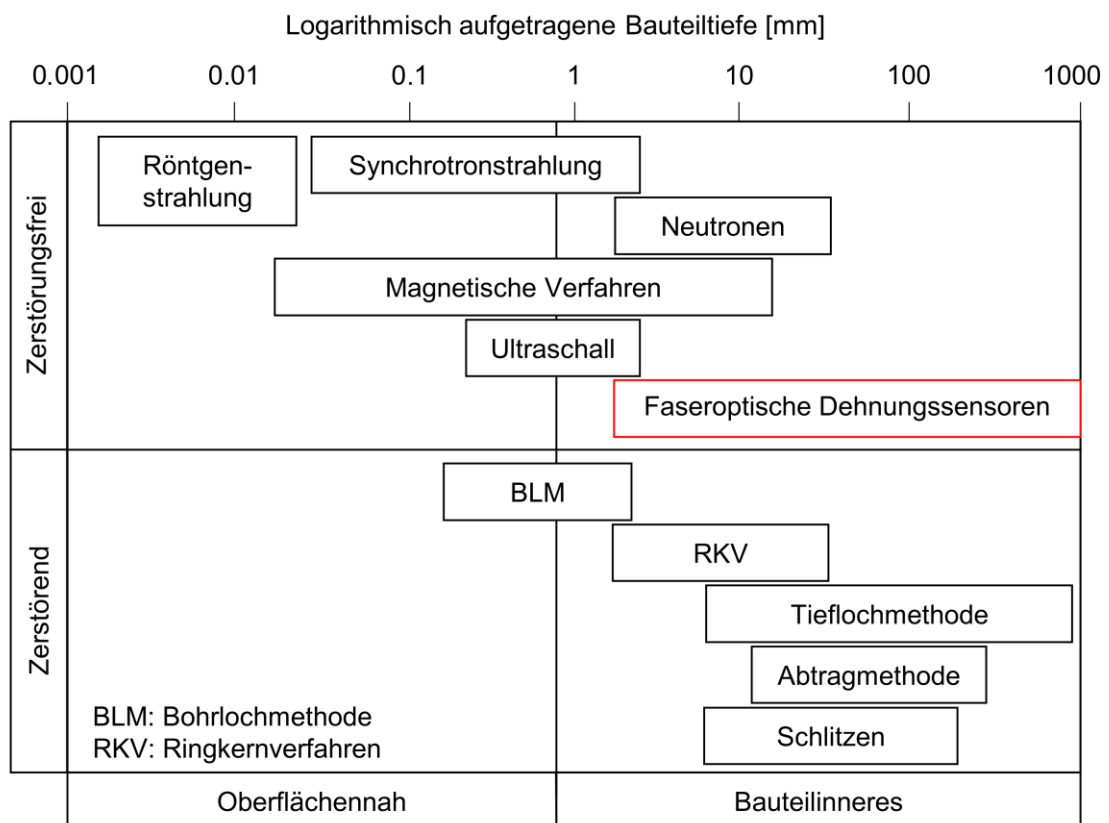


Abbildung 6.8: Einordnung der neuen Messmethode eingegossener FBG-Sensoren gegenüber dem Stand der Technik. Hiermit ist eine weitere Möglichkeit der zerstörungsfreien Dehnungsmessung im Bauteilinneren gegeben.

Hier ist mit dem Eingießen von FBG eine neue, zerstörungsfreie Methode für Messung von Dehnungen im Bauteilinneren gegeben, welche sich gegenüber den übrigen Methoden wie in

Abbildung 6.8 eingliedert. FBG würden sich zwar auch für eine Applikation auf der Bauteiloberfläche eignen, wären in diesem Fall aber analog zu DMS einzusetzen und hätten somit keinen Nutzen für die In situ-Messung von Dehnungen im Gießprozess. FBG sollten zur Vermeidung von Randeffekten mit einem Mindestabstand von 2.5 mm zur Bauteiloberfläche eingegossen werden und können sich dabei in beliebiger Tiefe im Bauteil befinden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit ist erstmals die temperaturlaufgelöste Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe eingegossener, optischer Dehnungssensoren gelungen. Die Sensoren liefern Dehnungsinformationen während des Gießens, der Erstarrung und der Abkühlung von Aluminium-Gießwerkstoffen. Gießgeometrien aus dem akademischen Bereich wurden auf ihre Schwindungsbehinderung hin untersucht bei gleichzeitiger Steigerung der Bauteilkomplexität und der Festigkeit des Formstoffes über die Versuchsreihen. Den Abschluss bildet die Anwendung in einem industriellen Bauteil.

Grundlage für die quantitative Ermittlung von Gussteilspannungen bildet die Kalibrierung der FBG mit Hilfe der Neutronendiffraktometrie, einem State of the art-Messmittel für die zerstörungsfreie Messung elastischer Dehnungen im Gießwerkstoff. Dies ermöglicht die Durchführung von umfangreichen Experimenten zur Untersuchung der Spannungsentwicklung in mechanisch unabhängigen Richtungen, den Einfluss unterschiedlicher Formstoffe sowie den Einfluss der Bauteilkomplexität auf die Dehnungsreaktion. Die Versuche wurden sowohl im Testfeld des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, als auch im Forschungsreaktor Heinz Maier-Leibnitz 2 der Technischen Universität München, durchgeführt.

Die Bewertung der Messungen im Anwendungsfall des industriellen Bauteils führt zu dem Ergebnis, dass FBG quantitative, temperaturlaufgelöste Spannungen liefern. Mit drei Messungen während des Abgusses eines Zylinderkopfes ist gezeigt, dass die Streuung der FBG-Dehnungswerte vornehmlich prozessbedingt ist und diese innerhalb eines Abgusses kaum voneinander abweichen. Damit ist eine sinnvolle Anwendung von FBG-Messungen im Guss nachgewiesen.

Zu den Potenzialen der FBG-Messung im Guss gehört die Analyse von Erstarrungsreaktionen mit Hilfe der ersten und zweiten Ableitung der Dehnung nach der Temperatur. Hierfür wurde bislang die Temperaturmessung nach der Zeit abgeleitet (vgl. Dissertation Reihle). Mit der Analyse der Daten aus dem FBG-Experiment sind mit der Dehnung und der Temperatur zwei unabhängige Messungen gegeben, deren Ergebnis sich bei der Analyse in Kapitel 5.5.1 aufsummiert und somit eine zuverlässigere Aussage über die Erstarrungsreaktionen in Aluminiumlegierungen liefert. Deshalb wird für weiterführende Versuche eine systematische Analyse gängiger Legierungssysteme, die eine breite Anwendung im industriellen Umfeld finden, vorgeschlagen. Eine Datenbank der charakteristischen Dehnungsentwicklung könnte in Form eines Ersatzmodells in die Erstarrungssimulation überführt werden und böte dort einen entscheidenden Mehrwert bei der Analyse von schwindungsbedingten Gussteilspannungen und in direkter Folge bei der gießgerechten Konstruktion.

Zudem ist die Detektion von Kernbrüchen und Rissbildung im Guss für die Definition des Prozessfensters im Guss vorteilhaft. So ist beispielsweise eine Aussage über die minimale Ausformtemperatur möglich, bevor eine nennenswerte Erhöhung der Ausschussrate entsteht. Eine ähnliche Aussage ist durch die FBG-Dehnungsmessung während der Wärmebehandlung möglich. Eine fundierte Entscheidungshilfe für die Dauer der Wärmebehandlungsschritte ist mit der Beantwortung der Frage, ob Lösungs-, Diffusions- und Ausscheidungsvorgänge bereits abgeschlossen sind, gegeben. Dies hilft, Energie und Kosten zu sparen, was vor dem Hintergrund der aktuellen Umweltfrage im energieintensiven Gießereigewerbe einen entscheidenden Vorteil darstellt.

Die Auswertung der Gießversuche zeigt, dass die Bereinigung der gemessenen Dehnungen um die Wärmedehnung des Aluminiums in höchstem Maße sensitiv auf die Temperaturmessung ist. Verstärkt wird dies durch die fehlende absolute Referenz für den Nullabgleich der Wärmedehnung, wie sie beispielsweise mit der Messung der spannungsfreien Probe im Diffraktometriexperiment gegeben ist. Somit wirken sich abweichende Temperaturmessungen über die Bauteilsymmetrie direkt auf die Unsicherheit der Dehnungsmessung aus. Hier wäre ein neues Konzept zur Temperaturmessung sinnvoll, das drei Messgitter innerhalb einer Faser vorsieht. Bei diesem neuen Sensorkonzept wäre nur das mittlere Messgitter von Schmelze umgeben, während die beiden äußeren Gitter dehnungsentkoppelt sind und als Thermoelemente fungieren. Damit ist eine Temperaturmessung analog zur Instrumentierung im Zylinderkopf in Abbildung 4.7 mit nur einem Glasfasersensor möglich. Mit der Entwicklung eines kombinierten Dehnungs- und Temperatursensors innerhalb einer Glasfaser wäre also eine deutliche Verbesserung der Temperaturmessung gegeben, was gerade für den Kokillenguss einen erheblichen Vorteil böte.

Die Streuung des Gießprozesses an sich nimmt den größten Einfluss auf die Gesamtunsicherheit der FBG-Messung im Guss. Da sie eine stochastische Größe ist, besteht die einzig sinnvolle Möglichkeit zur Reduktion der prozessbedingten Unsicherheit darin, durch eine größere Versuchsanzahl eine statistisch sichere, normalverteilte Dehnungsantwort zu erhalten. Damit wäre unter Angabe des fixen Konfidenzintervalls aus Kapitel 4.5 eine deutliche Verbesserung der Ergebnisgenauigkeit für eine Versuchsreihe gegeben. Dies wäre vor allem für die vergleichenden Versuche am Neutronendiffraktometer von entscheidendem Vorteil, da hier eine direkte Reduktion der Messunsicherheit durch die Kalibrierung der FBG-Sensoren erfolgen könnte. Die Durchführung von mehr als fünf Versuchen dürfte durch die limitierte Messzeit an der Neutronenquelle allerdings als limitierender Faktor angesehen werden.

Zum Abschluss dieser Arbeit ist die Dehnungsmessung mittels eingegossener FBG als Erfolg zu werten. Die Messung bietet belastbare, temperaturaufgelöste Spannungswerte aus Aluminium-Gussbauteilen während des Gießprozesses. Wie bei jeder Sensorentwicklung bietet der Ausblick vor allem Arbeiten zur Reduktion der Messunsicherheiten, die naturgemäß noch höher liegen als bei Methoden, die heute zum Stand der Technik zählen. Jedoch bieten FBG den entscheidenden Vorteil der ortsungebundenen Dehnungsmessung im Prozess und sind somit im industriellen Umfeld der Gießerei einsetzbar. Der Ausblick mit einem kombinierten, optischen Dehnungs- und Temperatursensor eröffnet zudem eine breite Anwendbarkeit für dünnwandige Gussteile im Sand- und Kokillenguss ohne die Notwendigkeit, auf eine ortsfeste Großforschungsanlage (vgl. Neutronenquelle) angewiesen zu sein.

A. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1:	Versagen eines spannungsbehafteten Großgussteils aus Gusseisen unter dem Einfluss seines eigenen Gewichts. Nach (Warnke 2008).....	1
Abbildung 2.1:	a) Repräsentation des infinitesimal kleinen Volumenelements als Tetraeder nach Cauchy. Nach (Altenbach 2018). b) Gebräuchliche Darstellung der Komponenten des Spannungstensors, angetragen an einem infinitesimal kleinen Würfелеlement im kartesischen Koordinatensystem. Nach (Gross et al. 2017).....	4
Abbildung 2.2:	a) Verbundzylinder bestehend aus Kern- und Randbereich mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten. b) Nach Abkühlung im Bauteil verbleibender Spannungszustand unter Annahme ideal-elastischen Materialverhaltens. Nach (Balke 2014).	7
Abbildung 2.3:	a) Radiale Spannungsverteilung nach Abkühlung eines Verbundwerkstoffes von 288°C auf Raumtemperatur unter Annahme eines ideal-elastischen Matrixwerkstoffes. b) Radiale Spannungsverteilung unter Annahme eines elastisch-plastischen Matrixwerkstoffes. Nach (Chun et al. 1995).....	8
Abbildung 2.4:	Vergleich der Gesamtdehnung eines eingebetteten Partikels mit und ohne Berücksichtigung von Porosität in der Matrix, berechnet mit Hilfe der Finiten Elemente Methode für die Temperaturführung 600-20-320-20 (in °C). Nach (Shen 1997).	9
Abbildung 2.5:	Grundelemente analoger Modelle zur Beschreibung realen Materialverhaltens. Nach (Lemaitre et al. 2002).	10
Abbildung 2.6:	Veranschaulichung des Bingham-Norton-Modells für die Beschreibung viskoelastischen Materialverhaltens. Nach (Lemaitre et al. 2002).	11
Abbildung 2.7:	Verhalten eines viskoelastischen Materials a) im Zugversuch und b) im Kriechversuch. Nach (Lemaitre et al. 2002).	11
Abbildung 2.8:	Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art, über mehrere Körner eines kristallinen Werkstoffes dargestellt. Nach (Macherauch et al. 1973).....	13
Abbildung 2.9:	Ursachen für die Entstehung von Eigenspannungen in Abhängigkeit von Werkstoff, Beanspruchung und Fertigungsprozess. Nach (Reihle 2016), in Anlehnung an (Kloos 1979).	14
Abbildung 2.10:	a) Eigenspannungen erster Art am Beispiel eines schlagartig abgekühlten Spannungsgitters aus Metall. b) Entwicklung der Spannungen bei	

	unterschiedlichen Temperaturen im Kern- und Randbereich. Nach (Macherauch et al. 1973).	15
Abbildung 2.11:	Eigenspannungen zweiter Art infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten zweier Phasen A und B innerhalb eines polykristallinen Werkstoffs. Nach (Macherauch et al. 1973).	16
Abbildung 2.12:	Eigenspannungen dritter Art in Metallen als Folge von Fehlstellen im Atomgitter. Nach (Macherauch et al. 1973).	17
Abbildung 2.13:	Übersicht über zerstörende und zerstörungsfreie Messverfahren und ihre Eindringtiefe in ein Bauteil aus Stahl. Nach (George und Smith 2005).	20
Abbildung 2.14:	Schnittfolge bei der Zerlegemethode, angewendet an einem Verbundgussteil. (Reihle 2016).	21
Abbildung 2.15:	a) Anordnung von DMS in 0°, 45°- und 90°-Richtung um eine Bohrung bei der Bohrlochmethode. b) Mikroskopaufnahme eines Bohrloch-DMS mit drei linearen Messgittern um die Position des späteren Bohrlochs, die durch ein Fadenkreuz markiert ist.	22
Abbildung 2.16:	Skizze des Prinzips der Diffraktion an einer Aluminiumprobe mit eingegossener Glasfaser. Der einfallende Neutronenstrahl wird an den Gitterebenen gebeugt. Durch den Gangunterschied $d \cdot \sin \theta_{hkl}$ entsteht im gebeugten Strahl eine messbare Interferenz.	23
Abbildung 2.17:	Diffraktogramm der Legierung AlSi9Cu3(Fe) im Gusszustand. Darstellung der normalisierten Neutronenintensität in Abhängigkeit des Streuwinkels für die gebeugten Gitterebenen unter Angabe des untersuchten Bereichs in Rot. Nach (Reihle 2016).	24
Abbildung 2.18:	Übersicht über einige gebräuchliche Verfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen. Nach (Tietz 1982).	26
Abbildung 2.19:	Beispiel für eine Messkette, bestehend aus drei Messgeräten und einem Hilfsgerät, die zusammen eine Messeinrichtung bilden. Nach (DIN 1319-1).	27
Abbildung 2.20:	Schematische Darstellung verschiedener Möglichkeiten der Signalübertragung: a) Amplitudenmoduliertes Signal, b) Frequenzmoduliertes Signal, c) Zeitanaloges Signal und d) Digitales Signal. Nach (Lerch 2016).	28
Abbildung 2.21:	Kalibrierung einer Messkette mit linearem Übertragungsverhalten. Nach (Keil 2017).	28

Abbildung 2.22: Wheatstonesche Brückenschaltung mit den (veränderlichen) Widerständen R1-4, Brückenspeisespannung UA und Brückenausgangsspannung UB. Nach (Keil 2017).	29
Abbildung 2.23: Skizze einer Viertelbrücke mit einem DMS und drei Festwiderständen im Messgerät. Nach (Keil 2017).	30
Abbildung 2.24: Skizze des typischen Aufbaus eines Folien-DMS, wie er von der Firma HBM vertrieben wird. Nach (Keil 2017).	31
Abbildung 2.25: Aufbau einer optischen Glasfaser aus Faserkern, -mantel und Coating. Die Totalreflexion von Lichtwellen im Kern wird hier durch eine Brechungsindexstufe zum Fasermantel erreicht (Stufenindexfaser). Nach (Börner und Trommer 1989).	32
Abbildung 2.26: Darstellung der ersten vier LP-Moden (engl. linearly polarized mode) einer Stufenindexfaser mit normierter Intensität in Falschfarbendarstellung. Nach (Beier 2018).	33
Abbildung 2.27: Skizze des Bragg-Gitters im Kern einer Glasfaser. Das Eingangsspektrum (a)) wird teilweise reflektiert und gibt mit der Peakposition (b)) Aufschluss über den Dehnungszustand, während das Transmissionsspektrum (c)) am anderen Faserende auskoppelt. Nach (Kreuder 2008).	34
Abbildung 2.28: Skizze eines Faserkerns mit Bragg-Gitter unter axialer Dehnung ϵ_z und transversalen Dehnungen ϵ_x und ϵ_y . Die Dehnungen wirken auf die in eine umgebende Struktur eingebettete Faser und stehen orthogonal zueinander.	35
Abbildung 2.29: Auswirkungen einer a) ungleichen transversalen Dehnungsverteilung, b) von Dehnungsunterschieden entlang des Bragg-Gitters und c) eines realen, überlagerten Dehnungszustands auf das Reflexionsspektrum, angetragen über den Polarisationswinkel des reflektierten Lichts. Nach (Wagreich und Sirkis 1997).	36
Abbildung 2.30: Vorgehen bei der Anwendung der FEM. Nach (Steinke 2015).	39
Abbildung 2.31: Grundelemente zur Diskretisierung in der FEM. Nach (Steinke 2015).	41
Abbildung 2.32: Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten in Abaqus/CAE mit absoluter Bezugsdehnung $\epsilon_{th,0} = 0$ bei $T_0 = 20\text{ °C}$ im Vergleich zur konventionellen Definition über die Steigung der Tangente im jeweiligen Punkt P1,2. Nach (Smith 2018).	42
Abbildung 3.1: Zielsetzung und Vorgehen zur Qualifizierung von FBG für den Aluminiumguss.	44
Abbildung 4.1: a) Gießgeometrie für Zugstabrohlinge in isometrischer Ansicht mit 1) Einguss, 2) Filter, 3) Lauf, 4) Messposition des FBG, 5) Messposition des	

- Thermoelements, 6) Speiser und Hauptspannungsrichtungen in r- und z-Richtung. b) Die Faserhalterung 7), 8) ist als Fest-Los-Lager realisiert. Der symmetrische Aufbau in y-Richtung erlaubt die gleichzeitige Dehnungs- und Temperaturmessung in zwei Probenkörpern ohne gegenseitige Beeinflussung. 46
- Abbildung 4.2: Veranschaulichung der Faserfixierung und -lagerung innerhalb einer Gießform. Die Kapillaren dienen gleichermaßen der Führung und dem Schutz der Faser. Das Festlager ist lösbar ausgeführt und die Faser wird durch eine Klemme mit 7 g Gewicht vorgespannt. 47
- Abbildung 4.3: Übersicht über die verwendeten Formstoffe ölsand- und furanharzgebundene Sande und die (geschlichtete) Stahlkokille, v.l.n.r., für den Abguss der Zugstabgeometrie mit steigender Schwindungsbehinderung. 48
- Abbildung 4.4: a) Gießgeometrie des Spannungsgitters mit 1) Einguss und 2) Filter für den fallenden Guss. Die Richtung der Glasfaser (3) mit der Position des Messgitters (4) ist in der Schnittansicht (5) skizziert. Die Position des Referenz-Thermoelements (6) liegt im gegenüberliegenden Stab. b) Abbildung der Ölsandform mit Kontureinsätzen aus Stahl (7) und mittels Laserlicht sichtbar gemachtem FBG (4). 49
- Abbildung 4.5: Zylinderkopf B47D der Fa. BMW AG, München. Dargestellt ist das Rohgussteil in isometrischer Ansicht mit Blick auf Ölräum- und Auslassseite. 50
- Abbildung 4.6: Explosionsansicht des Kernpakets für den Abguss des Zylinderkopfes. Das Kernpaket wird aus Bodenkern (1), Wassermantelkern (2), Einlasskanal (3), Auslasskanal (4), Ölräum (5), Seitenschieber (6) – (9) und Deckkern (10) aufgebaut. 51
- Abbildung 4.7: a) Teilweise montiertes, instrumentiertes Kernpaket. Die FBG (1) – (3) besitzen jeweils zwei Thermoelemente, um die Temperatur am FBG durch lineare Interpolation zu bestimmen. b) Detailansicht des mittels rotem Laserlicht sichtbar gemachten FBG (3) mit Thermoelementen im Abstand von je 7.25 mm zur Faser. 51
- Abbildung 4.8: Binäres Zustandsschaubild Aluminium-Silizium. Der Werkstoff durchläuft bei der Erstarrung ein Zweiphasengebiet bis zur eutektischen Temperatur von 577°C. Nach (Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie 2013). 53
- Abbildung 4.9: Lichtmikroskopische Aufnahme einer eingegossenen Glasfaser in AlSi9Cu3(Fe), aufgenommen bei a) 100-facher und b) 500-facher Vergrößerung. c) Seitenansicht einer längs geschnittenen, eingegossenen

- Glasfaser mit dahinterliegendem Gefüge, aufgenommen bei 100-facher Vergrößerung.54
- Abbildung 4.10: Skizze des allgemeinen Wärmebehandlungsprozesses für aushärtbare Aluminiumlegierungen. Kritische Parameter sind die Haltetemperaturen und der Temperaturgradient während der Abschreckung. Nach (Ostermann 2014).55
- Abbildung 4.11: Lichtmikroskopische Aufnahme eines Aluminiumgusses bei 25-facher Vergrößerung. Die Aufnahme ist mit dem Auswertebereich des Gefüges in Grün überlagert. Die mittels Segmentierung ermittelten Fehlstellen sind in Pink hervorgehoben.56
- Abbildung 4.12: Innenansicht des Dilatometers von oben. Die Probe wird im linken Bereich innerhalb der Induktionsspule gehalten. Die Längenmessung erfolgt im rechten Bereich durch die Verschiebung des Quarzglasstabs. Die gesamte Anordnung befindet sich im Vakuum.57
- Abbildung 4.13: Charakteristische Abkühlkurve von $AlSi9Cu3(Fe)$ mit Tangenten bei $510^{\circ}C$, $350^{\circ}C$ und $250^{\circ}C$. Die Tangenten definieren drei ausgewählte Abkühlraten von 0.6 K/s, 0.3 K/s und 0.1 K/S.57
- Abbildung 4.14: Spiegelofen für die Verwendung am Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC. Die zylindrische Probe wird bis knapp unter die Solidustemperatur des Gusswerkstoffes erhitzt und kontrolliert stufenweise abgekühlt, während der Detektor den Fluss der gestreuten Neutronen aufzeichnet. Nach (Meier et al. 2013).58
- Abbildung 4.15: a) Aufbau des 3D-Modells zur Untersuchung des Einflusses von Porosität im Aluminium auf die Dehnungsantwort des FBG mit b) Darstellung der Vernetzung mit Hexaederelementen und der Symmetrieebenen.60
- Abbildung 4.16: Resultat der Dehnungssensitivität auf die geometrischen Abmessungen des Rechenmodells. Der Grenzfall ist sowohl für a) die halbe Länge als auch b) den Radius des Aluminiumzylinders eingezeichnet. Der Grenzfall ist für eine Abweichung zum maximalen Dehnungswert von 0.1 % festgelegt.61
- Abbildung 4.17: Volumenmodell mit gelöschten Netzknoten, die je acht Elemente aus dem Vernetzungsgebiet entfernen, und der daraus resultierenden Porosität von a) 1.3 % und b) 27.6 %.61
- Abbildung 4.18: Rotationssymmetrisches Modell der vereinfachten Zugstabgeometrie. Die zweidimensionale Geometrie ist in der Detailansicht mit Faser und umgebendem Aluminium gezeigt. Zudem ist die Zelle an der FBG-Position angedeutet, die für die Dehnungsinformation ausgelesen wird.62

- Abbildung 4.19: a) Probengeometrie für Messungen mittels Neutronendiffraktometrie mit einem Messvolumen, das das FBG in Position und Messrichtung überlagert. Damit sind gleichzeitige Dehnungsmessungen im Gießprozess zum Abgleich der Messmethoden möglich. b) Orientierung des FBG und des Messvolumens im Probenquerschnitt. 63
- Abbildung 4.20: a) Versuchsaufbau am Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC in der Forschungs-Neutronenquelle FRM II. b) Prinzip des automatisierten Abgusses der Zugstabgeometrie mit Hilfe eines Stopfen-Tiegel-Systems.. 64
- Abbildung 4.21: Wärmebehandlung zur Herstellung spannungsfreier Aluminiumproben mit vorgegebenem und gemessenem Temperaturverlauf. 65
- Abbildung 4.22: Messung von $d_{0,hkl}$ mittels Diffraktometrie. Die Drehung der Probe während der Messung dient der Verbesserung der Kornstatistik. 66
- Abbildung 4.23: Messaufbau zur Untersuchung von prozessbedingten Ex situ-Bauteilspannungen mittels Diffraktometrie. Die Probe befindet sich, gehalten von einem drehbar gelagerten Spannhalter, auf einer Viertelkreis-Eulerwiege. 67
- Abbildung 4.24: Drahtskizze eines Zugstabrohlings mit teilweise innenliegenden Messvolumina zur Ex situ-Ermittlung von Spannungen im ausgeformten Zustand mittels Diffraktometrie. 67
- Abbildung 4.25: Gemessene, normierte Spektren eines FBG im Gießprozess. Die Position des Primärpeaks ist über die Temperatur angetragen. Die Veränderung der Peakwellenlänge ist mit den jeweils zugeordneten Zahlenwerten an der sekundären x-Achse gegeben. 68
- Abbildung 4.26: a) Debye-Scherrer-Ringe im Halbschnitt mit dem für den Detektor sichtbaren Ausschnitt, b) simuliertes Detektorbild und c) zugehöriges Diffraktogramm aus der Integration über 2Θ 69
- Abbildung 4.27: Detektorbilder aus a) der leeren Form (Umgebungsneutronen), b) der in flüssiger Phase und c) im Festkörper gestreuten Neutronen mit einer Aufzeichnungsdauer von je 20 Sekunden. 70
- Abbildung 4.28: Normierte Verteilungsdichtefunktion (Normalverteilung) einer Zufallsvariablen im Vergleich zu unterschiedlichen Varianzen mit Werten von $\sigma = 0.5$ und $\sigma = 2$ 73
- Abbildung 5.1: Gemessene Peakwellenlängen im Gießversuch mit drei dehnungsentkoppelten FBG. Die Datenpunkte sind durch ein Polynom vierten Grades approximiert. Die Drift der Sensoren ist mit dem RMSE

	quantifiziert und mit einem resultierenden, relativen Messfehler von unter 0.1 % vernachlässigbar klein.....	76
Abbildung 5.2:	Repräsentative Abkühlkurven aus dem Abguss von AlSi9Cu3(Fe) in Zugstabformen aus den Formstoffen Ölsand, furanharzgebundener Sand und Stahl. Die unterschiedlichen Abkühlbedingungen zeigen sich in den Temperaturgradienten kurz nach dem Abguss.....	77
Abbildung 5.3:	Repräsentative Abkühlkurven aus der Ölsandform des Spannungsgitters im Vergleich zu den Ölsandformen mit Kernen aus furanharzgebundenem Sand und Kontureinsätzen aus Stahl.....	78
Abbildung 5.4:	Ergebnis der Temperaturmessung an drei Positionen im Zylinderkopf. Messposition 1 nahe am Rand der Gussform hebt sich mit einer etwas kälteren Temperatur von den beiden zentraler gelegenen Positionen 2 und 3 ab.....	79
Abbildung 5.5:	Vergleich zweier Temperaturmessungen über die Bauteilsymmetrie der Zugstabform für a) den Sandguss und b) den Kokillenguss in Residuendarstellung. Die Temperaturabweichung im Sandguss ist kleiner als die Messgenauigkeit der verwendeten Thermoelemente. Die Temperaturen im Kokillenguss gleichen sich für Temperaturen unter 150°C einander an.	80
Abbildung 5.6:	Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus AlSi9Cu3(Fe), referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls.....	81
Abbildung 5.7:	Makroskopische Wärmedehnung der Legierungen AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und Al99.5 im Gusszustand. Die lineare Extrapolation der Messkurven dient der mathematischen Anwendung der Wärmedehnungs-Modelle für das gesamte Temperaturintervall der Gießversuche. (Heilmeier et al. 2020).	82
Abbildung 5.8:	Darstellung der Dilatometriemessungen von AlSi9Cu3(Fe) und AlSi9 in Relation zu Al99.5. In dieser Darstellung sind die Einflüsse von Si und Cu sowie die Umwandlungen im Festkörper aus AlSi9Cu3(Fe) auf die Wärmedehnung sichtbar.....	83
Abbildung 5.9:	Phasenspezifische Wärmedehnungen aus dem Diffraktionsexperiment nach Kapitel 4.2.3. Gezeigt sind die Dehnungsverläufe für die Al(311)- und Si(331)-Reflexe in Abhängigkeit der Temperatur. (Heilmeier et al. 2020).	84
Abbildung 5.10:	Grafische Repräsentation der Temperaturbereinigung der a) phasenspezifischen Dehnungen und b) mittels FBG gemessenen Dehnungen nach Gleichung 4.4. (Heilmeier et al. 2020).	85
Abbildung 5.11:	Vergleich der mittels Diffraktometrie und FBG gemessenen elastischen Dehnungen für die drei Legierungen AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und Al99.5. Die	

- Dehnungen des kalibrierten FBG und des Al(311)-Reflexes zeigen ähnliche Charakteristika (Heilmeier et al. 2020). 88
- Abbildung 5.12: Vorgehen zur Kalibrierung der FBG-Dehnungsantwort einer Einzelmessung mit der Dehnung des Al(311)-Reflexes. Der k-Faktor wird bei 400°C und 20°C ermittelt und zu einem linearen Sensormodell interpoliert. Die resultierende, temperaturabhängige Kalibrierkurve dient der quantitativen Dehnungsmessung mit Hilfe von FBG. (Heilmeier et al. 2020). 89
- Abbildung 5.13: Einzelmessung aus dem Abguss des Zugstabrohrlings in furanharzgebundenen Formstoff mit radial angeordnetem FBG. Gezeigt ist die Berechnung von Dehnungen aus dem Sensormodell eingegossener FBG mit anschließender Ermittlung elastischer Dehnungen..... 91
- Abbildung 5.14: Nachweis der Normalverteilung einer FBG-Messreihe. a) Kurvenschar aus fünf nach Tabelle 5.3 kalibrierten Einzelmessungen mit Messfehler und partiell normalverteilter, zufälliger Abweichung der Werte von den Messkurven. b) Summe der resultierenden Dehnungsverteilung mit einer angenäherten Funktion der Normalverteilung und einem Konfidenzbereich von 1σ für die Ergebnisgenauigkeit..... 92
- Abbildung 5.15: Verläufe der tangentialen, axialen und radialen Dehnungen über den auf die Faser normierten Radius des Simulationsmodells für den Fall a) ideal-elastischen und b) elastisch-plastischen Materialverhaltens..... 94
- Abbildung 5.16: Vergleich von ϵ_z aus der simulativen Berechnung für ideal-elastisches und elastisch-plastisches Materialverhalten des Aluminiums. 94
- Abbildung 5.17: Verlauf der berechneten und einer gemessenen FBG-Dehnung der spannungsfreien Zugstabgeometrie in Ölsand über die Temperatur mit Mittelwert aus fünf FBG-Messungen bei Raumtemperatur und RMSE als Messunsicherheit. 95
- Abbildung 5.18: Aus dem Simulationsmodell des Zugstabs berechnete und normierte Dehnungen in axialer und radialer Richtung. Eingezeichnet sind die maximalen Werte der plastischen Dehnungen für beide Richtungen..... 96
- Abbildung 5.19: Aus dem Simulationsmodell berechnete FBG-Dehnungsantwort in Abhängigkeit der steigenden Porosität im Gusswerkstoff. Zum Vergleich ist das Ergebnis der Dehnungsmessung aus Abbildung 5.17 sowie die LOM-Porositätsbestimmung von acht Sandgussproben aus AlSi9Cu3(Fe) angetragen. Nach (Heilmeier et al. 2020). 98
- Abbildung 5.20: Ergebnis der Ex situ-Dehnungsmessung mittels Neutronendiffraktometrie der ausgeformten Zugstabprobe bei Raumtemperatur. Die axiale Messrichtung

- zeigt einen mittleren Dehnungswert von $-89.48 \mu\text{m/m}$, was einer mittleren Spannung von -6 MPa entspricht. Die Kreuzungspunkte des Gitters entsprechen den Voxelindizes in Abbildung 4.24..... 99
- Abbildung 5.21: Ergebnis der Spannungsberechnung aus Bohrlochmessungen dreier Zugstab-Sandgussproben in radialer Richtung. Die Hauptspannungen nehmen in Summe einen Mittelwert von $+6 \text{ MPa}$ an und sind damit vernachlässigbar klein..... 99
- Abbildung 5.22: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Ölsandformen mit axial angeordnetem FBG. Der Fokus bei der Annäherung des Polynoms vierten Grades liegt auf der Festkörperdehnung des Gusswerkstoffes..... 102
- Abbildung 5.23: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Ölsandformen mit radial angeordnetem FBG. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt..... 102
- Abbildung 5.24: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Formen aus furanharzgebundenem Sand mit axialer Messrichtung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. 104
- Abbildung 5.25: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in Formen aus furanharzgebundenem Sand mit radialer Messrichtung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. 104
- Abbildung 5.26: Aus sechs Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in der Stahlkokille mit axialer Messrichtung, angenähert durch ein Polynom dritter Ordnung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. 106
- Abbildung 5.27: Aus fünf Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung der Zugstababgüsse in der Stahlkokille mit radialer Messrichtung, angenähert durch ein Polynom siebter Ordnung. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. 106
- Abbildung 5.28: Aus sechs Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die reine Ölsandform. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. Die Ex situ-Messung resultiert aus der Freischneidemethode..... 108
- Abbildung 5.29: Aus drei Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die Ölsandform mit eingelegten, furanharzgebundenen Kernen. Zum Vergleich sind zusätzlich eine Einzelmessung und der Ex situ-Wert gezeigt. 108

- Abbildung 5.30: Aus drei Einzelmessungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung des Abgusses der Spannungsgittergeometrie in die Ölsandform mit Kontureinsätzen aus Stahl. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt, die eine nahezu isotherme Dehnungszunahme bei 350°C zeigt. Der Ex situ-Wert liegt mit rund $900 \cdot 10^{-6}$ m/m niedriger als die Dehnungsmessung mittels FBG..... 109
- Abbildung 5.31: Aus drei Messungen resultierende, temperaturabhängige Dehnung im Zylinderkopf. Zum Vergleich ist zusätzlich eine Einzelmessung gezeigt. 110
- Abbildung 5.32: Ergebnis der Spannungsberechnung aus den Dehnungswerten bei Raumtemperatur aus allen FBG-Messungen in der Zugstabform mit unterschiedlichen Formstoffen. 112
- Abbildung 5.33: Modellvorstellung zur Erklärung der hohen Spannungswerte in der Stahlkokille in radialer Messrichtung. Die Bildung von Rissen unterhalb des Speisers (1) zwingt den Zugstab axial in die Form (2), was zusätzliche Dehnungen in radialer Richtung (3) aufbringt..... 112
- Abbildung 5.34: Spannungswerte für die Abgüsse des Spannungsgitters in Ölsand mit und ohne Innenkerne bzw. Kontureinsätze. Es zeigt sich eine zunehmende und damit eine Steigerung der Spannungswerte durch die Formstoffe. 113
- Abbildung 5.35: Ergebnis der Spannungsberechnung aus FBG-Dehnungsmessungen an drei Positionen im Zylinderkopf bei Raumtemperatur. 114
- Abbildung 5.36: Temperaturabhängige Spannungen aus der Dehnungsmessung mittels FBG an drei Positionen im Zylinderkopf. Der Dehnungsverlauf startet definitionsgemäß am Ende des Erstarrungsintervalls. Zusätzlich ist mit dem FBG an Messposition 2 ein Einzelversuch gezeigt. 115
- Abbildung 5.37: Dehnungsmessung mittels FBG in AlSi9Cu3(Fe) im Sandguss. Die Auswertung der ersten und zweiten Ableitung nach der Temperatur geben Aufschluss über die Dehnungsreaktionen im Erstarrungsintervall der Legierung. (Heilmeier et al. 2020). 117
- Abbildung 5.38: Dehnungsmessung mittels FBG in AlSi9 im Sandguss. Die Auswertung der ersten und zweiten Ableitung nach der Temperatur geben Aufschluss über die Dehnungsreaktionen im Erstarrungsintervall der Legierung. (Heilmeier et al. 2020). 117
- Abbildung 5.39: Abbildung des Zugstabrohlings im Aluminium-Kokillenguss bei geöffneter Kokille. Die charakteristische Stelle für das Auftreten von Makrorissen ist der Übergang vom Rohling zum Speiser mit seiner hohen Kerbwirkung. 118

- Abbildung 5.40: Abbildung des gebrochenen Innenkerns aus furanharzgebundenem Sand nach dem Abguss des Spannungsgitters. Das Bruchverhalten ist charakteristisch für einen Sprödbruch unter Druckbelastung und tritt bei allen Kernen gleichermaßen auf. 119
- Abbildung 5.41: Ergebnis der T6-Wärmebehandlung eines in Ölsand gegossenen Spannungsgitters. Die Enddehnung bei Raumtemperatur kommt durch die Dehnungsreaktionen beim Lösungsglühen, Abschrecken und Warmauslagern zustande. 120
- Abbildung 6.1: Temperaturintervall der Nulldurchgänge für die gemessenen Dehnungsverläufe a) im Sand- und b) im Kokillenguss für die Zugstabgeometrie mit FBG in axialer Richtung. Die Streuung wird durch die systematische Unsicherheit der Messung der FBG-Referenztemperatur über die Bauteilsymmetrie hervorgerufen, wie Abbildung 5.5 zeigt. 122
- Abbildung 6.2: Streuung der Dehnungswerte der in Abbildung 6.1 gezeigten FBG-Messungen im Vergleich zwischen Sand- und Kokillenguss. Hierbei handelt es sich um eine stochastische Streuung, die durch den jeweiligen Gießprozess hervorgerufen wird. 123
- Abbildung 6.3: Vergleich a) endogener Erstarrung im Sandguss und b) exogener Erstarrung im Kokillenguss von AlSi-Legierungen. Bei der endogenen Erstarrung bilden sich über das Schmelzevolumen verteilte Erstarrungskeime (1), die die Faser umschließen. Bei der exogenen, dendritischen Erstarrung wirken mit dem Dendritenwachstum (2) ungleichmäßige, transversale Dehnungen auf die Glasfaser ein. 125
- Abbildung 6.4: FBG-Spektren vor und nach dem Guss der Zugstabgeometrie, jeweils bei Raumtemperatur aufgenommen. Der Vergleich der Intensitäten und der Nebenmoden zeigt eine Veränderung des Spektrums unter mechanischer Belastung. 126
- Abbildung 6.5: FBG-Spektren vor und nach dem Guss des Spannungsgitters und des Zylinderkopfes, jeweils bei Raumtemperatur aufgenommen. Der Vergleich der Intensitäten und der Nebenmoden zeigt eine Veränderung des Spektrums unter mechanischer Belastung. 128
- Abbildung 6.6: Zusammenhang zwischen dem Erwartungswert der FBG-Messung, dem berichtigten Messwert aus der Neutronendiffraktometrie und den verschiedenen Fehlerarten. In Anlehnung an (DIN 1319-1). 129
- Abbildung 6.7: Abhängigkeit des Gesamtfehlers von der Größe eines zusätzlichen Einzelfehlers, berechnet mit Gleichung 4.5. 130

- Abbildung 6.8: Einordnung der neuen Messmethode eingegossener FBG-Sensoren gegenüber dem Stand der Technik. Hiermit ist eine weitere Möglichkeit der zerstörungsfreien Dehnungsmessung im Bauteilinneren gegeben. 133
- Abbildung 7.1: Sensitivität der normierten Faserdehnung auf die Elementgröße der Faservernetzung im FE-Modell aus Abbildung 4.15. Die Datenpunkte sind durch ein Polynom zweiten Grades angenähert..... 171
- Abbildung 7.2: Wärmeausdehnungskoeffizient der Legierung AlSi9Cu3(Fe), berechnet mit globaler Referenz ($T_0, \epsilon_{th}, 0$) nach Abbildung 2.32..... 171
- Abbildung 7.3: Aus den Warmzugversuchen von Matthias Reihle ermittelter, temperaturabhängiger Elastizitätsmodul des Werkstoffes AlSi9Cu3(Fe). Nach (Reihle 2016)..... 172
- Abbildung 7.4: Aus den Warmzugversuchen von Matthias Reihle ermittelte von-Mises-Fließfläche zur Definition elastisch-plastischen Materialverhaltens des Werkstoffes AlSi9Cu3(Fe) in der Simulation. Nach (Reihle 2016)..... 172
- Abbildung 7.5: Elastizitätsmodul Y und Querkontraktionszahl σ von Glas (Fused Silica) in Abhängigkeit der Temperatur (SPINNER 1956). Die aus dieser Abbildung ermittelten Daten für die Materialmodellierung in der Simulation sind in Tabelle 7.1 angegeben. 173
- Abbildung 7.6: Ergebnis der Parameterstudie aus dem 2,5 D-Modell. Die Ergebnisse sind dimensionslos auf die Simulationsdaten (Faktor 1) bezogen angegeben. . 175
- Abbildung 7.7: Zeichnung für die Fertigung von Dilatometrieproben aus Zugstabrohlingen. 176
- Abbildung 7.8: Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus AlSi9, referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls..... 177
- Abbildung 7.9: Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus AlSi9Cu3(Fe), referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls..... 177
- Abbildung 7.10: Auswertung der einzelnen FBG-Messungen aus der Zugstabform mit Spannungsberechnung für den Dehnungswert bei Raumtemperatur..... 178
- Abbildung 7.11: Auswertung der einzelnen FBG-Messungen aus dem Spannungsgitter mit Spannungsberechnung für den Dehnungswert bei Raumtemperatur..... 178

B. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Phasenspezifische Werte für den Elastizitätsmodul und die Querkontraktion für die technisch relevanten Aluminium-Gitterebenen {311} und {222} gemäß Abbildung 2.17. Nach (Eigenmann und Macherauch 1996).....	25
Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung von AlSi9Cu3(Fe), AlSi9 und technisch reinem Aluminium, gemessen mit Hilfe der Funkenemissionsspektrometrie.	52
Tabelle 4.2: Erstarrungsverhalten von AlSi9Cu3(Fe) mit Ausscheidungsreaktionen bis zum Ende der Erstarrung. Nach (Arnberg et al. 1996).	52
Tabelle 4.3: Simulationsparameter für die Dehnungsberechnung eingegossener FBG.	59
Tabelle 5.1: Koeffizienten des Polynoms vierten Grades für die Approximation der Wellenlängenverschiebung von FBG im Guss infolge Wärmedehnung der Glasfaser.....	76
Tabelle 5.2: Ergebnis der Annäherung der einzelnen Dilatometrieverläufe durch Polynome vierter bzw. fünfter Ordnung und die daraus resultierenden RMSE-Werte als Unsicherheit für die Fehlerrechnung.....	84
Tabelle 5.3: Ergebnis der Kalibrierung der Einzelversuche aus dem Diffraktionsexperiment. Die resultierenden Umrechnungsfaktoren sind für jede Legierung gemittelt und die Unsicherheiten mit dem RMSE angegeben. Das Sensormodell ergibt sich aus der linearen Interpolation der Werte bei 400°C und Raumtemperatur. (Heilmeier et al. 2020).....	90
Tabelle 5.4: Versuchsmatrix mit den Gussteilgeometrien und den verwendeten Formstoffen. Für jedes Versuchssetup sind die Messrichtungen der FBG eingetragen.	100
Tabelle 6.1: Auflistung der einzelnen Messunsicherheiten und deren Einfluss auf den Gesamtfehler der Dehnungsmessung mittels FBG im Guss.	131
Tabelle 7.1: Aus Abbildung 7.5 ermittelte, mechanische Kennwerte der Glasfaser bis 700 °C. Nach (SPINNER 1956).	174

C. Literatur

- Agrawal, Govind P. (2013): Nonlinear fiber optics. 5th ed. Burlington: Elsevier Science (Optics and photonics). Online verfügbar unter <http://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&scope=site&db=nlebk&db=nlabk&AN=486042>.
- Altenbach, Holm (2018): Kontinuumsmechanik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- DIN EN 515, 2017-05: Aluminium und Aluminiumlegierungen, zuletzt geprüft am 07.09.2019.
- Anders, Stefan (2008): Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes eines Composite-Hybridhochdruckbehälters. Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Diss., 2008. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) (BAM-Dissertationsreihe, 37). Online verfügbar unter http://www.bam.de/de/service/publikationen/publikationen_medien/dissertationen/diss_37_vt.pdf.
- Apel, Daniel; Klaus, Manuela; Genzel, Martin; Genzel, Christoph (2014): Rietveld-based energy-dispersive residual stress evaluation: analysis of complex stress fields $\sigma_{ij}(z)$. In: *J Appl Crystallogr* 47 (2), S. 511–526. DOI: 10.1107/S1600576713034158.
- Arnberg, Lars; Backerud, Lennart; Chai, Guocai; Thomas, Susan P. (1996): Solidification characteristics of aluminum alloys. Des Plaines, Ill.: American Foundrymen's Society.
- Balke, Herbert (2014): Einführung in die Technische Mechanik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Bargel, Hans-Jürgen; Schulze, Günter (2018): Werkstoffkunde. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Beier, Franz (2018): Leistungsskalierung von Hochleistungsfaserlasern im Spannungsfeld nichtlinearer Effekte und transversaler Modeninstabilitäten. Unter Mitarbeit von Thüringer Universitäts- und Landesbibliothek Jena und Andreas Tünnermann.
- Bierett, G. (1939): Schrumpfung und Spannung. In: G. Bierett, E. Diepschlag, K. Klöppel, A. Matting und C. Stieler (Hg.): *Schweißtechnik im Stahlbau*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, S. 128–168.
- Boitsov, B. V.; Gavva, L. M.; Pugachev, Yu. N. (2019): The Stress–Strain State of Structurally Anisotropic Panels from Composite Materials under Force and Process Temperature Exposure. In: *Polym. Sci. Ser. D* 12 (1), S. 85–90. DOI: 10.1134/S1995421219010039.
- Börner, Manfred; Trommer, Gert (1989): Lichtwellenleiter. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.
- Bragg, W. H.; Bragg, W. L. (1913): The Reflection of X-rays by Crystals. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 88 (605), S. 428–438. DOI: 10.1098/rspa.1913.0040.
- Brinksmeier, Ekkard; Klocke, Fritz; Lucca, Don A.; Sölter, Jens; Meyer, Daniel (2014): Process Signatures – A New Approach to Solve the Inverse Surface Integrity Problem in Machining Processes. In: *Procedia CIRP* 13, S. 429–434. DOI: 10.1016/j.procir.2014.04.073.
- Bundesverband der Deutschen Gießerei-Industrie (2013): Aluminium-Guss. Grundlagen - Anwendungen - Legierungen - Beispiele. Düsseldorf: Gießerei-Verl.

Cheng, Weili; Finnie, Iain (2007): *Residual Stress Measurement and the Slitting Method*. Boston, MA: Springer US.

Christ, Timo Klaus (2018): *Rechnerische und experimentelle Untersuchungen zum Versagensverhalten CFK-umwickelter Kryo-Druckbehälter*. Unter Mitarbeit von Horst Baier. München: Universitätsbibliothek der TU München.

Christie, S. Hunter (1833): The Bakerian Lecture: Experimental Determination of the Laws of Magneto-Electric Induction in Different Masses of the Same Metal, and of Its Intensity in Different Metals. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London* (123), S. 95–142. Online verfügbar unter www.jstor.org/stable/107990.

Chun, Heoung-Jae; Daniel, Isaac M.; Wooh, Shi-Chang (1995): Residual thermal stresses in a filamentary composite. In: *Composites Engineering* 5 (4), S. 425–436. DOI: 10.1016/0961-9526(95)00015-F.

Cinitha, A.; Sampath, V.; Kesavan, K. (2019): Strain monitoring of low carbon steel in a corrosive environment using fiber Bragg technology. In: *Construction and Building Materials* 217, S. 265–272. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.017.

Clausen, Bjørn (1997): *Characterisation of polycrystal deformation by numerical modelling and neutron diffraction measurements*. Zugl.: Lyngby-Tårbaek, Techn. Univ. of Denmark, Diss. Roskilde: Risø National Laboratory (Risø-R, 985).

Delannay, F. (2018): 4.8 Thermal Stresses and Thermal Expansion in Metal Matrix Composites. In: *Comprehensive Composite Materials II*: Elsevier, S. 213–241.

Drezet, Jean-Marie; Mireux, Bastien; Szaraz, Zoltan; Pirling, Thilo (2014): In situ Neutron Diffraction during Casting: Determination of Rigidity Point in Grain Refined Al-Cu Alloys. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 7 (2), S. 1165–1172. DOI: 10.3390/ma7021165.

Eigenmann, B.; Macherauch, E. (1996): Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. Teil III. Fortsetzung von Matwiss. und Werkstofftech. Heft 3/1995, S. 148-160 und Heft 4/1995, S. 199-216. In: *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 27 (9), S. 426–437. DOI: 10.1002/mawe.19960270907.

Ekelöf, S. (2001): The genesis of the Wheatstone bridge. In: *Engineering Science & Education Journal* 10 (1), S. 37–40. DOI: 10.1049/esej:20010106.

Erdogan, T. (1997): Fiber grating spectra. In: *J. Lightwave Technol.* 15 (8), S. 1277–1294. DOI: 10.1109/50.618322.

Ettmeyer, Florian; Lechner, Philipp; Hofmann, Tobias; Andrä, Heiko; Schneider, Matti; Grund, Dominik et al. (2019): Digital sand core physics: Predicting physical properties of sand cores by simulations on digital microstructures. In: *International Journal of Solids and Structures*. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2019.09.014.

Fajkus, Marcel; Nedoma, Jan; Martinek, Radek; Vasinek, Vladimir; Nazeran, Homer; Siska, Petr (2017): A Non-Invasive Multichannel Hybrid Fiber-Optic Sensor System for Vital Sign Monitoring. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 17 (1). DOI: 10.3390/s17010111.

Fent, Andreas (2002): *Einfluss der Wärmebehandlung auf den Eigenspannungszustand von Aluminiumgussteilen*. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2001. Als Typoskr. gedr. München: Hieronymus (UTG-Forschungsberichte, 15).

Fiebrandt, Julia (2013): *Eigenschaften von Faser-Bragg-Gittern in seltenerddotierten optischen Fasern*. @Jena, Univ., Diss., 2013. Friedrich-Schiller-Universität Jena. Jena. Online verfügbar unter <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:gbv:27-20140429-133148-6>.

- Franke, Simone (Hg.) (2019): Giesserei Lexikon. 20. Auflage. Berlin: Schiele et Schön.
- Gabrys, Barbara J. (2014): Applications of Neutron Scattering to Soft Condensed Matter. Boca Raton: Chapman and Hall/CRC. Online verfügbar unter <https://ebookcentral.proquest.com/lib/gbv/detail.action?docID=5378656>.
- Gafsi, Rachid; El-Sherif, Mahmoud A. (2000): Analysis of Induced-Birefringence Effects on Fiber Bragg Gratings. In: *Optical Fiber Technology* 6 (3), S. 299–323. DOI: 10.1006/ofte.2000.0333.
- Genzel, Christoph; Apel, Daniel; Klaus, Manuela; Genzel, Martin; Balzar, Davor (2013): Key-note Lecture: Residual Stress Gradient Analysis by Multiple Diffraction Line Methods. In: *MSF* 768-769, S. 3–18. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.768-769.3.
- George, D.; Smith, D. J. (2005): Through thickness measurement of residual stresses in a stainless steel cylinder containing shallow and deep weld repairs. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 82 (4), S. 279–287. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2004.08.006.
- Griebel, Benjamin; Brecheisen, Daniel; Ramakrishnan, Robert; Volk, Wolfram (2016): Optical Measurement Techniques Determine Young's Modulus of Sand Core Materials. In: *Inter Metalcast* 10 (4), S. 524–530. DOI: 10.1007/s40962-016-0069-8.
- Grobncic, D.; Mihailov, S. J.; Smelser, C. W.; Ding, H. (2004): Sapphire Fiber Bragg Grating Sensor Made Using Femtosecond Laser Radiation for Ultrahigh Temperature Applications. In: *IEEE Photon. Technol. Lett.* 16 (11), S. 2505–2507. DOI: 10.1109/LPT.2004.834920.
- Gross, Dietmar; Hauger, Werner; Schröder, Jörg; Wall, Wolfgang A. (2017): Technische Mechanik 2. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- DIN 1319-1, 1995-01: Grundlagen der Meßtechnik, zuletzt geprüft am 30.04.2019.
- VDG K 200-2015, 2005: Gussteile für den Maschinenbau.
- Hauk, Viktor; Behnken, Herfried (2006): Structural and residual stress analysis by nondestructive methods. Evaluation - application - assessment. Transferred to digital printing. Amsterdam: Elsevier. Online verfügbar unter <http://www.sciencedirect.com/science/book/9780444824769>.
- Heidary, Hossein; Sadri, Mohsen; Karimi, Navid Zarif; Fragassa, Cristiano (2017): NUMERICAL STUDY OF PLASTICITY EFFECTS IN UNIFORM RESIDUAL STRESSES MEASUREMENT BY RING-CORE TECHNIQUE. In: *JSSCM* 11 (2), S. 17–26. DOI: 10.24874/jsscm.2017.11.02.02.
- Heilmeyer, Florian; Koos, Robert; Hornberger, Peter; Hiller, Jochen; Weraneck, Klaus; Jakobi, Martin et al. (2020): Calibration of cast-in fibre Bragg gratings for internal strain measurements in cast aluminium by using neutron diffraction. In: *Measurement* 163, S. 107939. DOI: 10.1016/j.measurement.2020.107939.
- Heilmeyer, Florian; Koos, Robert; Weraneck, Klaus; Lindner, Markus; Jakobi, Martin; Roths, Johannes et al. (2019): In-situ strain measurements in the plastic deformation regime inside casted parts using fibre-optical strain sensors. In: *Prod. Eng. Res. Devel.* 13 (3-4), S. 351–360. DOI: 10.1007/s11740-019-00874-7.
- Hencky, H. (1928): Über die Form des Elastizitätsgesetzes bei ideal elastischen Stoffen. In: *Zeitschrift für technische Physik* (9), S. 215–220.
- Hering, Ekbert; Martin, Rolf (2006): Photonik. Grundlagen, Technologie und Anwendung ; mit 50 Tabellen. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/3-540-29708-1>.

- Hofer, Peter (2012): Messung und Simulation des Verzugs von Druckgussbauteilen. Dissertation. Online verfügbar unter <https://pure.unileoben.ac.at/portal/files/1842847/AC08976280n01vt.pdf>, zuletzt geprüft am 05.07.2019.
- Hofer, Peter; Kaschnitz, Erhard; Schumacher, Peter (2011): Simulation von Verzug und Eigenspannung im Druckguss. In: *Giesserei* (98), S. 16–21.
- Hofmann, M.; Schneider, R.; Seidl, G. A.; Rebelo-Kornmeier, J.; Wimpory, R. C.; Garbe, U.; Brokmeier, H.-G. (2006): The new materials science diffractometer STRESS-SPEC at FRM-II. In: *Physica B: Condensed Matter* 385-386, S. 1035–1037. DOI: 10.1016/j.physb.2006.05.331.
- Hooke, Robert (1678): *Lectures de Potentia Restitutiva, Or of Spring Explaining the Power of Springing Bodies*.
- Hutchings, Michael T.; Withers, Philip J.; Holden, Thomas M.; Lorentzen, Torben (2005): Introduction to the characterization of residual stress by neutron diffraction. 1. ed. Boca Raton: CRC Press Taylor & Francis Group. Online verfügbar unter <http://gbv.ebib.com/patron/FullRecord.aspx?p=182558>.
- Jülich, Florian; Aulbach, Laura; Wilfert, Andre; Kratzer, Peter; Kuttler, Rolf; Roths, Johannes (2013): Gauge factors of fibre Bragg grating strain sensors in different types of optical fibres. In: *Meas. Sci. Technol.* 24 (9), S. 94007. DOI: 10.1088/0957-0233/24/9/094007.
- Kammer, Catrin (Hg.) (1998): *Aluminium-Taschenbuch. Aluminium-Zentrale*. 15. Aufl., 1. überarb. Ausg. Düsseldorf: Aluminium-Verl.
- Keil, Stefan (2017): *Dehnungsmessstreifen*. 2nd ed. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. Online verfügbar unter <https://ebookcentral.proquest.com/lib/gbv/detail.action?docID=4802167>.
- Kienzler, Reinhold; Schröder, Roland (2019): *Einführung in die Höhere Festigkeitslehre*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Kitano, Houichi; Okano, Shigetaka; Mochizuki, Masahito (2012): A study for high accuracy measurement of residual stress by deep hole drilling technique. In: *J. Phys.: Conf. Ser.* 379, S. 12049. DOI: 10.1088/1742-6596/379/1/012049.
- Kloos, K. H. (1979): Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. In: *Zeitschrift für Werkstofftechnik* 1979 (10), S. 293–302.
- Kreuder, Andreas (2008): *Dynamische Dehnungsmessung mit Faser-Bragg-Gittern. Optische Sensornetzwerke für die Belastungserfassung - Topologische Untersuchungen, Entwurf, Simulation, Verifikation und wirtschaftliche Realisierung*. Saarbrücken: VDM Verlag Dr. Müller.
- Kröner, Ekkehart (1958): Berechnung der elastischen Konstanten des Vielkristalls aus den Konstanten des Einkristalls. In: *Z. Physik* 151 (4), S. 504–518. DOI: 10.1007/BF01337948.
- Laurien, Eckart; Oertel, Herbert (2018): *Numerische Strömungsmechanik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- Lechner, Philipp; Stahl, Jens; Ettemeyer, Florian; Himmel, Benjamin; Tananau-Blumenschein, Bianca; Volk, Wolfram (2018): Fracture Statistics for Inorganically-Bound Core Materials. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 11 (11). DOI: 10.3390/ma11112306.
- Lemaitre, Jean; Chaboche, Jean-Louis; Shrivastava, B. (2002): *Mechanics of solid materials*. 1. paperback ed., repr., transferred to digital print. Cambridge: Cambridge Univ. Press.

- Lerch, Reinhard (2016): Elektrische Messtechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Li, Feng; Du, Yanliang; Sun, Xu; Zhao, Weigang (2018): Sensing performance assessment of twisted CFRP with embedded fiber Bragg grating sensors subjected to monotonic and fatigue loading. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 271, S. 153–161. DOI: 10.1016/j.sna.2018.01.027.
- Li, W. Y.; Cheng, C. C.; Lo, Y. L. (2009): Investigation of strain transmission of surface-bonded FBGs used as strain sensors. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 149 (2), S. 201–207. DOI: 10.1016/j.sna.2008.11.011.
- Lindner, Markus; Tunc, Edis; Weraneck, Klaus; Heilmeyer, Florian; Volk, Wolfram; Jakobi, Martin et al. (2018): Regenerated Bragg Grating Sensor Array for Temperature Measurements During an Aluminum Casting Process. In: *IEEE Sensors J.* 18 (13), S. 5352–5360. DOI: 10.1109/JSEN.2018.2837164.
- Luyckx, Geert; Voet, Eli; Lammens, Nicolas; Degrieck, Joris (2011): Strain measurements of composite laminates with embedded fibre bragg gratings: criticism and opportunities for research. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 11 (1), S. 384–408. DOI: 10.3390/s110100384.
- Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg U. (1973): Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In: *Journal of Heat Treatment and Materials* 28 1973 (3), S. 201–211, zuletzt geprüft am 28.06.2018.
- Macherauch, Eckard; Zoch, Hans-Werner (2014): Praktikum in Werkstoffkunde. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- Marshall, Graham D.; Williams, Robert J.; Jovanovic, Nemanja; Steel, M. J.; Withford, Michael J. (2010): Point-by-point written fiber-Bragg gratings and their application in complex grating designs. In: *Optics express* 18 (19), S. 19844–19859. DOI: 10.1364/OE.18.019844.
- Masing, G. (1925): Eigenspannungen in kaltgereckten Metallen. In: *Zeitschrift für technische Physik* Sechster Jahrgang (11), 569–537.
- Matek, Wilhelm; Muhs, Dieter; Wittel, Herbert; Becker, Manfred (1994): Roloff/Matek Maschinenelemente. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.
- Mathar, Josef (1933): Ermittlung von Eigenspannungen durch Messung von Bohrloch-Verformungen. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 6 (7), S. 277–281. DOI: 10.1002/srin.193300416.
- Matlab (2018): Image Processing Toolbox User's Guide, Release 2016b. Hg. v. The Math-Works Inc. Natick, Massachusetts, United States.
- Meier, Leopold; Hofmann, Michael; Saal, Patrick; Volk, Wolfram; Hoffmann, Hartmut (2013): In-situ measurement of phase transformation kinetics in austempered ductile iron. In: *Materials Characterization* 85, S. 124–133. DOI: 10.1016/j.matchar.2013.09.005.
- DIN EN ISO 204, 2019-04: Metallische Werkstoffe, zuletzt geprüft am 16.12.2019.
- DIN EN ISO 6892-1, 2019-10: Metallische Werkstoffe – Zugversuch, zuletzt geprüft am 16.12.2019.
- Meyers Konversations-Lexikon. ein Nachschlagewerk des allgemeinen Wissens (1897). 5., gänzl. neubearb. Aufl., neuer Abdr. Leipzig (u.a.): Bibliogr. Inst. (Hübbe-Schleiden bis Kausler, 9).

- Mohammed, Anees; Melecio, Juan I.; Djurovic, Sinisa (2019): Stator Winding Fault Thermal Signature Monitoring and Analysis by In Situ FBG Sensors. In: *IEEE Trans. Ind. Electron.* 66 (10), S. 8082–8092. DOI: 10.1109/TIE.2018.2883260.
- Moore, M. G.; Evans, W. P. (1958): Mathematical Correction for Stress in Removed Layers in X-Ray Diffraction Residual Stress Analysis. In: *SAE Transactions* (66), S. 340–345. DOI: 10.4271/580035.
- Morey, W. W.; Meltz, G.; Glenn, W. H. (1989): Fiber Optic Bragg Grating Sensors. In: Ramon P. DePaula und Eric Udd (Hg.). *OE/FIBERS '89*. Boston, Tuesday 5 September 1989: SPIE (SPIE Proceedings), S. 98.
- Mulle, M.; Yudhanto, A.; Lubineau, G.; Yaldiz, R.; Schijve, W.; Verghese, N. (2019): Internal strain assessment using FBGs in a thermoplastic composite subjected to quasi-static indentation and low-velocity impact. In: *Composite Structures* 215, S. 305–316. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.02.085.
- Nair, Archana; Cai, C. S.; Kong, Xuan; Hou, Shuang (2019): Bridge Retrofitting Using FRP-Wrapped Balsa Wood Deck: Experimental Study and Field Evaluation. In: *J. Aerosp. Eng.* 32 (5), S. 4019065. DOI: 10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0001057.
- Naumenko, Konstantin; Altenbach, Holm (2016): *Modeling High Temperature Materials Behavior for Structural Analysis*. Cham: Springer International Publishing (28).
- Ostermann, Friedrich (2014): *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Othonos, Andreas (1997): Fiber Bragg gratings. In: *Review of Scientific Instruments* 68 (12), S. 4309–4341. DOI: 10.1063/1.1148392.
- Othonos, Andreas; Kalli, Kyriacos (1999): *Fiber Bragg gratings. Fundamentals and applications in telecommunications and sensing*. Boston, Mass.: Artech House (Artech House optoelectronics library).
- Pabel, T.; Rockenschaub, H.; Geier, G.; Hopfinger, M. (2006): Superior mechanical properties for high pressure die casting alloy AlSi9Cu3(Fe) by optimized distribution of precipitations as a result of the combination of natural and artificial ageing. In: *Giesserei-Rundschau* (53), S. 175–185.
- Papula, Lothar (2011): *Mathematik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag.
- Patterson, Wilhelm; Dietzel, Günter (1967): *Beitrag zur Frage von Eigenspannungen im Grauguß*. Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften (Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, 1818). Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-663-07117-4>.
- Piątkowski, J.; Przeliorz, R.; Gontarczyk, A. (2016): The Study of Phase Transformations of AlSi9Cu3 Alloy by DSC Method. In: *Archives of Foundry Engineering* 16 (4), S. 109–112. DOI: 10.1515/afe-2016-0093.
- Podder, Debabrata; Gupta, Om Prakash; Das, Sreekanta; Mandal, Nisith Ranjan (2019): Experimental and numerical investigation of effect of welding sequence on distortion of stiffened panels. In: *Weld World* 63 (5), S. 1275–1289. DOI: 10.1007/s40194-019-00747-8.
- Popov, V. L. (2009): *Kontaktmechanik und Reibung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

- Prime, Michael B.; DeWald, Adrian T. (2013): The Contour Method. In: Gary S. Schajer (Hg.): Practical Residual Stress Measurement Methods, Bd. 123. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd, S. 109–138.
- Prussak, Robert; Stefaniak, Daniel; Kappel, Erik; Hühne, Christian; Sinapius, Michael (2019): Smart cure cycles for fiber metal laminates using embedded fiber Bragg grating sensors. In: *Composite Structures* 213, S. 252–260. DOI: 10.1016/j.compstruct.2019.01.079.
- Rajan, Ginu; Raju, Raju; Jinachandran, Sagar; Farrar, Paul; Xi, Jiangtao; Prusty, B. Gangadhara (2019): Polymerisation Shrinkage Profiling of Dental Composites using Optical Fibre Sensing and their Correlation with Degree of Conversion and Curing Rate. In: *Scientific reports* 9 (1), S. 3162. DOI: 10.1038/s41598-019-40162-z.
- Randau (2012): Entwicklungen am Neutronendiffraktometer STRESS-SPEC für schnelle und lokale Polfigurmessungen zur Bestimmung orts aufgelöster Texturen. Dissertation.
- Rao, Yun-Jiang (1997): In-fibre Bragg grating sensors. In: *Meas. Sci. Technol.* 8 (4), S. 355–375. DOI: 10.1088/0957-0233/8/4/002.
- Reihle, Matthias; Hofmann, Michael; Wasmuth, Uwe; Volk, Wolfram; Hoffmann, Hartmut; Petry, Winfried (2013): In Situ Strain Measurements during Casting Using Neutron Diffraction. In: *MSF* 768-769, S. 484–491. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.768-769.484.
- Reihle, Matthias Markus (2016): Entstehung und Ausprägung von Eigenspannungen in Verbundgussteilen. Dissertation. Shaker Verlag GmbH.
- Reuter, H. (1971): Gußfehler-Atlas. 2., völlig neu bearb. Aufl. Düsseldorf: Gießerei-Verlag.
- Röhrmoser, A. (2010): Core model of new German neutron source FRM II. In: *Nuclear Engineering and Design* 240 (6), S. 1417–1432. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2010.02.011.
- Rösch, Fritz (2009): Beitrag zur Bestimmung von elastischen Spannungen in metallischen Werkstoffen. Als Typoskript gedr. München: Hieronymus (UTG-Forschungsberichte, 55).
- Saal, Patrick; Meier, Leopold; Li, Xiaohu; Hofmann, Michael; Hoelzel, Markus; Wagner, Julia N.; Volk, Wolfram (2016): In Situ Study of the Influence of Nickel on the Phase Transformation Kinetics in Austempered Ductile Iron. In: *Metall and Mat Trans A* 47 (2), S. 661–671. DOI: 10.1007/s11661-015-3261-1.
- Salvati, E.; Korsunsky, A. M. (2019): Micro-scale measurement & FEM modelling of residual stresses in AA6082-T6 Al alloy generated by wire EDM cutting. In: *Journal of Materials Processing Technology* 275, S. 116373. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116373.
- Schrader, A. (1957): Ätzheft. Verfahren zur Schliiffherstellung und Gefügeentwicklung für die Metallographie. 4. Auflage. Berlin: Bornträger.
- Schroepfer, Dirk; Kromm, Arne; Schaupp, Thomas; Kannengiesser, Thomas (2019): Welding stress control in high-strength steel components using adapted heat control concepts. In: *Weld World* 63 (3), S. 647–661. DOI: 10.1007/s40194-018-00691-z.
- Schürmann, Helmut (2007): Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Shen, Y.-L. (1997): Combined effects of microvoids and phase contiguity on the thermal expansion of metal-ceramic composites. In: *Materials Science and Engineering: A* 237 (1), S. 102–108. DOI: 10.1016/S0921-5093(97)00121-4.
- Siebertz, Karl; van Bebber, David; Hochkirchen, Thomas (2017): Statistische Versuchsplanung. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.

- Sirkis, James S. (1993): Unified approach to phase-strain-temperature models for smart structure interferometric optical fiber sensors: part 1, development. In: *Opt. Eng.* 32 (4), S. 752. DOI: 10.1117/12.61199.
- Smith, Michael. (2018): ABAQUS/Standard User's Manual. Hg. v. Simulia, Providence, RI.
- Spieß, Lothar; Teichert, Gerd; Schwarzer, Robert; Behnken, Herfried; Genzel, Christoph (2019): *Moderne Röntgenbeugung*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- SPINNER, S. A.M. (1956): Elastic Moduli of Glasses at Elevated Temperatures by a Dynamic Method. In: *J American Ceramic Society* 39 (3), S. 113–118. DOI: 10.1111/j.1151-2916.1956.tb15634.x.
- Steffen, H.; Bausch, H. (2007): *Elektrotechnik*. Wiesbaden: Teubner.
- Steinke, Peter (2015): *Finite-Elemente-Methode*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- ASTM E837-13, 2013: Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method.
- Thoma, Christopher; Volk, Wolfram; Branner, Gregor; Eibisch, Harald (2013): Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit von dünnwandigen Strukturbauteilen in der Prozesskette Aluminium-Druckguss. In: *Giesserei-Praxis Special III*, S. 332–335.
- Thoma, Christopher Joseph (2015): *Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der Prozesskette Druckguss*. 1. Aufl. Göttingen: Cuvillier (Audi Dissertationsreihe, 107).
- Tietz, H.-D (1982): *Grundlagen der Eigenspannungen. Entstehung in Metallen, Hochpolymeren und silikatischen Werkstoffen Meßtechnik und Bewertung*. Wien: Springer Wien.
- Tong, Rui-jie; Zhao, Yong; Chen, Mao-qing; Hu, Xu-guang; Yang, Yang (2019): Simultaneous measurement of RH and temperature based on FBG and balloon-like sensing structure with inner embedded up-tapered MZI. In: *Measurement* 146, S. 1–8. DOI: 10.1016/j.measurement.2019.06.018.
- VDG P 201, 2002: *Volumendefizite von Gußstücken aus Nichteisenmetall*.
- Wagner, Marcus (2019): *Lineare und nichtlineare FEM*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- Wagreich, R. B.; Sirkis, J. S. (1997): Distinguishing Fiber Bragg Grating Strain Effects. In: *12th International Conference on Optical Fiber Sensors* (16), 20-23. DOI: 10.1364/OFS.1997.OTuB2.
- Wan, Yu; Jiang, Wenchun; Song, Ming; Huang, Yalin; Li, Jian; Sun, Guangai et al. (2019): Distribution and formation mechanism of residual stress in duplex stainless steel weld joint by neutron diffraction and electron backscatter diffraction. In: *Materials & Design* 181, S. 108086. DOI: 10.1016/j.matdes.2019.108086.
- Warnke, E. (2008): *Mit Eigenspannungen leben: Entstehung, Auswirkungen, Messung, Berechnung und Vermeidung von Eigenspannungen, Ausblick*. In: *KONSTRUIEREN UND GIESSEN* (33), S. 37–40.
- Wasmuth, U.; Meier, L.; Hofmann, M.; Mühlbauer, M.; Stege, V.; Hoffmann, H. (2008): Optimisation of composite castings by means of neutron measurements. In: *CIRP Annals* 57 (1), S. 579–582. DOI: 10.1016/j.cirp.2008.03.079.

Wasmuth, Uwe (2009): Orts- und zeitabhängige Analyse von Eigenspannungen in Verbundguss. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2009. Als Typoskript gedr. München: Hieronymus (UTG-Forschungsberichte, 50).

Weraneck, Klaus (2018): Strukturüberwachung mittels eingebetteter Faser-Bragg-Gitter. Dissertation. München. Online verfügbar unter <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20180202-1362873-1-3>, zuletzt geprüft am 02.07.2018.

Weraneck, Klaus; Heilmeyer, Florian; Lindner, Markus; Graf, Moritz; Jakobi, Martin; Volk, Wolfram et al. (2016): Strain Measurement in Aluminium Alloy during the Solidification Process Using Embedded Fibre Bragg Gratings. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 16 (11). DOI: 10.3390/s16111853.

Werneck, M.; B. Allil, Regina C. S.; A., Bessie; Nazar, Fbio V. B. de (2013): A Guide to Fiber Bragg Grating Sensors. In: Christian Cuadrado-Laborde (Hg.): *Current Trends in Short- and Long-period Fiber Gratings*: InTech.

Wheatstone, C. (1837): An Account of Several New Instruments and Processes for Determining the Constants of a Voltaic Circuit. In: *Proceedings of the Royal Society of London* 4 (0), S. 469–471. DOI: 10.1098/rspl.1837.0240.

Wiedenmann, O.; Ramakrishnan, R.; Saal, P.; Kılıç, E.; Siart, U.; Eibert, T. F.; Volk, W. (2014): Local microwave heating of sand molds as a means to overcome design limitations in sand mold casting. In: *Adv. Radio Sci.* 12, S. 21–28. DOI: 10.5194/ars-12-21-2014.

DIN ISO/TS 21432, 2009-10: Zerstörungsfreie Prüfung - Standardprüfverfahren zur Bestimmung von Eigenspannungen durch Neutronenbeugung, zuletzt geprüft am 29.08.2018.

Zhang, Zheng; Yang, Yinfei; Li, Liang; Yin, Jia (2019): Distribution of residual stress in an asymmetric T-section beam by stretch-bending. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 164, S. 105184. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2019.105184.

Zhou, Xinlei; Yu, Qingxu; Peng, Wei (2019): Fiber-optic Fabry–Perot pressure sensor for down-hole application. In: *Optics and Lasers in Engineering* 121, S. 289–299. DOI: 10.1016/j.optlaseng.2019.04.028.

D. Eigene Veröffentlichungen

Heilmeier, F.; Koos, R.; Hornberger, P.; Hiller, J.; Weraneck, K.; Jakobi, M.; Koch, W. A.; Volk, W.: Calibration of cast-in Fibre-Bragg-Gratings for internal strain measurements in cast aluminium by using neutron diffraction. *Measurement* (2020),
doi: 10.1016/j.measurement.2020.107939

Lindner, M.; Bernard, D.; Heilmeier, F.; Jakobi, M.; Volk, W.; Koch, W. A.; Roths, J.: The transition from purely elastic to viscoelastic behavior of silica optical fibers at high temperatures characterized using regenerated Bragg gratings. *Optics Express* (2020),
doi: 10.1364/OE.384402

Heilmeier, F.; Koos, R.; Weraneck, K.; Lindner, M.; Jakobi, M.; Roths, J.; Koch, A. W.; Volk, W.: In-situ strain measurements in the plastic deformation regime inside casted parts using fibre-optical strain sensors. *Production Engineering* (2019),
doi: 10.1007/s11740-019-00874-7

Linder, M.; Tunc, E.; Weraneck, K.; Heilmeier, F.; Volk, W.; Jakobi, M.; Koch, A. W.; Roths, J.: Regenerated Bragg Grating Sensor Array for Temperature Measurements During an Aluminium Casting Process. *IEEE SENSORS JOURNAL* (2018),
doi: 10.1109/JSEN.2018.2837164

Hautsch, S.; Heilmeier, F.: Effiziente Entwicklung von prozessoptimalen Druckgussbauteilen durch Kombination von Topologieoptimierung und Prozesssimulation. *STUTTGARTER SYMPOSIUM FÜR PRODUKTENTWICKLUNG SSP* (2017),
doi: 10.18419/opus-9559

Volk, W.; Feistle, M.; Gaber, C.; Hammer, T.; Heilmeier, F.; Jocham, D.; Kopp, T.; Stahl, J.; Weinschenk, A.: Material testing and process control: Anachronism or future challenge for the German automotive industry with respect to industry 4.0?. *Proceedings of the 8th Zwick Academia Day 2017* (2017)

Heilmeier, F.; Goller, D.; Opritescu, D.; Thoma, C.; Rieg, F.; Volk, W.: Support for Ingate Design by Analysing the Geometry of High Pressure Die Cast Geometries Using Dijkstra's Shortest Path Algorithm. *Advanced Materials Research* (2017),
doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.1140.400

Weraneck, K.; Heilmeier, F.; Lindner, M.; Graf, M.A.; Jakobi, M.; Volk, W.; Roths, J.; Koch, A.W.: Strain Measurement in Aluminium Alloy during the Solidification Process Using Embedded Fibre Bragg Gratings. *IEEE SENSORS JOURNAL* (2017),
doi:10.3390/s16111853

E. Studienarbeiten

Die im Folgenden aufgeführten Studienarbeiten wurden unter wissenschaftlicher Anleitung und Mitwirkung bei der Planung und Durchführung von Experimenten und Simulationen sowie der Auswertung und Interpretation der Ergebnisse von Florian Heilmeier betreut. Auszüge und Ergebnisse der am Lehrstuhl *utg*, TUM betreuten Arbeiten flossen in die Anfertigung der vorliegenden Arbeit mit ein.

Piotrowski, C., 2016: Experimentelle Untersuchung zur In situ-Dehnungsmessung während der Erstarrung von Aluminiumguss mit Hilfe von faseroptischen Sensoren. Bachelorarbeit

Hartmann, C., 2017: In situ-Dehnungsmessung während der Erstarrung von Aluminium- Gusslegierungen mit Hilfe von faseroptischen Dehnungssensoren. Masterarbeit

Schleich, F., 2018: Qualifizierung eingegossener Faser-Bragg-Gitter zur Ermittlung biegungsinduzierter Dehnungen in Aluminium-Gussteilen. Bachelorarbeit

Greiner, D., 2018: Untersuchung der Dehnungsentwicklung im Aluminiumguss zur Eigenspannungsermittlung mittels faseroptischer Dehnungssensoren. Bachelorarbeit

Singer, M., 2019: Simulative Untersuchungen der Faser-Matrix-Interaktion von eingegossenen Faser-Bragg-Gittern in Aluminiumgussstücken. Masterarbeit

F. Anhang

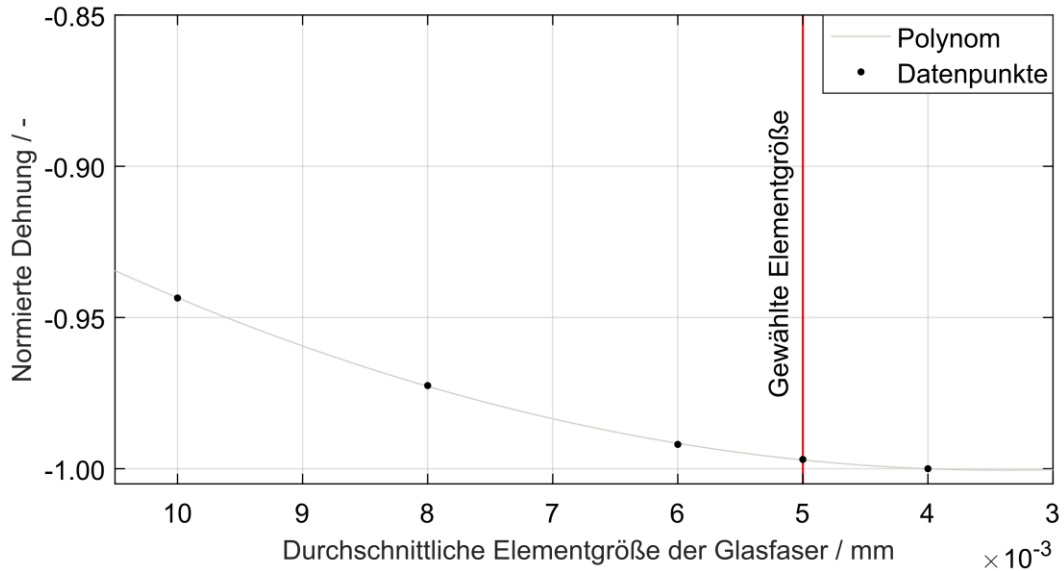


Abbildung 7.1: Sensitivität der normierten Faserdehnung auf die Elementgröße der Faservernetzung im FE-Modell aus Abbildung 4.15. Die Datenpunkte sind durch ein Polynom zweiten Grades angenähert.

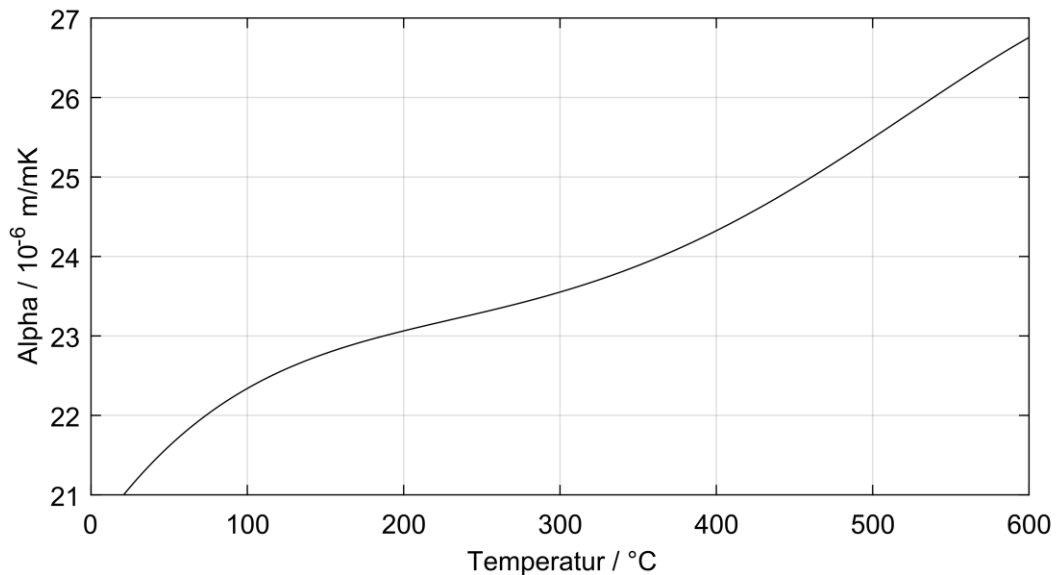


Abbildung 7.2: Wärmeausdehnungskoeffizient der Legierung AlSi9Cu3(Fe), berechnet mit globaler Referenz ($T_0, \epsilon_{th,0}$) nach Abbildung 2.32.

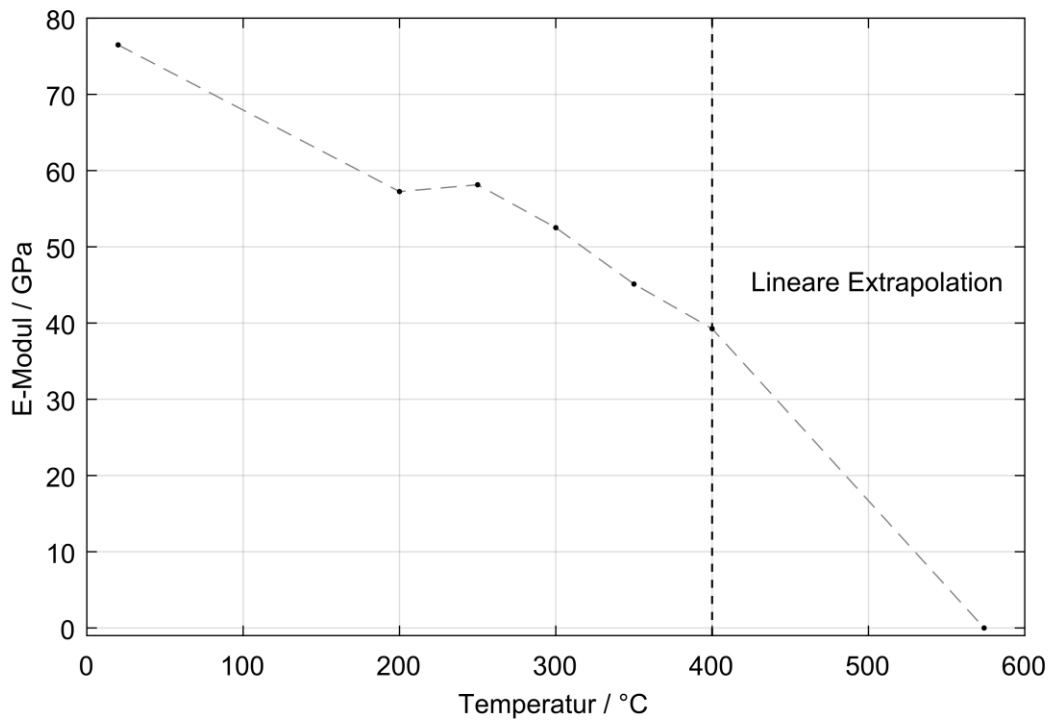


Abbildung 7.3: Aus den Warmzugversuchen von Matthias Reihle ermittelte, temperaturabhängiger Elastizitätsmodul des Werkstoffes AlSi9Cu3(Fe). Nach (Reihle 2016).

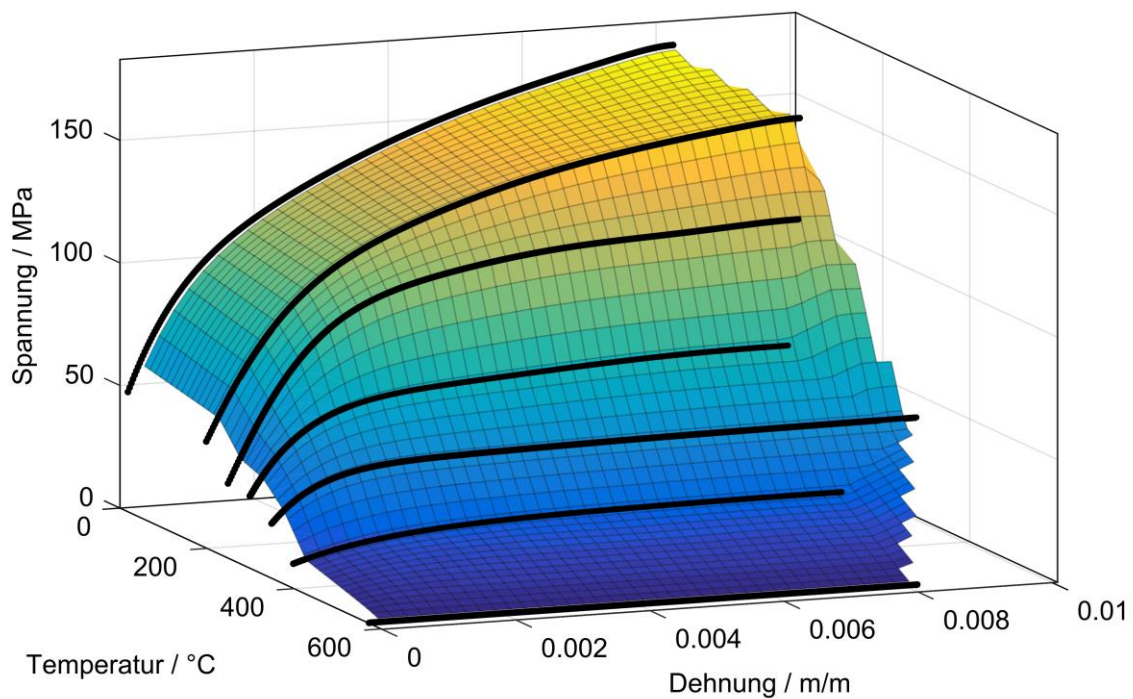


Abbildung 7.4: Aus den Warmzugversuchen von Matthias Reihle ermittelte von-Mises-Fließfläche zur Definition elastisch-plastischen Materialverhaltens des Werkstoffes AlSi9Cu3(Fe) in der Simulation. Nach (Reihle 2016).

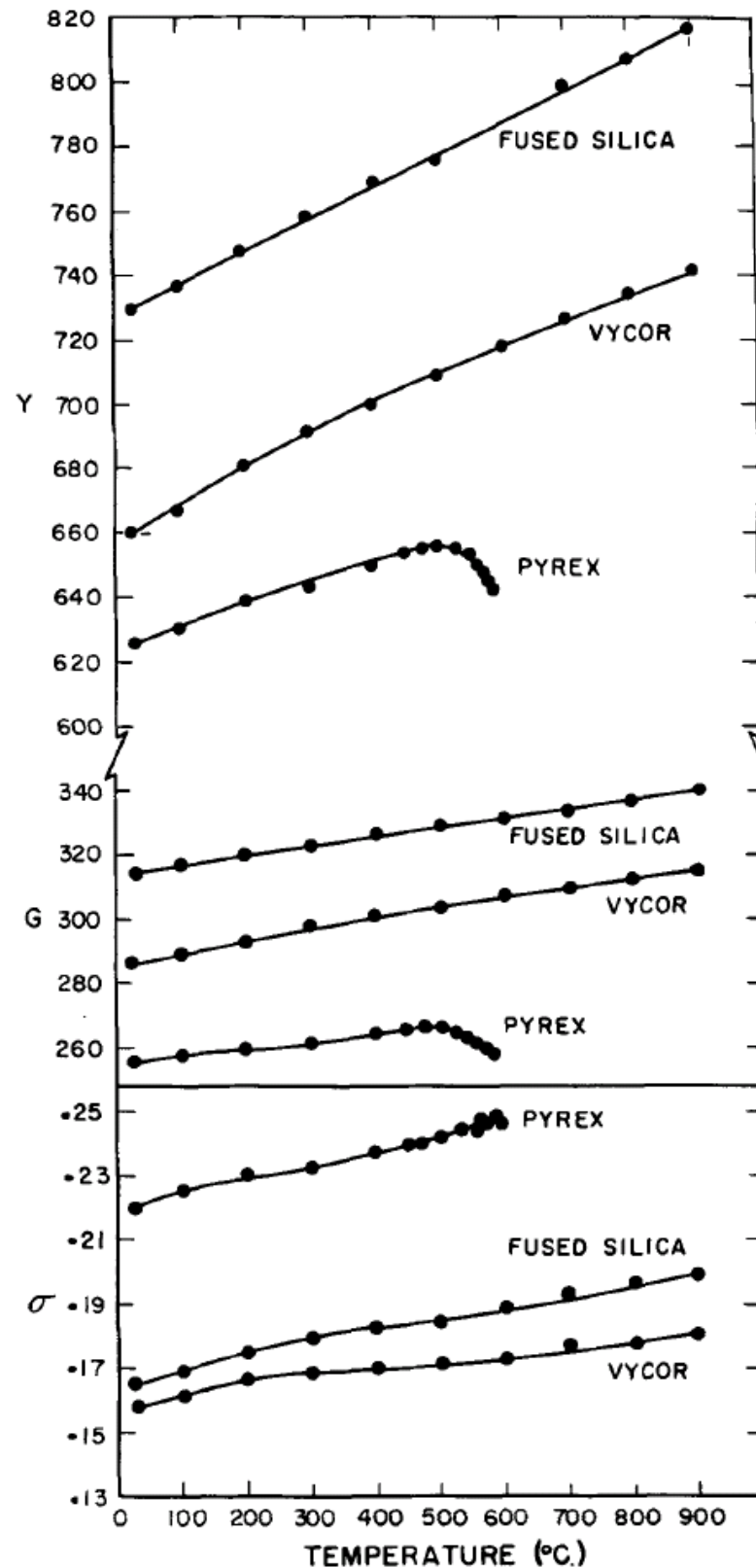


Abbildung 7.5: Elastizitätsmodul Y und Querkontraktionszahl σ von Glas (Fused Silica) in Abhängigkeit der Temperatur (SPINNER 1956). Die aus dieser Abbildung ermittelten Daten für die Materialmodellierung in der Simulation sind in Tabelle 7.1 angegeben.

Tabelle 7.1: Aus Abbildung 7.5 ermittelte, mechanische Kennwerte der Glasfaser bis 700 °C. Nach (SPINNER 1956).

Temperatur in °C	Querkontraktionszahl	E-Modul in GPa
31	0.165	72.9
103	0.169	73.7
199	0.175	74.8
301	0.179	75.9
407	0.182	76.9
504	0.184	77.6
701	0.192	80.0

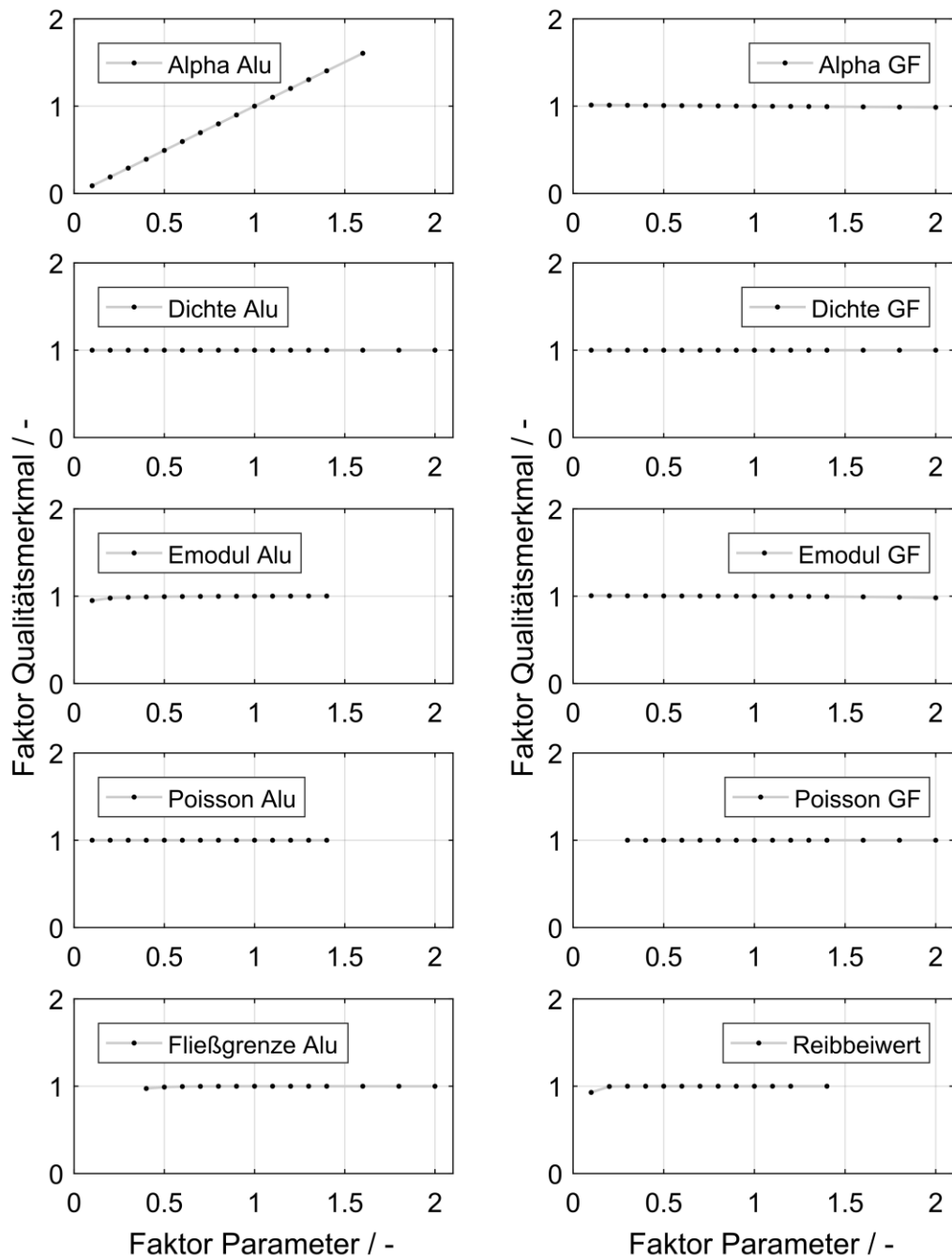


Abbildung 7.6: Ergebnis der Parameterstudie aus dem 2,5 D-Modell. Die Ergebnisse sind dimensionslos auf die Simulationsdaten (Faktor 1) bezogen angegeben.

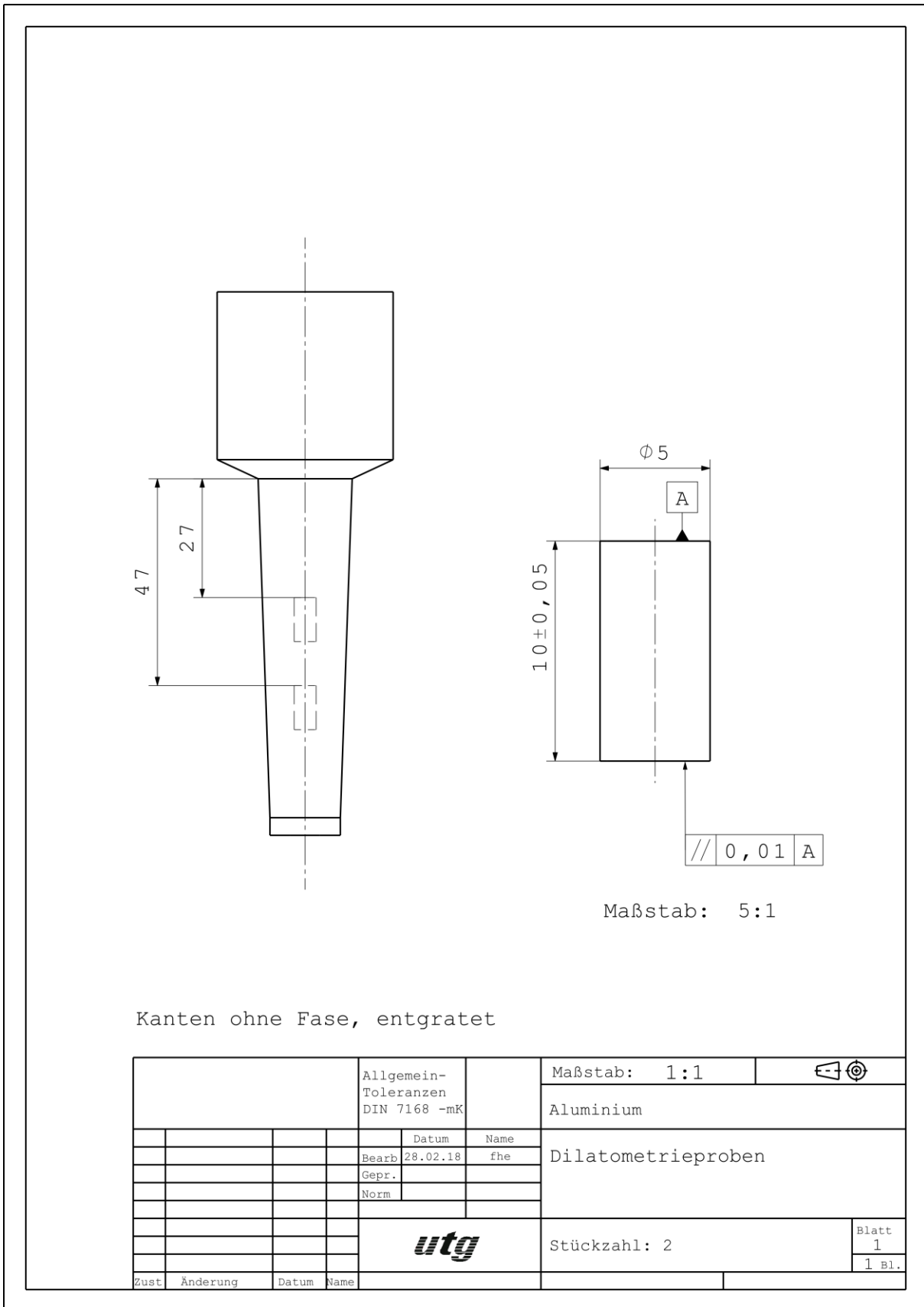


Abbildung 7.7: Zeichnung für die Fertigung von Dilatometrieproben aus Zugstabrohlingen.

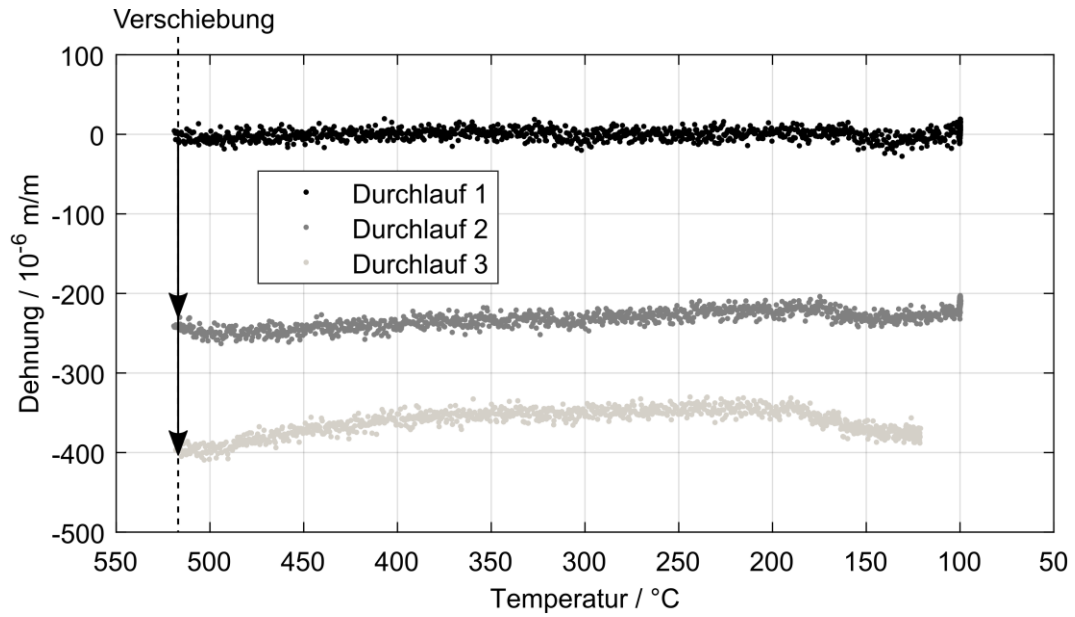


Abbildung 7.8: Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus AlSi9, referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls.

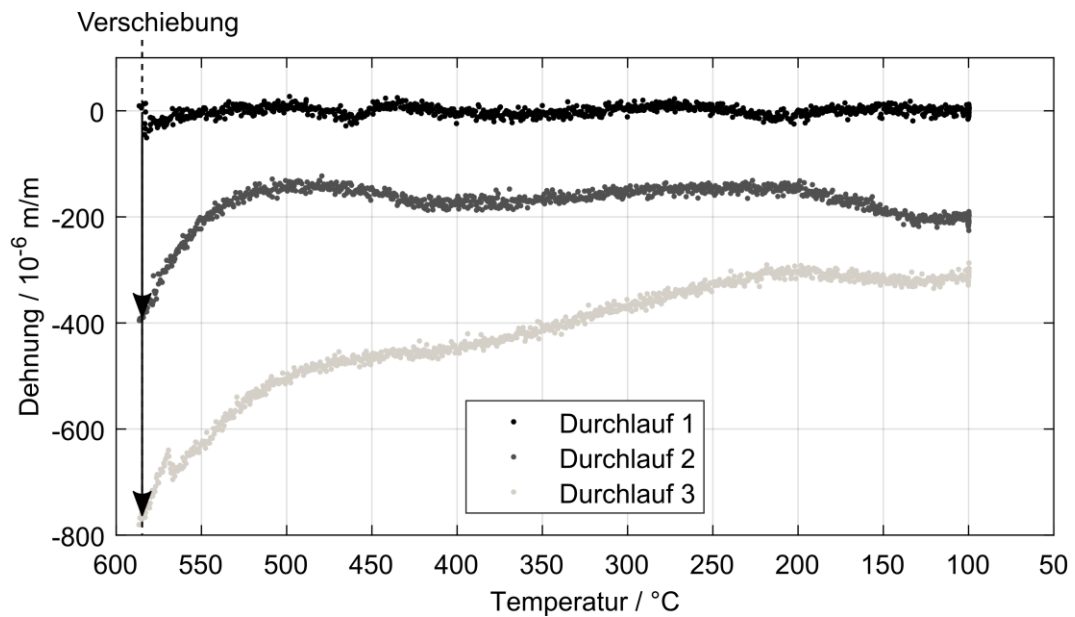


Abbildung 7.9: Dehnungsentwicklung dreier aufeinanderfolgender Dilatometrieversuche einer Probe aus Al99,5, referenziert auf den ersten Durchlauf des Temperaturintervalls.

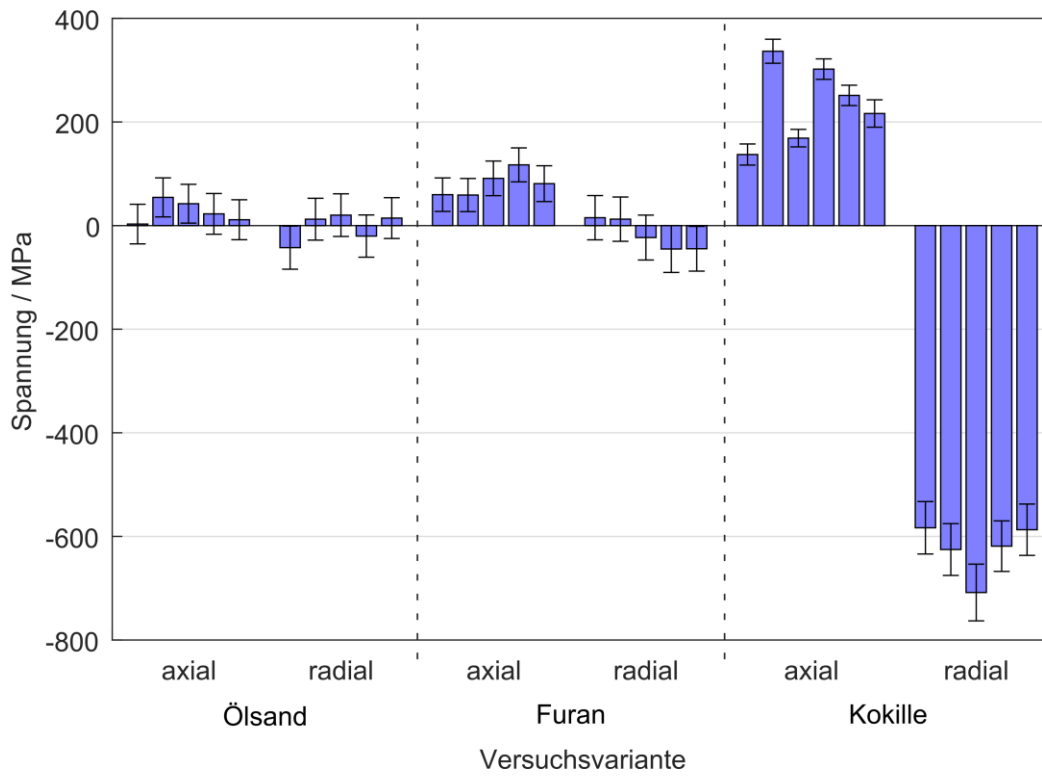


Abbildung 7.10: Auswertung der einzelnen FBG-Messungen aus der Zugstabform mit Spannungsberechnung für den Dehnungswert bei Raumtemperatur.

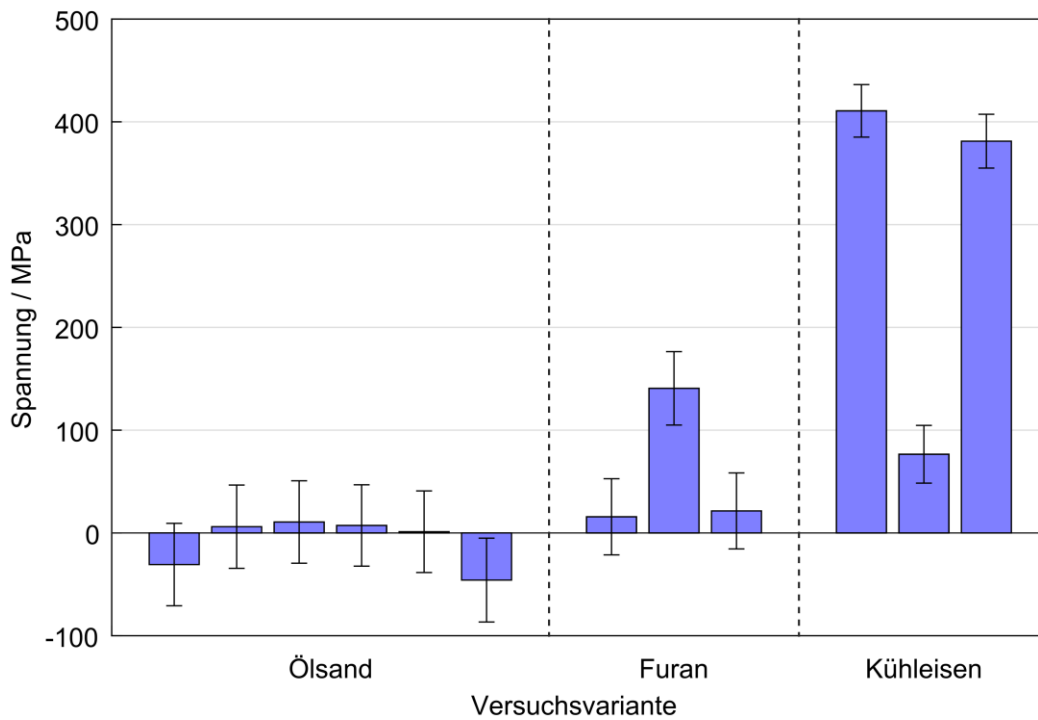


Abbildung 7.11: Auswertung der einzelnen FBG-Messungen aus dem Spannungsgitter mit Spannungsberechnung für den Dehnungswert bei Raumtemperatur.

Dissertationen des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

- 01 *Felix Zimmermann*
Generierung von maßgeschneiderten Bauteileigenschaften in
PHS-Bauteilen durch Anlassen mittels Flamme; 2014;
ISBN: 978-3-95884-007-2
- 02 *Christopher Joseph Thoma*
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der
Prozesskette Druckguss; 2015; ISBN: 978-3-73699-009-8
- 03 *Joung Sik Suh*
Verbesserung der Kaltumformbarkeit von AZ31 Mg-Blech
durch Equal Channel Angular Pressing (ECAP); 2015;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20151215-1271570-1-8>
- 04 *Robert Ramakrishnan*
3-D-Drucken mit einem anorganischen Formstoffsystem; 2016;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160129-1276474-1-5>
- 05 *Patrick Saal*
Quantitative Phasenanalyse von ausferritischem Gusseisen
mithilfe der Neutronendiffraktometrie; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170125-1304161-1-8>
- 06 *Peter Sachnik*
Methodik für gratfreie Schnittflächen beim Scherschneiden; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160406-1304184-1-8>
- 07 *Thomas Martin Kopp*
Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess
und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170426-1327352-1-7>
- 08 *Simon Josef Maier*
Inline-Qualitätsprüfung im Presswerk durch intelligente
Nachfolgewerkzeuge; 2018; ISBN: 978-3-95884-004-1
- 09 *David Jocham*
Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und
nichtlinearer Umformhistorie sowie Ermittlung dehnungs-
und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte; 2018;
ISBN: 978-3-95884-012-6

- 10 *Christoph Kaiser*
Effiziente Produkt- und Prozessabsicherung für gefalzte Karosseriebauteile durch ein metamodellbasiertes Assistenzsystem; 2018; ISBN: 978-3-95884-018-8
- 11 *Daniel Marian Opriteacu*
Risikominimale Überbrückung von Kapazitätsengpässen im Presswerksverbund der Automobilindustrie; 2018; ISBN: 978-3-95884-020-1
- 12 *Maria Anna Hiller*
Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung; 2019; ISBN: 978-3-95884-024-9
- 13 *Hannes Alois Weiss*
Fertigung effizienter Elektromotoren; 2019; ISBN: 978-3-95884-037-9
- 14 *Wan-Gi Cha*
Formability Consideration in Bead Optimization to stiffen Deep Drawn Parts; 2019; ISBN: 978-3-95884-036-2
- 15 *Sven Peter Jansen*
Methodik zur Auslegung konturnaher Temperiersysteme in Druckgusswerkzeugen; 2019; ISBN: 978-3-95884-035-5
- 16 *Georg Baumgartner*
Das mikromechanische Verhalten von binären Aluminium-Silizium-Legierungen unter Last; 2019; ISBN: 978-3-95884-032-4
- 17 *Simon Vogt*
Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung von verpressten Spulen für effizientere E-Traktionsantriebe; 2019; Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20191001-1483133-1-0>
- 18 *Patrick Thomas Helmut Woisetschläger*
Beitrag zur Optimierung der Schichtanbindung bei thermisch gespritzten Zylinderlaufflächen im Verbrennungsmotor; 2020; ISBN: 978-3-95884-042-3
- 19 *Michael Walter Krinninger*
Ansätze zur Reduzierung der prozessbedingten Flitterbildung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen im offenen Schnitt; 2020; ISBN: 978-3-95884-045-4
- 20 *Tim Benkert*
Blechraddkörper für Leichtbauzahnäder – Eine Machbarkeitsstudie zur Herstellung von tiefgezogenen und feingeschnittenen Innenteilen mehrteiliger Zahnäder; 2020; ISBN: 978-3-95884-046-1

- 21 *Benjamin Himmel*
Material Jetting of Aluminium – Analysis of a Novel Additive
Manufacturing Process; 2020; ISBN: 978-3-95884-049-2
- 22 *Florian Martin Hofbauer*
Großserientaugliche Umsetzung von dünnwandigem Stahlguss
für den Automobilbau; 2020; ISBN: 978-3-95884-050-8
- 23 *Annika Weinschenk*
Simulative und experimentelle Untersuchungen zur Detektion und Prävention von Einfall-
stellen in Außenhautbauteilen; 2020; ISBN: 978-3-95884-052-2
- 24 *Florian Heilmeier*
Ermittlung schwindungsbedingter Gussteilspannungen mit Hilfe eingegossener,
faseroptischer Dehnungssensoren; 2020; ISBN: 978-3-95884-053-9