

Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik

Faseroptische Multipunkt-Sensornetzwerke zur Messung von Hochtemperaturverteilungen in Gasturbinen und chemischen Reaktoren

Franz Josef Dutz

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigten Dissertation.

Vorsitzende: Prof. Dr. Gabriele Schrag

Prüfende der Dissertation: 1. Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Alexander W. Koch
2. Prof. Dr. Johannes Roths

Die Dissertation wurde am 30.09.2021 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik am 03.03.2022 angenommen.

Kurzfassung

Für die technologische Weiterentwicklung von Gasturbinen und Chemiereaktoren bedarf es neuartiger Sensoren, welche Hochtemperaturprofile mit einer hohen räumlichen Auflösung bei geringem Platzbedarf und Verkabelungsaufwand erfassen können. In diesem Rahmen bietet die faseroptische Multipunkt-Sensorik basierend auf regenerierten Faser-Bragg-Gittern (RFBG) und Wellenlängenmultiplexverfahren erhebliches Innovationspotenzial, da sie es erlaubt, etliche Temperatursensoren in eine einzige Messleitung zu integrieren. Durch die Erforschung der charakteristischen Sensoreigenschaften gelang es, RFBG-Sensornetzwerke mit Durchmessern von 0,8 mm – 2,0 mm und bis zu 24 Messstellen herzustellen und in industriellen Anlagen zu erproben. Die Anwendung eines speziellen Kalibrierverfahrens ermöglichte dabei eine Unsicherheit von 4,5 K im Temperaturbereich von 20°C – 500°C. Der erfolgreiche Langzeiteinsatz in einem chemischen Testreaktor demonstrierte erstmals die Tauglichkeit der RFBG-Sensornetzwerke für Messungen eines über 2,3 m ausgedehnten Temperaturprofils über mehr als zwei Jahre bei Betriebstemperaturen bis 500°C mit einer niedrigen durchschnittlichen Driftrate von 1,0 K/Jahr. Zusätzlich zeigten Messungen radialer Temperaturverteilungen in Abgasdiffusoren von 6,9 MW Gasturbinen, dass mit den RFBG-Sensornetzwerken auch unter anspruchsvollen Einsatzbedingungen Temperaturen bis 700°C mit einer hohen räumlichen Auflösung von 5 mm bei minimaler Beeinflussung der Abgasströmung störungsfrei erfasst werden können.

Abstract

For the further development of gas turbines and chemical reactors, novel sensor types are needed capable of detecting high-temperature profiles with high spatial resolution at low space requirements and cabling efforts. In this context, fiber-optic multipoint sensing based on wavelength-multiplexed regenerated fiber Bragg gratings (RFBGs) offers significant improvements, as it allows several temperature sensors to be integrated in a single cable. Research on the sensor characteristics enabled the realization of RFBG sensor arrays comprising up to 24 temperature sensors at diameters of 0.8 mm – 2.0 mm, which were tested in industrial facilities. By applying a dedicated calibration procedure, an uncertainty of 4.5 K was achieved in the temperature range of 20°C to 500°C. The successful long-term deployment of RFBG sensor arrays in a chemical test reactor demonstrated for the first time their suitability for monitoring temperature profiles extending over 2.3 m for more than two years at working temperatures up to 500°C with a low averaged temperature drift rate of 1.0 K/year. Besides, measurements of radial temperature distributions in the exhaust-gas diffusors of 6.9 MW gas turbines showed the functionality of the RFBG sensor arrays even under rough operational conditions, as temperatures up to 700°C were reliably acquired with high spatial resolution of 5 mm and little influence on the gas flow.

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand im Rahmen einer kooperativen Promotion am Lehrstuhl für Messsystem- und Sensortechnik der Technischen Universität München (TUM), Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik (Betreuer TUM: Prof. Dr. A. W. Koch) in Zusammenarbeit mit der Hochschule für Angewandte Wissenschaften München (HM), Fakultät für Naturwissenschaften und Mechatronik (Betreuer HM: Prof. Dr. J. Roths).

Diese Arbeit wurde gefördert durch die Bayerische Forschungstiftung (BFS) im Rahmen des Forschungsvorhabens „Faseroptische Hochtemperatursensornetzwerke für Effizienzsteigerungen in Gasturbinen und Anlagen der Prozessindustrie“ (High-Temp-Net, AZ-1146-14) mit den Industriepartnern Siemens AG, Corporate Technology (Dr. Th. Bosselmann), MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery (Dr. U. Orth) und MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors (Prof. Dr. R. Bank) und aus Mitteln des Programms zur Förderung des wissenschaftlichen Nachwuchses (FORWIN) der Hochschule München.

Ich möchte mich an dieser Stelle bei all den Menschen bedanken, welche mich während der Arbeit unterstützt und zum Erfolg der Promotion beigetragen haben, vor Allem bei meinen Professoren Alexander W. Koch und Johannes Roths für die hervorragende Betreuung während dieser Zeit.

Danke an die Projektpartner in Person von Th. Bosselmann (Siemens AG), U. Orth, C. G. Seydel und S. Boje (MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery) und R. Bank, A. Heinrich und Dieter Verbeek und seinem Team (MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors) für den fachlichen Austausch und die Bereitstellung der Anlagen während der Messkampagnen.

Danke an die Mitarbeiter vom Lehrstuhl für Messsystem- und Sensortechnik der TUM, an M. Jakobi und R. von Grafenstein für ihre Mithilfe bei organisatorischen und verwaltungstechnischen Fragen.

Besonders gedankt sei den Kollegen des Labors für Photonik der HM, meinem Mentor Gabriele Marchi, unserem Laboringenieur Rolf Kuttler und den Doktorandenkollegen Leonhard Polz, Barbara Hopf, Markus Lindner, Bianca Berrang und Andrea Stadler für die äußerst hilfreichen fachlichen Diskussionen und den Studenten, deren Arbeiten ich betreute.

Mein innigster Dank gilt meiner Ehefrau und unseren Kindern für die erhaltene Unterstützung.

Inhalt

1	Einleitung.....	1
1.1	Ausgangssituation	1
1.2	Aufgabenstellung.....	4
2	Theoretische Grundlagen	5
2.1	Glasfasertechnik.....	5
2.1.1	Lichtführung in optischen Glasfasern	5
2.1.2	Herstellung von Glasfaser-Lichtwellenleitern.....	7
2.1.3	Glaskorrosion	9
2.2	Faser-Bragg-Gitter (FBG)	10
2.2.1	Funktionsprinzip und Reflexionslinienform.....	10
2.2.2	Herstellung und Temperaturstabilität von Typ-I-FBG.....	15
2.2.3	Kraft- und Temperaturempfindlichkeit von FBG	18
2.2.4	Simultane Kraft- und Temperaturmessung.....	19
3	Hochtemperaturstabile faseroptische Multipunkt-Temperatursensoren	21
3.1	Typ-II-FBG (Femtosekunden-FBG)	21
3.2	Regenerierte FBG (RFBG)	24
3.3	Bisherige Anwendungen von Typ-II-FBG und RFBG	30
3.4	Forschungsfragen und Lösungsansätze.....	33
4	Herstellung von RFBG-Sensornetzwerken	35
4.1	Aufbau einer FBG-Einschreibeanlage.....	35
4.1.1	Planung und Montage der Anlage.....	35
4.1.2	Bestimmung der Strahleigenschaften.....	37
4.1.3	Einschreiben von FBG	38
4.2	Untersuchungen der Eigenschaften von RFBG	40
4.2.1	Neues isothermes Regenerationsprofil.....	40
4.2.2	Charakterisierung der Temperaturdrift von RFBG	47
4.2.3	Large Mode Area (LMA) Faser für hochtemperaturstabile Anwendungen	55
4.2.4	Universelle Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie für RFBG in SMF28-Fasern	58
4.3	Aufbautechnik für RFBG-Sensornetzwerke	63

4.3.1	Dehnungsfreie Lagerung in Schutzkapillaren.....	63
4.3.2	Kraft-Temperatur-Entkopplung mit RFBG-Tandems.....	65
5	Messung der axialen Temperaturverteilung in einem Testreaktor.....	71
5.1	Herstellung der RFBG-Sensornetzwerke	71
5.1.1	Aufbau der Sensoren	71
5.1.2	Regenerieren der Seed-FBG.....	72
5.1.3	Wellenlängen-Temperatur-Kalibrierung	75
5.2	Langzeitmessung im Testreaktor	76
5.3	Diskussion	79
6	Messung der radialen Temperaturverteilung im Abgastrakt von Gasturbinen.....	85
6.1	3-Punkt RFBG-Sensornetzwerk.....	85
6.1.1	Sensordesign.....	85
6.1.2	Messaufbau.....	86
6.1.3	Ergebnisse und Diskussion	87
6.2	6-Punkt und 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerk	89
6.2.1	Sensordesign.....	89
6.2.2	Messaufbau.....	91
6.2.3	Ergebnisse	91
7	Zusammenfassung und Ausblick	99
	Eigene Publikationen.....	103
	Journal-Artikel.....	103
	Konferenzbeiträge	104
	Schutzrecht	104
	Abbildungsverzeichnis.....	105
	Tabellenverzeichnis	111
	Abkürzungsverzeichnis	113
	Literaturverzeichnis	115

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Ausgangssituation

Gasturbinen und chemische Reaktoren nehmen in großtechnischen Anlagen des Energiesektors und der chemischen Industrie eine Schlüsselrolle ein. Sowohl der effiziente Betrieb als auch die Anlagensicherheit hängen dabei von der Überwachung bestimmter Temperaturverteilungen ab. Um Innovationsimpulse zu ermöglichen, bedarf es einer Erhöhung der Messpunktdichte und damit der lokalen Auflösung bei der Erfassung dieser Temperaturprofile. Bei konventionellen elektrischen Temperatursensoren steigen mit jeder Messstelle aber auch Verkabelungsaufwand und Platzbedarf, was die Messpunktdichte auf Grund des begrenzten Bauraums und des Einflusses der Sensorgröße auf die Messbedingungen bisher stark einschränkte [1].

Katalytische Festbettreaktoren sind von sehr großer Bedeutung in der chemischen Industrie und werden für die Synthese einer Vielzahl von Basischemikalien und Zwischenstoffen wie Methanol, Phthalsäureanhydrid (PSA) [2] und Maleinsäureanhydrid (MSA) [3] eingesetzt. Aus Gründen der Energieeffizienz und CO₂-Reduktion liegt ein wachsendes Anwendungsgebiet in der Ablösung herkömmlicher thermischer Prozesse und der Herstellung von Synthesegas und synthetischem Erdgas (SNG) nach dem Power-to-Gas Prinzip [4]. Eine weit verbreitete Bauform von katalytischen Festbettreaktoren stellen Rohrreaktoren dar. Hier findet die chemische Umsetzung in Form von heterogenen Gas-Phasen-Reaktionen in 3 – 10 m langen, mit Katalysatorgranulat gefüllten und von einem Kühlmedium (z.B. Salzsäure) umströmten vertikalen Reaktionsrohren statt [5]. Dabei hängt die Anzahl der Reaktionsrohre vom Verwendungszweck ab und reicht von einem Rohr in Pilotreaktoren, wo die optimalen Prozessparameter hinsichtlich Effizienz, Ertrag und Qualität ermittelt werden bis hin zu mehreren zehntausend Rohren in sogenannten Rohrbündelreaktoren zur Großproduktion der Stoffe [5]. Stark exotherme Reaktionen wie Partialoxidationen führen dabei zur Entwicklung einer charakteristischen axialen Temperaturverteilung mit einem ausgeprägten Maximum (Hot-Spot), welches sich typischerweise im oberen Drittel des Reaktors befindet [5]. Besonders in der Anfahrphase besteht auf Grund der niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten das Risiko eines Durchgehens der Reaktion (Runaway), d.h. wenn es statt einer Umwandlung zum

gewünschten Produkt zu Nebenreaktionen kommt, in deren Folge die Hot-Spot-Temperaturen sehr schnell auf über 700°C steigen können [5,6]. Neben einer Beschädigung der Katalysatorfüllung (deren Gegenwert die Größenordnung des Reaktorpreises durchaus erreichen kann), liegt die Gefahr darin, dass sich die Reaktionsfront in Richtung des Reaktoreintritts bewegt und dort eine Explosion hervorrufen kann [5,6].

Für die Überwachung von Reaktoren mit temperatursensitiven und kritischen Prozessen bedarf es deshalb eines Messsystems, welches die vertikale Temperaturverteilung entlang der Reaktionsrohre mit einer hohen zeitlichen und örtlichen Auflösung detektieren kann. Dies ermöglicht einerseits einen optimalen Anfahrprozess, andererseits ist aber auch die Langzeitstabilität von größter Bedeutung. Ein Festbettreaktor arbeitet kontinuierlich und ohne Unterbrechung bis zum Austausch der Katalysatorschüttung, was typischerweise mehrere Jahre dauert. Während dieser Zeit sollte die Temperaturdrift des Sensors weniger als 10 K pro Jahr betragen, so dass keine Rekalibrierung oder ein Austausch der Temperatursensoren erfolgen muss. Um Zugang für die Temperaturmessung zu erhalten, werden bestimmte Reaktionsrohre axial mit Schutzrohren ausgerüstet, welche den Temperatursensor vom Reaktionsvolumen abschirmen. Dabei muss der Außendurchmesser der Schutzrohre so klein wie möglich sein (typ. 6 mm [6]), so dass die Messung auch für Reaktionsrohre ohne Schutzrohr repräsentativ ist. Bisher erfolgen die Messungen der Temperaturprofile gewöhnlich mit einem oder mehreren Typ-K Thermoelementen der Toleranzklasse 2 (Grenzabweichung ± 4 K bei 500°C [7]), welche axial in die Schutzrohre eingeführt werden und deren Anzahl durch den verfügbaren Durchmesser des Schutzrohrs begrenzt ist. Die Erhöhung der lokalen Auflösung ist dann nur durch eine axiale Verschiebung der Thermoelemente mittels einer automatischen Positioniereinrichtung möglich [8]. Dadurch verlängert sich aber die Messdauer für ein komplettes Profil auf mehrere Minuten, was auch zu einer systematischen Zeitverschiebung innerhalb der gemessenen Temperaturverteilung führt. Darüber hinaus ist der Mechanismus mechanisch empfindlich und der Platzbedarf ist für die Anwendung in industriellen Anlagen üblicherweise zu groß [6].

Industriegasturbinen sind stationäre thermische Strömungsmaschinen und stellen Schlüsselkomponenten in der Energieerzeugung und im Anlagenbau dar. Sie zeichnen sich vor allem durch eine kompakte Bauform, hohe Leistungsdichten und hohe Brennstoffflexibilität aus. In der Leistungsklasse bis ~ 30 MW finden Gasturbinen Anwendung als Antriebsmaschinen von Kompressoren und Pumpen z.B. in der Öl- und Gasindustrie und der chemischen Industrie [9]. Als Generatorantriebe kommen Gasturbinen mit Leistungen bis hin zu 300 MW in der öffentlichen Energieerzeugung und in industriellen Einrichtungen wie Papierwerken oder Autofabriken zum Einsatz. Dabei ermöglichen sie auf Grund der hohen Abgastemperaturen die kombinierte Erzeugung von elektrischer Energie und Wärme (Kraft-Wärme-Kopplung), wodurch sich hohe thermische Wirkungsgrade erzielen lassen [9]. In Gasturbinen können je nach Auslegung flüssige (Diesel, Heizöl, Kerosin) oder gasförmige Treibstoffe (Erdgas, Methan, Synthesegas, Wasserstoff) verbrennen. Sogenannte Dual Fuel Gasturbinen ermöglichen sogar einen bivalenten Betrieb. Stationäre Gasturbinen bestehen prinzipiell aus einem Verdichter, Brennkammern und der eigentlichen Turbine. Sämtliche beweglichen Teile rotieren dabei um dieselbe Achse. Über den Verdichter wird Luft angesaugt, komprimiert und in eine oder mehrere azimuthal um die Achse verteilte Brennkammern geleitet. Dort erfolgt über Ventile die

Zuführung des Kraftstoffs, welcher zusammen mit der angesaugten Luft ein zündfähiges Gemisch bildet und anschließend unter extremer Wärmeentwicklung verbrennt. Das dabei entstehende Heißgas expandiert mit hohem Druck in die Turbine, wo es entspannt wird und dabei mechanische Leistung an einer Welle erzeugt [9]. Ein Teil dieser Leistung treibt den Verdichter an (Gasturbinen sind somit Turbomaschinen), der Rest steht als Nutzleistung zur Verfügung. Da im Zuge des Klimawandels die Minimierung des CO₂ – Ausstoßes noch größere Bedeutung als bisher erfährt, stellt die Erhöhung des Wirkungsgrades die größte Herausforderung in der Weiterentwicklung der Gasturbinentechnologie dar. Die Effizienz von Gasturbinen steigt mit der Betriebstemperatur, welche aber durch die zulässige Temperatur der eingesetzten Werkstoffe begrenzt ist. Bereits ein Überschreiten der Grenztemperatur um 10 K kann die Lebensdauer einzelner Komponenten auf die Hälfte reduzieren [9]. Diesem Problem konnte durch die Entwicklung ausgeklügelter Kühlmechanismen, keramischer Beschichtungen und hochtemperaturfester Superlegierungen begegnet werden, wodurch sich über die letzten Jahrzehnte eine kontinuierliche Steigerung der Betriebstemperatur und damit der Effizienz erreichen ließ [9,10]. Auf Grund einer bauartbedingten unsymmetrischen Anordnung der Brennkammern oder Ablagerungen an den Brennern kann es jedoch trotzdem zu räumlich ungleichmäßigen Verbrennungen und damit zu Überhitzungen und Beschädigungen der Turbinenschaufeln kommen [11].

Eine Überwachung und Kontrolle der Temperaturverteilung in der Gasturbine ist also wichtig, um lokale Temperaturüberschreitungen zu vermeiden und einen optimalen Betrieb zu gewährleisten. Eine kritische Prozessgröße ist dabei die Turbineneintrittstemperatur, welche allerdings wegen ihrer hohen Werte von ~1400°C nicht direkt gemessen werden kann. Es ist jedoch möglich, die Temperaturverteilung im Abgasstrahl der Turbine, wo die Temperaturen nur noch 500 – 700°C betragen, zu messen und damit auf die Temperaturverteilung am Turbineneintritt und anderen Segmenten der Turbine zurückzuschließen [11]. Die Abgastemperaturen sind somit die Hauptregelgröße für die Steuerung des Kraftstoffflusses in die Brennkammern, um eine homogene Temperaturverteilung innerhalb der Turbine zu erreichen. Die Messungen der Temperaturverteilung im Strömungskanal der Gasturbine müssen auch unter schwierigen Standortbedingungen (z.B. Wüste oder Offshore) über Jahre hinweg genau und zuverlässig sein. Bisher kommen hier Messsonden mit Thermoelementen der Toleranzklasse 1 und einer resultierenden Grenzabweichung von ± 2 K bei 500°C [7] zum Einsatz [12]. Während Entwicklungstests auf Herstellerprüfständen ist die Messung der Temperaturverteilung im Abgaskanal mit einer hohen Messpunktdichte besonders interessant, um die Turbine näher an ihrer maximal möglichen Grenztemperatur und dadurch mit optimiertem Wirkungsgrad betreiben zu können. Wegen der kürzeren Einsatzzeiten am Teststand wären auch eine etwas höhere (definierte) Messabweichung und eine begrenzte Drift akzeptabel [12]. Eine limitierte Anzahl an Messstellen ergibt sich besonders bei kleineren Turbinen bis ca. 10 MW auf Grund der kompakten Bauform. Weiterhin dürfen die Durchmesser der Temperatursonden nicht zu groß werden, da sie ansonsten die Strömungsverhältnisse zu stark beeinflussen und dadurch die zu Grunde liegenden Modellrechnungen nicht mehr gültig sind. Bei Thermoelementen steigt mit jeder zusätzlichen Messstelle der Verdrahtungsaufwand und der Sensordurchmesser, wodurch diese Technologie bei der Messung der Abgastemperaturverteilung keine weitere Steigerung der räumlichen Auflösung ermöglicht.

1.2 Aufgabenstellung

Faseroptische Temperatursensoren weisen im Vergleich zu konventionellen Thermoelementen eine Vielzahl an Vorteilen auf. Glasfasern sind chemisch inert, besitzen kleine Durchmesser und damit eine geringe thermische Masse und sind unempfindlich gegenüber elektromagnetischer Interferenz. Der größte Gewinn bei der Anwendung faseroptischer Messtechnik liegt in der Möglichkeit, etliche Messstellen innerhalb einer einzigen Messleitung zu realisieren, wodurch sich Platzbedarf und Verkabelungsaufwand auf ein Minimum reduzieren lassen. Prinzipiell gibt es dabei zwei unterschiedliche Verfahren, die sogenannte verteilte Messtechnik DTS (engl. Distributed Temperature Sensing) auf Basis von Rayleigh-, Raman- oder Brillouin-Streuung und Multipunkt-Sensoren auf Basis von Faser-Bragg-Gittern (FBG). Die verteilte Messtechnik nutzt Rückstreusignale, welche durch Interaktionen des eingestrahlten Lichts mit den Gitteratomen der Glasfaser entstehen [13]. Dies erlaubt eine kontinuierliche Messung der Temperatur entlang der Faser. Allerdings bedingt eine hohe räumliche bzw. zeitliche Auflösung bei der Messung von Temperaturverteilungen mit DTS-Systemen einen kurzen Integrationsbereich des schwachen Streusignals und damit auch eine hohe Unsicherheit [14]. FBG dagegen sind diskrete, an definierten Stellen der Faser künstlich eingebrachte periodische Änderungen des Brechungsindex. Sie funktionieren wie kleine wellenlängenselektive Teilspiegel und reflektieren ein stärkeres schmalbandiges Signal, dessen Wellenlänge temperaturabhängig ist. Durch die Anwendung eines Wellenlängenmultiplexverfahrens WDM (engl. Wavelength-Division Multiplexing) können je nach Bandbreite der Lichtquelle bis zu 50 FBG in eine Faser integriert werden. Im Vergleich zu DTS-Systemen bietet die Multipunkt-FBG Technik zwar weniger Messstellen, erlaubt aber die Messung von Temperaturverteilungen mit hoher zeitlicher Auflösung bei geringer Unsicherheit. Darüber hinaus sind die Auswertegeräte für FBG deutlich kostengünstiger als für DTS-Systeme. Insgesamt betrachtet ist die Multipunkt-FBG Technik damit am besten für den Einsatz in energietechnischen Anlagen geeignet [14].

Ein faseroptisches Messsystem für die Anwendung in Chemiereaktoren und Gasturbinen muss eine den Serviceintervallen (typ. 1 – 2 Jahre) entsprechende Langzeitstabilität bezüglich Ausfallsicherheit und Temperaturgenauigkeit aufweisen. Konkret bedeutet das eine Driftrate von maximal 10 K/Jahr und eine mit Standardthermoelementen (Typ-K, Toleranzklasse 2) vergleichbare maximale Messabweichung von ± 4 K bei 500°C. Das Ziel dieser Arbeit ist deshalb die Entwicklung von Verfahren zur Herstellung faseroptischer Hochtemperatursensoren mit hoher mechanischer Robustheit für den Einsatz in anspruchsvollen Umgebungen. Die Forschungsschwerpunkte umfassen dabei die Untersuchung der Driftmechanismen, deren Temperaturabhängigkeit und Verfahren zur Driftreduktion. Weiterhin soll die Einhaltung der für industrielle Anwendungen erforderlichen maximalen Messabweichung nachgewiesen werden. Abschließend sollen die Einsatzfähigkeit und Funktionalität der faseroptischen Temperatursensoren durch Messungen von Temperaturprofilen in Chemiereaktoren und Gasturbinen demonstriert werden.

Kapitel 2

Theoretische Grundlagen

2.1 Glasfasertechnik

2.1.1 Lichtführung in optischen Glasfasern

Optische Glasfasern sind zylinderförmige dielektrische Lichtwellenleiter (LWL). Sie werden hauptsächlich zur verlustarmen Übertragung elektromagnetischer Wellen im optischen und infraroten Frequenzbereich genutzt. Glasfaser-LWL werden üblicherweise nach dem radialen Brechungsindexverlauf in Gradientenindexfasern und Stufenindexfasern unterschieden. Letztere können entsprechend den möglichen Intensitätsverteilungen (Moden) der transmittierten Lichtwellen in Multimodenfasern und Monomodefaisern (SM-Fasern, engl. Single-Mode) weiterunterteilt werden [15]. Im Rahmen dieser Arbeit finden hauptsächlich Standard-Telekom-Monomodefaisern vom Typ SMF28 des Herstellers Corning (Corning, NY, USA) Verwendung. Diese bestehen wie in Abbildung 2-1a dargestellt aus einem Kern mit einem Durchmesser von ca. 8 μm und einem Mantel mit einem Durchmesser von ca. 125 μm , wobei der Brechungsindex des Kerns höher als der des Mantels ist (siehe Abbildung 2-1b). Meist ist zum Schutz vor mechanischen Einflüssen über dem Mantel noch eine Schutzschicht aus Kunststoff (typ. Acrylat) aufgebracht.

In Glasfasern erfolgt die Lichtleitung auf Grund des höheren Brechungsindex des Kerns in erster Näherung durch Totalreflexion. Zur Erklärung der Verteilung des elektrischen Feldes und der Intensität im LWL muss jedoch die Helmholtz-Gleichung gelöst werden. Diese kann aus den Maxwellschen Gleichungen für isotrope Materialien ohne freie Ladungsträger und Ströme unter der Annahme von monochromatischen, harmonischen und zeitlich konstanten Wellen abgeleitet werden [16] und ist gegeben durch

$$(\Delta + k_0^2 n^2)E(\vec{r}) = 0, \quad (2-1)$$

mit dem Laplace-Operator Δ , der Wellenzahl im Vakuum k_0 , dem Brechungsindex n und der elektrischen Feldstärke $E(\vec{r})$.

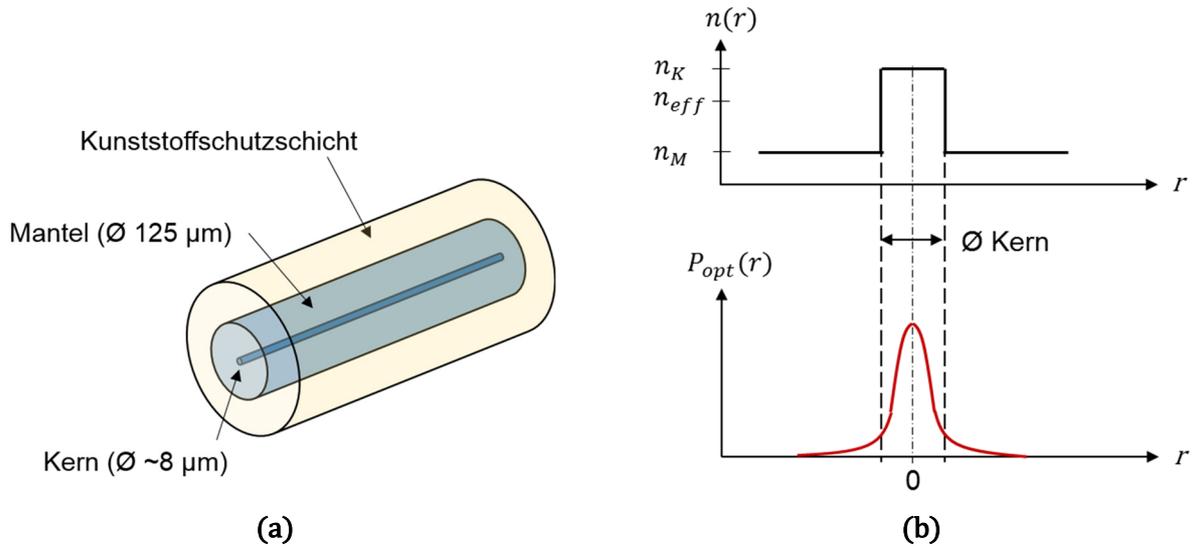


Abbildung 2-1: (a) Typische SM-Fasern bestehen aus einem Kern mit ca. 10 µm Durchmesser, einem Mantel mit einem Durchmesser von 125 µm und einer Kunststoffschicht (engl. Coating). (b) Durch den höheren Brechungsindex im Kern wird das Licht im Grundmode als radialsymmetrische gaußförmige Mode entlang der Faser geführt. Wegen der Ausdehnung in den Mantel gilt für die Translation ein effektiver Brechungsindex n_{eff} .

Unter der Wahl geeigneter Randbedingungen ist es möglich, die Helmholtz-Gleichungen für Stufenindexfasern für Kern und Mantel jeweils analytisch zu lösen [15,16]. Die Lösungen der beiden Abschnitte müssen dabei am Kern-Mantel-Übergang stetig und stetig differenzierbar sein. Für eine Faser mit idealem stufenförmigen Indexprofil wie in Abbildung 2-1b, nehmen die Wellen mit den vereinfachten Annahmen der schwachen Wellenführung die Form linear polarisierter Moden $LP_{\nu,\mu}$ an. Nach dieser Konvention beschreibt ν die halbe Anzahl der Intensitätsmaxima in azimuthaler Orientierung und μ ist die Anzahl der Intensitätsmaxima in radialer Richtung. Welche Moden im LWL ausbreitungsfähig sind, hängt vom sogenannten V-Parameter (auch Strukturparameter oder normierte Frequenz)

$$V = \frac{2\pi a}{\lambda} \sqrt{n_K^2 - n_M^2} = \frac{2\pi a}{\lambda} NA \quad (2-2)$$

ab, welcher sich aus der Wellenlänge λ des Lichts, dem Radius a des Faserkerns, dem Kernbrechungsindex n_K und dem Mantelbrechungsindex n_M berechnet [15]. Der Brechungsindexunterschied bestimmt auch die numerische Apertur NA der Faser. Für $V < 2,405$ kann sich nur die Grundmode, eine linear polarisierte Lichtwelle mit annähernd gaußförmiger, radialsymmetrischer Intensitätsverteilung [15,16] (siehe Abbildung 2-1b) ausbreiten, die Faser ist somit eine Monomodefaser.

Da sich die Grundmode auch in den Mantel der Faser ausdehnt (evaneszente Welle), wird die Ausbreitungsgeschwindigkeit entlang der Faser durch einen effektiven Brechungsindex n_{eff} bestimmt, dessen Wert zwischen Kern- und Mantelbrechungsindex liegt und für die SMF28-Faser $n_{eff} = 1,4473$ (bei 1534 nm) beträgt [17]. Der sogenannte Confinement-Faktor Γ entspricht dabei dem im Faserkern enthaltenen Anteil der transmittierten Lichtleistung der Mode.

Er hängt vom V-Parameter ab und kann für SM-Fasern mit Stufenindex näherungsweise über

$$\Gamma = 1 - V^{-2} \quad (2-3)$$

berechnet werden [18]. Bei Standard-SM-Fasern wie der SMF28 beträgt $\Gamma \approx 0,8$ [19].

2.1.2 Herstellung von Glasfaser-Lichtwellenleitern

Optische Glasfasern bestehen hauptsächlich aus hochreinem Kieselglas (Quarzglas), einer amorphen Form der chemischen Verbindung Siliziumdioxid (SiO_2) [20]. Ausgangspunkt ist eine sogenannte Vorform (engl. Preform), ein zylinderförmiger Glasstab mit einem Durchmesser in der Größenordnung von etwa 100 mm und einer Länge von bis zu 3 m [21]. Diese Vorform wird meist mittels chemischer Gasphasenabscheidung (engl. Chemical Vapour Deposition, CVD) hergestellt und weist bereits einen Kern und einen Mantel im selben Größenverhältnis wie in der späteren Faser auf [21]. Dabei erfolgt die Einstellung des für die Lichtführung notwendigen Brechungsindexunterschiedes durch die Dotierung des Quarzglas mit bestimmten Verbindungen oder Elementen, wodurch sich die Polarisierbarkeit lokal ändert (Abbildung 2-2). Üblicherweise werden dem Kern Verbindungen wie Germaniumoxid (GeO_2) zugesetzt, die den Brechungsindex dort erhöhen. Es ist aber auch möglich, den Mantel mit einem Stoff zu dotieren, welcher den Brechungsindex senkt wie beispielsweise Fluor (F). Die Kombination von unterschiedlichen Zusatzstoffen in verschiedenen Segmenten der Vorform ermöglicht so die Herstellung von Glasfasern mit definierten Brechungsindexprofilen. Es gibt aber auch noch andere Auswirkungen der Dotierung auf das Quarzglas. So sinkt mit der Dotierstoffkonzentration die Temperatur des sogenannten Glasübergangs T_g [22], wo die mechanischen Eigenschaften des Glases sich denen einer Flüssigkeit annähern [23]. Dies ist jedoch kein abrupter Übergang und wird über die Viskosität, die Fähigkeit Kräfte aufzunehmen, ausgedrückt. Generell nimmt mit der Beimengung der Dotierstoffe auch die Dämpfung der geführten Lichtwelle zu, wobei Germanium hierbei den geringsten Einfluss hat [20]. Standard-Telekom-Fasern wie die SMF28 weisen deshalb eine möglichst geringe Dotierstoffkonzentration von etwa 3 – 4 mol-% GeO_2 im Faserkern auf.

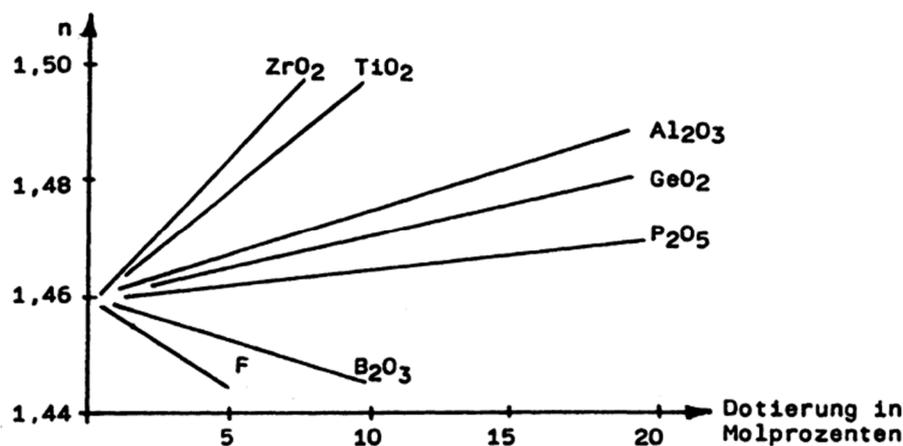


Abbildung 2-2: Entwicklung des Brechungsindexes von Quarzglas durch die Beimengung verschiedener Dotierstoffe. Bild aus [20].

Die eigentliche Herstellung der Fasern erfolgt in einem Faserziehturm. In Abbildung 2-3 ist der Prozess schematisch dargestellt. Die Vorform wird über einer Wärmequelle aufgehängt und am unteren Ende bis zur Schmelztemperatur von ca. 2000°C erwärmt [20]. Dies kann beispielsweise mit elektrischen Öfen oder Gasbrennern erfolgen. Dadurch sinkt die Viskosität des Glases stark ab, wodurch sich der erhitzte Teil der zylindrischen Vorform zu einem Kegel verformt. An dessen Spitze bildet sich der Anfang der Faser, welche anschließend kontinuierlich nachgezogen und auf einer Trommel aufgewickelt wird [20]. Während des Ziehens überwacht ein Messsystem den Durchmesser der Faser, welcher von der Heiztemperatur und der Zugspannung abhängt. Durch die Regelung der Prozessparameter Vorformnachschiebung, Zuggeschwindigkeit und Ofentemperatur kann so eine Faser mit konstantem Durchmesser (Unsicherheit $\sim 1 \mu\text{m}$) hergestellt werden [20]. Kurz nach dem Entstehen der Faser wird die Kunststoffschicht (Coating) aufgebracht und dann mittels UV-Licht ausgehärtet. Die industrielle Herstellung von SM-Fasern erfolgt dabei auf mehr als 30 m hohen Ziehtürmen und mit Geschwindigkeiten von bis zu 3000 Metern Faser pro Minute [21].

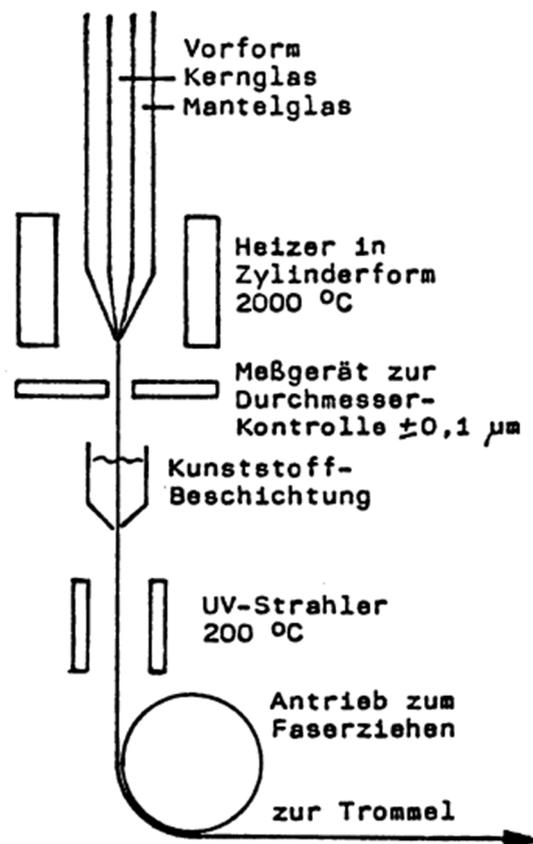


Abbildung 2-3: Darstellung des Faserziehprozesses. Die Vorform wird angeschmolzen und dabei in die Länge gezogen. Bild aus [20].

Sowohl die unterschiedliche Dotierung des Faserkerns und des Fasermantels als auch der Faserziehprozess sorgen für eine Reihe an intrinsischen Spannungs- und Dehnungszuständen, welche nach dem Abkühlen in den Glasfasern „eingefroren“ sind [24]. Eingefrorene mechanische Spannungen entstehen durch die niedrigere Glasübergangstemperatur des

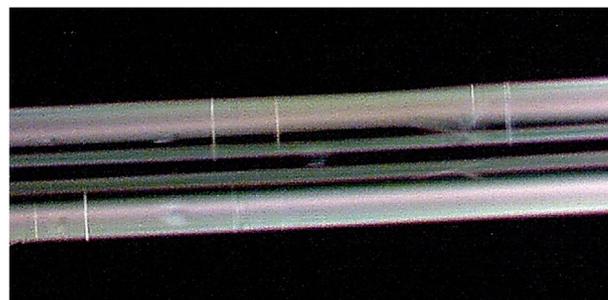
Faserkerns im Vergleich zum Fasermantel. Das führt dazu, dass der Mantel beim Faserziehen eine höhere elastische Dehnung erfährt, welche sich beim Entspannen abbaut und den Kern axial unter Druck setzt [24]. Gleichzeitig ist meist der thermische Ausdehnungskoeffizient des Kerns auf Grund der Dotierung höher [25], wodurch sich dieser beim Abkühlen stärker zusammenzieht und somit eine radiale und axiale Zugspannung entsteht. Welcher Anteil schließlich überwiegt, hängt von der Zugkraft bei der Herstellung ab [24]. In SMF28-Fasern wirkt auf den Kern nach der Herstellung eine temperaturinduzierte Spannung von ca. 25 MPa [26] und eine mechanische Spannung von ca. -30 MPa [26], wodurch der Kern effektiv unter einer axialen (Druck)Spannung von -5 MPa steht [27,28]. Neben solchen eingefrorenen Spannungen sind weitere bekannte Effekte die eingefrorene Viskoelastizität und die eingefrorene Dichte. Dabei nimmt die Faser auf Grund der temperaturabhängigen Viskosität und der schnellen Abkühlung ein höheres Volumen ein als im thermodynamischen Gleichgewicht [24]. Die genannten intrinsischen Effekte hängen neben der Abkühlgeschwindigkeit von der Zugkraft bei der Herstellung und der Materialzusammensetzung der Fasersegmente ab und beeinflussen den Brechungsindex der Glasfasern und damit deren optische Eigenschaften [24].

2.1.3 Glaskorrosion

Um faseroptische Temperatursensoren in rauen industriellen Umgebungen einsetzen zu können, müssen die Glasfasern eine hohe mechanische Stabilität aufweisen. Durch den langen Einsatz bei hohen Temperaturen kann es jedoch zu Korrosionserscheinungen kommen, welche die Glasfaser schwächen und zu Leitungsbrüchen führen. Als Hauptursachen für die Korrosion von Glasfasern sind Kristallisation [29], Wasserdampf [30] und basische Medien [31] bekannt. In allen drei Fällen entstehen Risse in der Faseroberfläche, die als Spannungszentren wirken und die Bruchspannung der Faser herabsetzen. Einer Korrosion durch die meist basischen Hochtemperaturkleber kann durch die Auswahl eines geeigneten Klebers beim Sensoraufbau begegnet werden [32]. Eine Korrosion bedingt durch Oberflächenkristallisation tritt vor allem bei sehr hohen Temperaturen über 1000°C auf, während bei niedrigeren Temperaturen die Korrosion durch Wasserdampf überwiegt (siehe Abbildung 2-4). Die Übergangstemperatur, welche den vorherrschenden Korrosionsmechanismus bestimmt, hängt von der Reinheit des verwendeten Glases ab und liegt zwischen 700°C und 1000°C [33].



(a)



(b)

Abbildung 2-4: Korrosion an der Faseroberfläche (a) bei 1200°C durch Kristallisation [34] und (b) bei 950°C durch wasserdampfbedingtes Risswachstum [35].

Für die in dieser Arbeit vorgestellten Anwendungen mit Temperaturen bis 700°C ist demnach vor allem die Korrosion durch Wasserdampf entscheidend. Bei dieser Art von Korrosion dringt die in der Umgebung vorhandene Feuchtigkeit in kleinste auf der Oberfläche bereits vorhandene Risse oder Unebenheiten ein. Die chemischen Bindungen an der tiefsten Stelle eines Risses stehen meist unter leicht erhöhter Spannung und lassen sich somit am leichtesten trennen. Ein Wassermolekül lagert sich dort an eine Bindung an und trennt sie unter Entstehung von zwei OH-Gruppen auf [33]. Dadurch wächst der Riss weiter in die Tiefe des Glases hinein. Die Bruchspannung σ_B der Faser hängt dabei über $\sigma_B \sim 1/\sqrt{c}$ von der Tiefe c eines Risses ab [33]. Da die Korrosion durch Wasserdampf stark von der Luftfeuchtigkeit abhängt, lässt sie sich am einfachsten durch eine Kapselung der Glasfaser von der Atmosphäre verringern. Dies wird zum Beispiel durch eine geeignete Aufbautechnik erreicht.

2.2 Faser-Bragg-Gitter (FBG)

2.2.1 Funktionsprinzip und Reflexionslinienform

Faser-Bragg-Gitter (FBG) sind wellenlängenselektive Interferenzfilter, welche auf einer periodischen Variation des Brechungsindex im Kern einer optischen Faser beruhen. Sie entstehen durch die Belichtung einer photosensitiven Faser mit einer räumlich modulierten ultravioletten Strahlung (UV) (siehe Kapitel 2.2.2). In Abbildung 2-5 ist das Funktionsprinzip eines FBGs dargestellt. Wird Licht entlang der Faser geführt, kommt es durch eine Überlagerung der an jedem Brechungsindexhub reflektierten Teilwellen zu Interferenzeffekten. Das intensivste Signal entsteht bei der sogenannten Bragg-Wellenlänge λ_B , welche dem optischen Wegunterschied zwischen den Teilstrahlen entspricht (Abbildung 2-5).

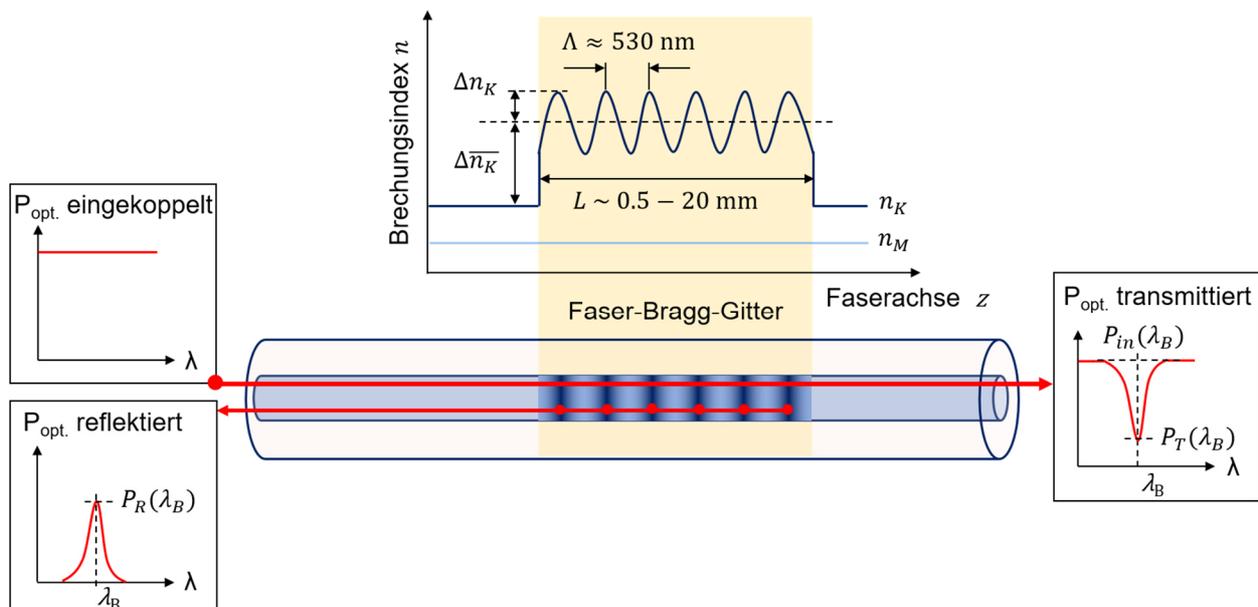


Abbildung 2-5: Funktionsprinzip eines Faser-Bragg-Gitters (FBG). Einkoppeltes Licht wird an periodischen Brechungsindexhüben reflektiert. Nur für die Bragg-Wellenlänge λ_B interferieren die reflektierten Teilwellen konstruktiv, es entsteht ein charakteristisches Maximum im Reflexionsspektrum.

Die Linienform des Reflexionsspektrums ergibt sich aus der Theorie der gekoppelten Moden (Coupled-Mode Theory, CMT), welche ursprünglich zur Berechnung von DFB-Lasern (Distributed Feedback) entwickelt wurde [36]. Diese speziellen Laser verfügen in ihrer Kavität ebenfalls über einen Bragg-Reflektor und weisen deshalb eine besonders schmale Linienform auf. Konkret beschreibt die CMT die Ausbreitung und Kopplung von Wellen in alternierenden parallelen Strukturen und lässt sich unter der Annahme einiger (begründeter) Näherungen auch auf FBG anwenden.

Ausgangspunkt ist die Überlegung, dass die Bragg-Struktur die Moden des ungestörten Wellenleiters nicht verändert ($\Delta n_K \ll n_K$) und die longitudinale Komponente des elektrischen Feldes unabhängig von den anderen Koordinaten ist [36]. Damit vereinfacht sich die Helmholtz-Gleichung zu

$$\left(\frac{d^2}{dz^2} + k_0^2 n^2 \right) E = 0. \quad (2-4)$$

Aus der Absorption des UV-Lichts resultiert in der Faser im Bereich des FBGs eine annähernd sinusförmige Variation des Kernbrechungsindex, welche sich auch auf den effektiven Brechungsindex auswirkt. Für SM-Fasern mit Stufenindex gilt nach [19] der Zusammenhang

$$\Delta n_{eff} \cong \Gamma \cdot \Delta n_K. \quad (2-5)$$

Dabei ist Γ der Confinement-Faktor, welcher den Anteil der im Kern geführten Lichtintensität angibt und ca. 0,8 beträgt (siehe Abschnitt 2.1.1). Bei einem, wie in Abbildung 4-15 dargestellten, uniform-sinusförmig modulierten Brechungsindexverlauf sind Δn_K und $\Delta \bar{n}_K$ konstant. Mit (2-5) kann der effektive Brechungsindex entlang des FBGs dann über die Periode Λ als

$$\Delta n_{eff}(z) = \Gamma \cdot \left(\Delta \bar{n}_K + \Delta n_K \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{\Lambda} \cdot z\right) \right) \quad (2-6)$$

ausgedrückt werden. Der absolute Brechungsindex beträgt somit

$$n(z) = n_{eff} + \Delta n_{eff}(z) = n_{eff} + \Delta n_{DC} + \Delta n_{DC} \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{\Lambda} \cdot z\right) \quad (2-7)$$

und besteht aus dem effektiven Brechungsindex der Faser ohne FBG n_{eff} , einem Gleichanteil Δn_{DC} und einem Wechselanteil Δn_{AC} . Eine konstruktive Interferenz der reflektierten Teilwellen entsteht prinzipiell für alle Wellenlängen, deren ganzzahliges Vielfaches m dem Unterschied des optischen Weges (hin und zurück) entsprechen (Bragg-Bedingung):

$$m\lambda = n\Delta z. \quad (2-8)$$

Die Bragg-Wellenlänge erfüllt diese Bedingung für die erste Ordnung ($m = 1$) und ergibt sich mit $\Delta z = 2\Lambda$ und dem über eine Gitterperiode gemittelten Brechungsindex \bar{n} zu

$$\lambda_B = 2\bar{n}\Lambda = 2 \cdot (n_{eff} + \Delta n_{DC}) \cdot \Lambda \approx 2n_{eff}\Lambda. \quad (2-9)$$

Obwohl theoretisch unendlich viele Beugungsordnungen existieren, können für eine Betrachtung in der nahen Umgebung der Bragg-Wellenlänge (bzw. der jeweils betrachteten Resonanz) alle anderen Ordnungen vernachlässigt werden [36]. Weiterhin gilt die Bedingung, dass ein Energieaustausch nur zwischen den jeweils gleichen transversalen Moden in unterschiedlichen Ausbreitungsrichtungen stattfindet [36]. Diese Annahme ist bei FBG in SM-Fasern erfüllt, da hier nur die Grundmode auftritt. Mit diesen Vereinfachungen kann das elektrische Feld als Superposition aus vor- und rücklaufenden Wellen (vgl. Abbildung 2-5) mit den entsprechenden komplexen Amplituden $A(z)$ und $B(z)$

$$E(z) = A(z) \cdot e^{-i\beta z} + B(z) \cdot e^{i\beta z} \quad (2-10)$$

beschrieben werden, wobei β der Wellenzahl im Medium entspricht [36]. Durch Einsetzen von (2-7) und (2-10) in die eindimensionale Helmholtz-Gleichung (2-5) finden sich nach dem Separieren der Terme mit gleichen Exponenten und der Vernachlässigung der zweiten Ableitungen (Amplituden variieren nur langsam im Vergleich zum Feld) [36] schließlich die Gleichungen für die gekoppelten Moden

$$\begin{aligned} \frac{d}{dz}A &= -i\kappa B - i\delta A, \\ \frac{d}{dz}B &= i\delta B + i\kappa A. \end{aligned} \quad (2-11)$$

In (2-11) ist der Parameter δ definiert als

$$\delta = \frac{\beta^2 - \beta_B^2}{2\beta} \approx \beta - \beta_B = 2\pi \cdot (n_{eff} + \Delta n_{DC}) \cdot \left(\frac{1}{\lambda} - \frac{1}{\lambda_B} \right) \quad (2-12)$$

und entspricht dem Unterschied der Wellenzahlen der betrachteten Wellenlänge und der Bragg-Wellenlänge [36]. Der AC-Koppelkoeffizient

$$\kappa = \frac{\pi}{\lambda} \cdot \Delta n_{AC} \quad (2-13)$$

enthält die Amplitude der Brechungsindexmodulation Δn_{AC} [19] und bestimmt den Reflexionsgrad und damit die Stärke des FBG. Bei (2-11) handelt es sich also um ein System gekoppelter Differenzialgleichungen erster Ordnung mit konstanten Koeffizienten, wofür sich unter der Wahl geeigneter Randbedingungen die wellenlängenabhängige Reflexion eines FBGs der Länge L

$$R(\lambda) = \frac{\sinh^2(\sqrt{\kappa^2 - \delta^2} \cdot L)}{\cosh^2(\sqrt{\kappa^2 - \delta^2} \cdot L) - \frac{\delta^2}{\kappa^2}} \quad (2-14)$$

als analytische Lösung findet [19]. Im Resonanzfall kann $\lambda = \lambda_B$ in (2-12) eingesetzt werden, wodurch $\delta = 0$ beträgt. Dadurch vereinfacht sich Formel (2-14) zu

$$R(\lambda_B) = \tanh^2(\kappa \cdot L). \quad (2-15)$$

Sind die Gitterlänge L , die Gitterreflektivität $R(\lambda_B)$ und die Bragg-Wellenlänge λ_B bekannt, ergibt sich durch Umstellen von Formel (2-15) die effektive Brechungsindexmodulation über

$$\Delta n_{AC} = \frac{\lambda_B}{\pi L} \cdot \operatorname{arctanh}(\sqrt{R(\lambda_B)}). \quad (2-16)$$

Die Messung der Reflexionsspektren erfolgt mit Hilfe von FBG-Interrogatoren sm125 und si255 von Micron Optics (Atlanta, GA, USA). In Abbildung 2-6 ist das Funktionsprinzip skizziert. Diese Geräte beinhalten einen abstimmbaren Laser, der über einen Signalgenerator angesteuert wird und dabei einen definierten Wellenlängenbereich durchfährt. Mit einem Faserkoppler wird das Licht in eine angesteckte Glasfaser geführt und gleichzeitig die zeitabhängig zurückreflektierte Leistung im Gerät mit einem Detektor gemessen und unter Berücksichtigung der Abstimmkurve des Lasers in ein Spektrum umgerechnet (Abbildung 2-6). Durch eine interne Referenz liegt die Unsicherheit der Laserwellenlängen bei ~ 1 pm [37,38]. Der FBG-Interrogator sendet die Rohdaten dann über eine Ethernet-Schnittstelle an einen Computer (PC) zur weiteren Bearbeitung.

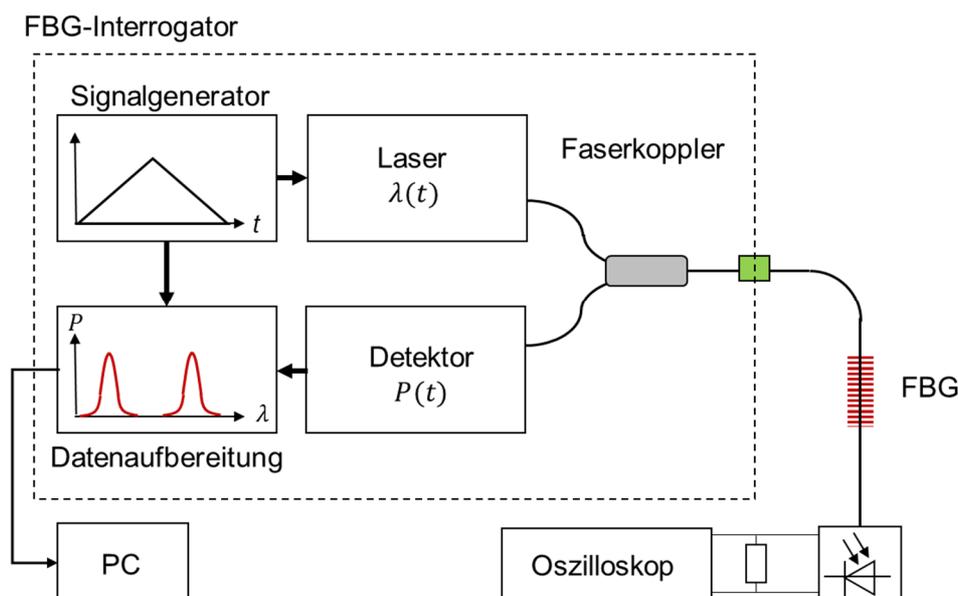


Abbildung 2-6: Funktionsprinzip eines FBG-Interrogators. Das Licht eines durchstimmbaren Lasers wird in eine Faser mit FBG eingekoppelt. Ein Detektor misst die zeitabhängig zurückreflektierte Leistung, welche durch Korrelation mit der Laserwellenlänge zu einem Spektrum geformt wird.

In Abbildung 2-7 ist das gemessene Spektrum eines uniformen FBGs dargestellt. Die Ermittlung der Bragg-Wellenlänge λ_B und der Leistung bei der Bragg-Wellenlänge $P(\lambda_B)$ erfolgt hier automatisiert aus dem Scheitelpunkt einer Parabelanpassung an die oberen $\sim 50\%$ des Maximums (Abbildung 2-7) [39]. Insgesamt beträgt die erweiterte Unsicherheit der so bestimmten Bragg-Wellenlängen 2 pm. Ist es notwendig, die Reflektivität eines FBGs zu bestimmen (um z.B. Δn_{AC} zu berechnen), muss die zurückreflektierte Leistung zu der am FBG ankommenden Lichtleistung ins Verhältnis gesetzt werden. Dabei reicht es nicht, die Ausgangsleistung der Lichtquelle zu kennen, da sich diese durch Dämpfung an Steckern und Spleißen auf der Strecke bis zum FBG ändern kann. Stattdessen wird das Spektrum in Transmission betrachtet, beispielsweise über einen Photodetektor und ein Oszilloskop wie in Abbildung 2-6, oder mit Hilfe eines Optical Spectrum Analyzers (OSA) und einer breitbandigen Lichtquelle. Die Tiefe des Lichtleistungseinbruchs bei der Bragg-Wellenlänge entspricht dabei dem Transmissionsgrad $T(\lambda_B)$ des Gitters. Die Reflektivität des FBGs kann dann über den Zusammenhang

$$R(\lambda_B) = 1 - T(\lambda_B) \quad (2-17)$$

berechnet werden.

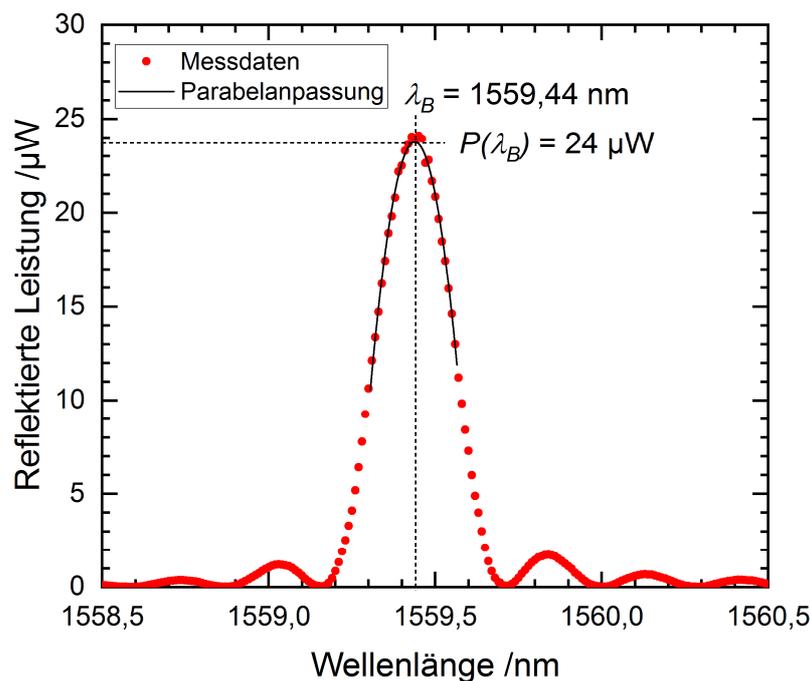


Abbildung 2-7: Mit einem FBG-Interrogator gemessenes Reflexionsspektrum mit Parabelanpassung (schwarze Linie) an alle Datenpunkte, die oberhalb des halben Maximalwerts liegen, zur Ermittlung der Bragg-Wellenlänge und der reflektierten Leistung des FBGs.

2.2.2 Herstellung und Temperaturstabilität von Typ-I-FBG

Standard-FBG sind sogenannte Typ-I-FBG und entstehen, wenn sich in einer Glasfaser mit einem Ge-dotierten Kern der Brechungsindex durch photochemische Prozesse erhöht [40]. An bei der Dotierung entstandenen Fehlstellen der Molekülstruktur führt lineare Absorption von ultraviolettem (UV) Licht zur Anregung von Ladungsträgern, welche dann durch die Glasmatrix diffundieren und in Defektzentren gebunden werden können, wodurch sich der Brechungsindex erhöht (Photosensitivität) [41]. Dabei ist die Photosensitivität einer Faser umso höher, je höher der Ge-Gehalt des Kerns ist. Prinzipiell können verschiedene Techniken genutzt werden, um das periodische Brechungsindexprofil des FBGs zu erzeugen [18]. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Phasenmaskenmethode [42] in Verbindung mit einem UV-Laser angewandt. Das Funktionsprinzip ist in Abbildung 2-8 gezeigt. Bei einer Phasenmaske handelt es sich um ein eindimensionales Transmissionsgitter auf einem Quarzsubstrat, welches das Licht in mehrere Ordnungen beugt. Auf Grund der Beschaffenheit des Phasengitters befindet sich die meiste Lichtintensität innerhalb der ± 1 . Beugungsordnungen. Die 0. Beugungsordnung wird unterdrückt, indem sich die gerade durch die Phasenmaske tretenden Wellen destruktiv überlagern. Im Überlappbereich der Teilstrahlen der ± 1 . Beugungsordnung bildet sich entlang der Faserachse ein sinusförmiges Interferenzfeld mit einer räumlichen Periode $\Lambda = \Lambda_{PM}/2$ aus. Durch die UV-Absorption im Kern steigen Gleichanteil Δn_{DC} und Wechselanteil Δn_{AC} des effektiven Brechungsindex mit der Belichtungs-dosis und sind nicht unabhängig voneinander, sondern hängen über das Kontrastverhältnis

$$s = \frac{\Delta n_{AC}}{\Delta n_{DC}} \quad (2-18)$$

zusammen. Idealerweise wäre $s = 1$, auf Grund der begrenzten Güte der Phasenmaske und der begrenzten räumlichen Kohärenzlänge des Lasers ist dies aber praktisch nicht erreichbar.

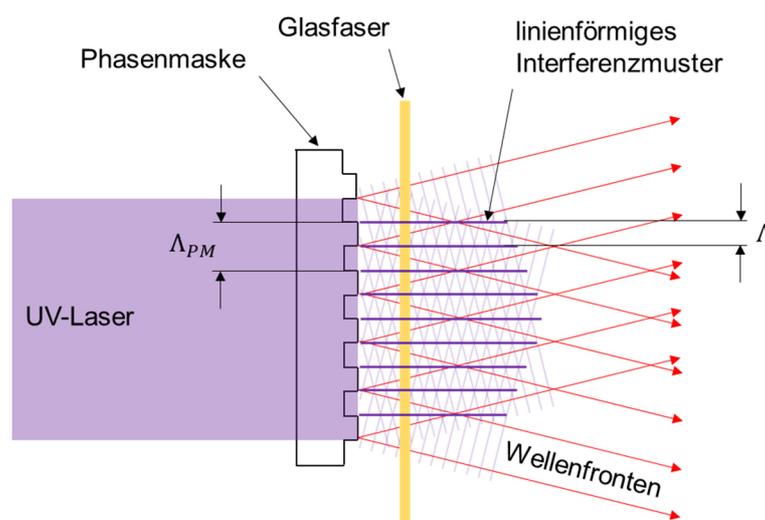


Abbildung 2-8: Einschreiben von FBG mit der Phasenmaskenmethode. Die Phasenmaske ist ein Phasengitter mit der Periode Λ_{PM} . Der senkrecht einfallende UV-Laserstrahl wird hauptsächlich in die ± 1 . Beugungsordnung gebeugt. Dabei entsteht ein Beugungsmuster mit der Periode $\Lambda = \Lambda_{PM}/2$, welches sich in der Faser abbildet.

SMF28-Fasern weisen im Kern nur eine niedrige Germaniumkonzentration von ca. 3,5% auf [17], weshalb hier die UV-Absorption relativ schwach ausgeprägt ist. Eine übliche Technik zur Steigerung der Photosensitivität von Glasfasern ist die Beladung mit Wasserstoff (H_2) [40]. Dazu werden die Fasern typischerweise für zwei Wochen bei Raumtemperatur in einer Druckkammer mit 80-150 bar H_2 gelagert. Während dieser Zeit diffundiert der Wasserstoff in die Faser. Die Anwesenheit von H_2 beim Einschreiben der FBG führt über die Bildung von OH-Gruppen zur Aufspaltung von Molekülverbindungen [40], wodurch deutlich mehr UV-absorbierende Fehlstellen in der Glasmatrix entstehen, als durch die reine Dotierung. Damit kann die Effizienz des FBG-Herstellungsprozesses drastisch erhöht werden. Dies ist in Abbildung 2-9 verdeutlicht. Hier ist die Entwicklung der Reflektivität von FBG während des Einschreibeprozesses in Abhängigkeit der eingebrachten Fluenz aufgetragen [43]. Die FBG wurden in SMF28-Fasern mit H_2 (Abbildung 2-9, schwarze Datenpunkte) und ohne H_2 (Abbildung 2-9, hellgraue und dunkelgraue Datenpunkte) eingeschrieben. In Abbildung 2-9 ist deutlich zu erkennen, wie die Gitterstärke jeweils mit der kumulierten Fluenz stetig ansteigt. In den unbeladenen SMF28-Fasern wird jedoch ungefähr die 1000-fache Dosis benötigt, um FBG mit der gleichen Gitterstärke zu erzielen.

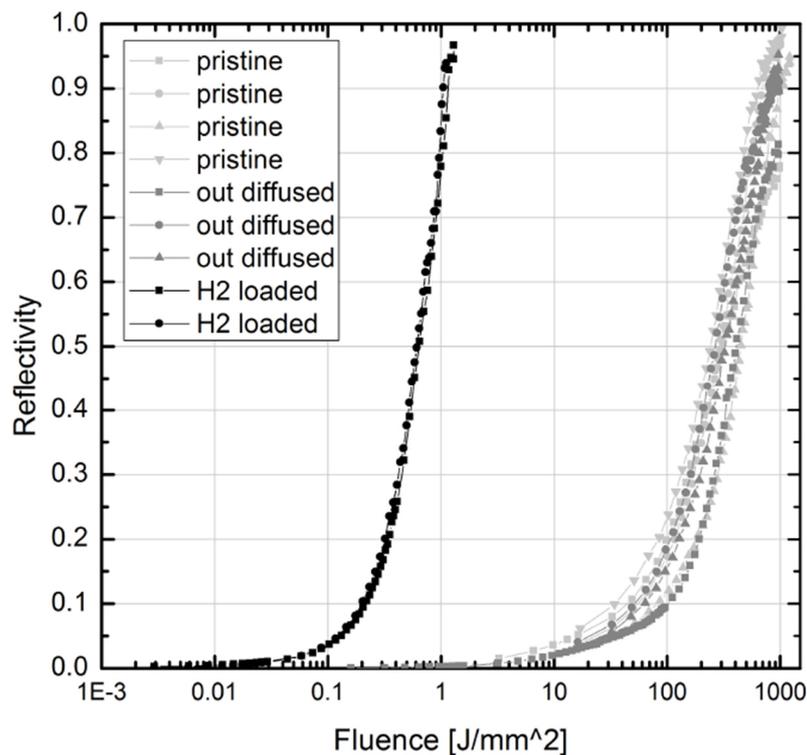


Abbildung 2-9: Anstieg der Reflektivität verschiedener FBG während des Einschreibeprozesses. Die Gitter wurden in SMF28-Fasern mit H_2 (schwarze Datenpunkte), und ohne H_2 (hellgraue und dunkelgraue Datenpunkte) eingeschrieben. Bild aus [43].

Eine charakteristische Eigenschaft von Typ-I-FBG ist ihre relativ geringe thermische Stabilität. Bereits bei Temperaturen über $100^\circ C$ sinkt die Brechungsindexmodulation Δn_{AC} der FBG exponentiell mit der Zeit unwiederbringlich auf ein bestimmtes temperaturabhängiges Niveau [44,45]. Grund dafür ist, dass die UV-induzierten photochemischen Prozesse bei der Herstellung der FBG reversibel sind. Wie in dem Modell von Erdogan beschrieben, weisen die

Bindungsenergien der beim Einschreiben erzeugten Defektzentren eine gaußförmige Verteilung mit einem Maximum bei ca. 2,8 eV (für Ge-dotierte Glasfasern) auf [46]. Durch Zuführung von thermischen Aktivierungsenergien zerfallen die Gitter wieder bis zu einer entsprechenden Grenzenergie [46]. In Abbildung 2-10 ist exemplarisch der zeitliche Verlauf der normierten Gitterstärke zweier Typ-I-FBG bei 350°C und 550°C dargestellt. Durch die Auslöschung eines Großteils der eingebrachten Brechungsindexmodulation fällt die Gitterstärke zunächst innerhalb weniger Minuten stark ab, aber sinkt dann nur noch schwach und annähernd linear.

Der Zerfall der normierten Brechungsindexmodulation η lässt sich nach [46] in Abhängigkeit der Zeit t über die Funktion

$$\eta(t) = \frac{1}{1 + A \cdot t^\alpha} \quad (2-19)$$

mit den temperaturabhängigen Parametern $A(T) \sim e(T)$ und $\alpha(T) \sim T$ beschreiben [46]. Da sich der Zerfall mit der Zeit verlangsamt, ist es durch einen Voralterungsprozess möglich, eine gewisse Temperaturstabilität bei Typ-I-FBG zu erreichen [46]. Auf Grund der niedrigen absoluten Reflektivitätswerte ist der langfristige Einsatz von Standard-FBG trotzdem auf Temperaturen unterhalb von ca. 400°C beschränkt.

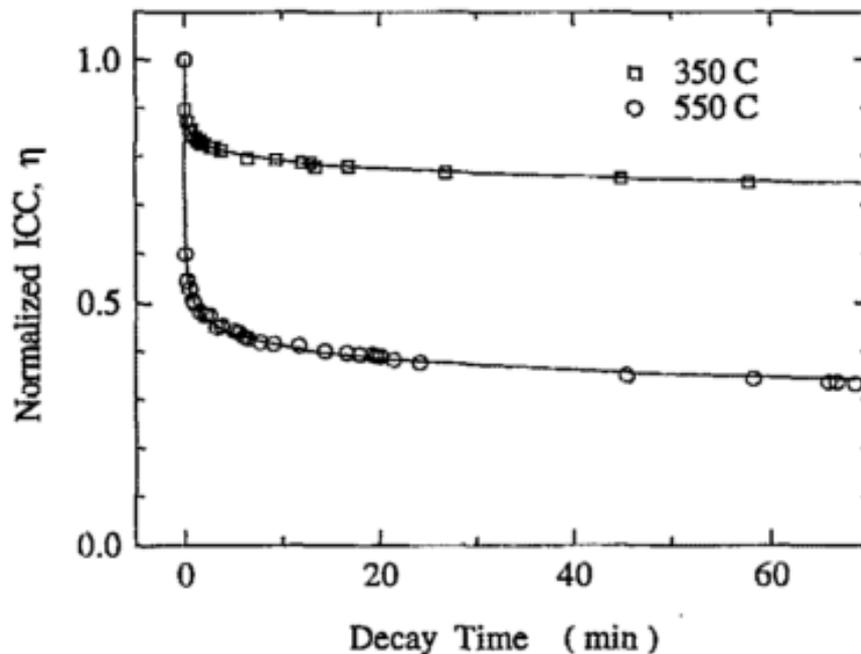


Abbildung 2-10: Zeitlicher Zerfall der Gitterstärke zweier Typ-I-FBG bei 350°C bzw. 550°C. Der ICC-Wert entspricht der auf den Anfangswert normierten Brechungsindexmodulation. Bild aus [46]

2.2.3 Kraft- und Temperaturempfindlichkeit von FBG

FBG-Sensoren können als Kraft-, Dehnungs- und Temperatursensoren eingesetzt werden. Dies ist möglich, weil der effektive Brechungsindex der Faser $n_{eff}(\epsilon, T)$ und die Gitterperiode eines FBGs $\Lambda(\epsilon, T)$ jeweils von der Temperatur T und der Dehnung ϵ abhängen. Über (2-9) führen Änderungen von n_{eff} und Λ zu Verschiebungen der Bragg-Wellenlänge $\Delta\lambda_B$ im Reflexionsspektrum, welche detektiert werden können und somit Aufschluss über den Temperatur- und Dehnungszustand am Ort des FBGs geben. Für kleine Temperaturänderungen ΔT und axiale Dehnungen ϵ ergibt sich $\Delta\lambda_B$ zu [40]

$$\Delta\lambda_B(\epsilon, \Delta T) = \lambda_B \cdot \left(\frac{1}{n_{eff}} \cdot \frac{\partial n_{eff}}{\partial \epsilon} + \frac{1}{\Lambda} \cdot \frac{\partial \Lambda}{\partial \epsilon} \right) \cdot \epsilon + \lambda_B \cdot \left(\frac{1}{n_{eff}} \cdot \frac{\partial n_{eff}}{\partial T} + \frac{1}{\Lambda} \cdot \frac{\partial \Lambda}{\partial T} \right) \cdot \Delta T. \quad (2-20)$$

Der erste, dehnungsabhängige Term in (2-20) kann mit dem effektiven elastooptischen Koeffizienten $p_{eff} = -1/n_{eff} \cdot (\partial n_{eff})/\partial \epsilon$ und der Definition der Längsdehnung $\epsilon = \Delta\Lambda/\Lambda$ als

$$\Delta\lambda_B(\epsilon) = \lambda_B \cdot (1 - p_{eff}) \cdot \epsilon \quad (2-21)$$

ausgedrückt werden [40]. Dabei ist p_{eff} vom Material abhängig und beträgt für SM-Fasern ca. 0,2 [47]. Eine Dehnungsänderung der Faser hängt nach dem hookschen Gesetz

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} = \frac{\Delta F}{E \cdot A} \quad (2-22)$$

von Änderungen der Kraft ΔF und dem E-Modul E der Faser ab. Die Verschiebung der Bragg-Wellenlänge in Folge einer axialen Kraftänderung ist gegeben als

$$\Delta\lambda_B(\Delta F) = \lambda_B \cdot \frac{(1 - p_{eff})}{E \cdot A} \cdot \Delta F = K_F \cdot \Delta F. \quad (2-23)$$

Dabei entspricht K_F der Kraftempfindlichkeit und beträgt für FBG in Standard-SM-Fasern mit einem E-Modul von 73,7 GPa [48], einer Bragg-Wellenlänge von 1550 nm und einem Durchmesser von 125 μm ca. 1,4 nm/N [48]. Die Kraftkennlinie eines FBGs $\lambda_B(F)$ ist somit linear, da die Empfindlichkeit nicht von der angreifenden Kraft F abhängt [39]. Es muss allerdings berücksichtigt werden, dass der E-Modul temperaturabhängig ist und damit nach (2-23) auch die Kraftempfindlichkeit [49-51]. Für Temperaturen über $\sim 500^\circ\text{C}$ zeigen Standard-Glasfasern zudem viskoelastisches Verhalten, was zu stark nichtlinearem Verhalten der Kraftempfindlichkeit führt [52].

Die Temperaturabhängigkeit von FBG beruht auf der thermischen Ausdehnung der Faser und damit der Gitterperiode und dem thermooptischen Effekt, wodurch sich der effektive Brechungsindex mit der Temperatur ändert. Mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten $\alpha = 1/\Lambda \cdot \partial\Lambda/\partial T$ und dem thermooptischen Materialparameter $\xi = 1/n_{eff} \cdot \partial n_{eff}/\partial T$ lässt sich

die temperaturinduzierte Verschiebung der Bragg-Wellenlänge in (2-20) vereinfacht über

$$\Delta\lambda_B(\Delta T) = \lambda_B \cdot (\alpha + \xi) \cdot \Delta T = K_T \cdot \Delta T \quad (2-24)$$

ausdrücken [40]. Hier entspricht K_T der Temperaturempfindlichkeit des FBGs und beträgt bei Raumtemperatur ca. 10 pm/K [53]. Dabei dominiert der Einfluss des thermooptischen Effekts, da für SM-Fasern $\alpha/\xi \approx 1/10$ gilt [39,40]. Für Temperaturänderungen $\Delta T < 100$ K kann K_T als konstant angenommen werden und die Temperaturkennlinie des FBGs ist dadurch linear. Werden größere Temperaturbereiche betrachtet, zeigt die Temperaturkennlinie jedoch eine deutliche Nichtlinearität [54-56]. Als Grund hierfür wird die Temperaturabhängigkeit des thermooptischen Materialparameters $\xi(T)$ angenommen [57]. Die Temperaturkennlinie eines FBGs ergibt sich dann aus der Anpassung eines Polynoms an experimentelle Daten von $\lambda_B(T)$, wobei die Ordnung des Polynoms so hoch gewählt wird, dass die Residuen der Messdaten an den Polynomfit nur noch eine statistische Verteilung innerhalb der Grenzabweichungen des Messaufbaus zeigen [39].

2.2.4 Simultane Kraft- und Temperaturmessung

Wie zuvor erläutert, eignen sich einzelne FBG-Sensoren zur Messung von Kräften bzw. Dehnungen und Temperaturen. Da dabei aber nicht unterschieden werden kann, welche Variable die Wellenlängenänderung verursacht, können auch nur Änderungen einer Größe zuverlässig detektiert werden. Das bedeutet, dass beispielsweise bei einer Temperaturmessung sichergestellt sein muss, dass keine äußere Dehnung auf die Faser einkoppeln kann. Ansonsten verfälscht die zusätzliche Wellenlängenverschiebung das Messergebnis. Es gibt jedoch Methoden zur simultanen Messung von Temperatur und Kraft bzw. Dehnung. Das typische Funktionsprinzip sieht dabei vor, dass sich zwei FBG an der annähernd gleichen Stelle in einer Faser befinden und dort somit die gleichen Bedingungen bezüglich Temperatur und Dehnung vorherrschen [13]. Eine hinreichende Bedingung ist dabei, dass die beiden FBG-Sensoren jeweils unterschiedliche, aber konstante Empfindlichkeiten gegenüber den beiden Einflussgrößen aufweisen. Für die Wellenlängenverschiebungen $\Delta\lambda_{B,1}$ und $\Delta\lambda_{B,2}$ der beiden FBG auf Grund von Kraftänderungen ΔF und Temperaturänderungen ΔT ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, welches sich über eine 2x2-Matrix

$$\begin{pmatrix} \Delta\lambda_{B,1}(\Delta F, \Delta T) \\ \Delta\lambda_{B,2}(\Delta F, \Delta T) \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{F,1} & K_{T,1} \\ K_{F,2} & K_{T,2} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \Delta F \\ \Delta T \end{pmatrix} \quad (2-25)$$

ausdrücken lässt [58]. Hier sind $K_{F,1/2}$ und $K_{T,1/2}$ die Kraft- und Temperaturempfindlichkeiten der entsprechenden FBG. Sind die Sensitivitäten konstant, kann durch eine Messung der Wellenlängenänderungen (2-25) einfach analytisch gelöst und damit die Kraft- bzw. Temperaturänderungen berechnet werden:

$$\begin{pmatrix} \Delta F \\ \Delta T \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{F,1} & K_{T,1} \\ K_{F,2} & K_{T,2} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{pmatrix} \Delta\lambda_{B,1}(\Delta F, \Delta T) \\ \Delta\lambda_{B,2}(\Delta F, \Delta T) \end{pmatrix} \quad (2-26)$$

Kapitel 3

Hochtemperaturstabile faseroptische Multipunkt- Temperatursensoren

3.1 Typ-II-FBG (Femtosekunden-FBG)

Unter Typ-II-FBG versteht man hochtemperaturstabile Faser-Bragg-Gitter, welche üblicherweise mittels Lasersystemen mit ultrakurzen Pulsen und Wellenlängen im infraroten (IR) Spektralbereich eingeschrieben werden. Weil die Pulsdauern im Femtosekundenbereich (fs, 10^{-15} – 10^{-12} Sekunden) liegen, findet sich für diese Gitter auch die allgemeine Bezeichnung Femtosekunden-FBG (fs-FBG). Anders als bei UV-eingeschriebenen Typ-I-FBG resultieren die durch Ultrakurzpuls-Laser hervorgerufenen Brechungsindexänderungen in den Glasfasern aus nichtlinearer Multi-Photonen-Absorption [59]. Bei moderaten Laserintensitäten können damit FBG mit ähnlichen Eigenschaften wie Typ-I-Gitter eingeschrieben werden [59]. Überschreitet die Pulsintensität jedoch einen Schwellwert von typischerweise 10^{13} W/cm² für Quarzglas (bei einer Laserwellenlänge von 800 nm), können die mittels Multi-Photonen-Absorption in das Leitungsband gehobenen Elektronen weitere kinetische Energie aufnehmen und über Stoßprozesse weitere Ladungsträger anregen, wodurch wiederum die Absorption stark ansteigt. Dieser Lawineneffekt führt zur Bildung eines heißen Elektronenplasmas und das Material wird ionisiert [60,61]. Durch den anschließenden Transfer der Elektronenenergie auf die Atomrümpfe bzw. Ionen kommt es zu starken physikalischen Modifikationen der Glasstruktur, wie der Bildung von Nanostrukturen [62] bis hin zu durch Mikro-Explosionen hervorgerufenen Hohlräumen [61]. Diese Strukturänderungen werden übergeordnet als Typ-II-Modifikationen bezeichnet und bewirken starke negative Brechungsindexänderungen, welche sich durch eine hohe Temperaturstabilität auszeichnen [63,64].

Die Herstellung von Typ-II-FBG kann prinzipiell holographisch über spezielle Phasenmasken (Typ-II-PM) [63,65,66] oder mit der sogenannten Punkt-für-Punkt-Methode (Typ-II-PbP, engl. Point-by-Point) [67,68] erfolgen. Dabei funktioniert die Phasenmaskenmethode bei Typ-II-PM Gittern analog der in Abschnitt 2.2.2 beschriebenen Technik für Typ-I-FBG. Durch die

Überlagerung von Beugungsordnungen entsteht ein periodisches Intensitätsprofil, welches in die Faser eingeschrieben wird. Da die Gitterperiode der Phasenmaske die Periode des FBG vorgibt, muss zur Erzeugung von FBG mit unterschiedlichen Bragg-Wellenlängen jeweils eine eigene Maske verwendet werden. Bei der Punkt-für-Punkt-Methode wird dagegen jeder Brechungsindexhub einzeln durch punktuelle Belichtung eingeschrieben. Dazu scannt ein Laserstrahl die Faser in axialer Richtung ab. Die Kombination aus Pulswiederholungsfrequenz und Geschwindigkeit der axialen Bewegung ergibt dann die Gitterperiode. Ein großer Vorteil ist dabei, dass die Gitterperiode variabel eingestellt werden kann. Da ein FBG je nach Länge aus über tausend Brechungsindexhüben besteht, stellt die PbP-Methode hohe Anforderungen an den Translationsmechanismus hinsichtlich Positioniergenauigkeit und Laufruhe, weshalb meist luftgelagerte Linearmotoren zum Einsatz kommen. Bei der Erzeugung von Typ-II-FBG bedarf es zudem einer genauen Ausrichtung des Laserstrahls bezüglich der Faser, da der Fokusbereich typischerweise in der Größenordnung des Faserkerns ($\sim 10 \mu\text{m}$) liegt.

Weil die Typ-II-Modifikationen auf physikalischen Strukturänderungen des Fasermaterials beruhen, sind sie bis zur Glasübergangstemperatur T_g stabil. Die Glasübergangstemperatur gibt dabei den Punkt an, ab dem die Viskosität des Materials stark abnimmt und die Faser viskoelastisches Verhalten zeigt [39]. Bei Ge-dotiertem Quarzglas, wie es im Faserkern vorliegt, sinkt T_g mit der Ge-Konzentration und liegt im Bereich $730 - 1100^\circ\text{C}$ [22]. Daher halten in den niedrig dotierten SMF28-Fasern sowohl Typ-II-PM [69] als auch Typ-II-PbP-FBG [68] Temperaturen über 1000°C stand. Ein weiterer Vorteil der Typ-II-Modifikationen ist, dass sie nicht auf Ge-dotierte Fasern beschränkt sind. So können Typ-II-FBG auch in Fasern aus Materialien mit sehr hoher Schmelztemperatur wie Saphir eingeschrieben werden [70]. Solche FBG in Saphirfasern halten sogar extremen Temperaturen bis 1900°C stand [71].

Neben der Stabilität der Reflektivität (Signalstärke) ist für industrielle Anwendungen vor allem eine niedrige Wellenlängendrift der FBG-Tempertursensoren wichtig. Eine solche Drift beschreibt die zeitliche Änderung der Messgröße trotz konstanter Bedingungen und führt zu systematischen Messfehlern der Temperatur. Die Wellenlänge von Typ-II-PM-FBG in SMF28-Fasern driftet nach einem Voralterungsprozess bei 1000°C über 100 h linear um $1-8 \text{ pm/h}$ bei Temperaturen um 1050°C [69]. Diese Werte erscheinen niedrig, extrapoliert würde aber bereits eine Steigung von 1 pm/h bei einem Dauereinsatz einer Temperaturdrift von mehreren hundert Grad pro Jahr entsprechen. Es gibt jedoch Hinweise, dass die Driftrate über eine längere Messdauer nicht konstant ist. Abbildung 3-1 zeigt die Langzeitmessung von vier Typ-II-PbP-FBG über 2200 h (ca. drei Monate) unter isothermen Bedingungen bei Temperaturen von $925 - 950^\circ\text{C}$ [72]. Dabei flacht die anfangs starke positive Drift nach ca. 100 h ab und kehrt sich in eine langsamere negative Drift um (Abbildung 3-1a). Während die Reflektivität der Gitter über die Messdauer unverändert bleibt (Abbildung 3-1b), verschieben sich die Wellenlängen um ungefähr 1 nm. Dies entspricht im betrachteten Zeitraum von drei Monaten einem systematischen Messfehler von ca. 60 K (Empfindlichkeit von 18 pm/K bei 900°C [72]). Untersuchungen in [73] demonstrieren außerdem, dass sich die Drift auch durch extremes Voraltern der verwendeten Fasern bei Temperaturen von $1100 - 1200^\circ\text{C}$ verringern lässt. Typ-II-PM-FBG in entsprechend vorbehandelten SMF28-Fasern weisen anschließend eine stabile

Wellenlänge bei 1200°C über 20 h auf, allerdings führen die hohen Temperaturen zu Versprödungen des Glases und die Fasern sind dadurch sehr fragil und brüchig [73].

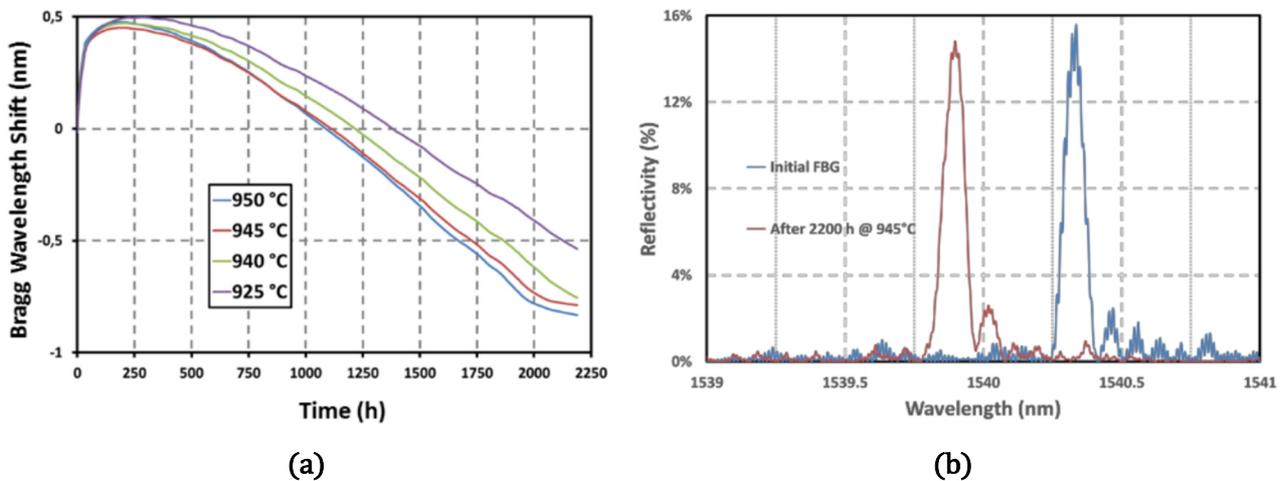


Abbildung 3-1: (a) Verschiebung der Wellenlängen von vier Typ-II-PbP FBG unter jeweils isothermen Bedingungen. (b) Nach einer Messdauer von 2200 h treten keine Änderungen der Reflektivität auf. Bilder aus [72].

Die physikalische Natur der Typ-II-Modifikationen führt auch zu charakteristischen spektralen Eigenschaften von Typ-II-FBG, welche sich nachteilig auf die Verwendung als Temperatursensoren auswirken. Durch die nichtlineare Absorption beim Einschreiben ist die Brechungsindexmodulation in der Faser nicht sinusförmig wie bei Typ-I-Gittern und weist höhere harmonische Resonanzen auf, was zu unsymmetrischen Spektren führt (vgl. Abbildung 3-1b). Charakteristisch für solche Gitter ist dabei, dass starke Mantelmoden (Auskopplung von Wellenlängen $\lambda < \lambda_B$ in den Fasermantel) und eine hohe Einfügedämpfung von ~ 1 dB pro FBG auftreten [67,74]. Diese Effekte limitieren die Multiplexeigenschaften, da sie die Detektion spektral benachbarter FBG direkt beeinflussen und deren Signalleistung verringern. Unter Einhaltung spezieller Herstellmethoden ist es jedoch möglich, die Transmissionsverluste zu verringern [64,75]. Bei Typ-II-PbP-FBG kann dies beim Einschreiben beispielsweise durch einen Scan des fokussierten IR-Lasers quer zur Faserachse über die Faser erreicht werden (sog. Line-by-Line Verfahren) [75]. Ein ähnliches Verfahren (Scan des Laserstrahls über Faserkern) kommt auch bei Typ-II-PM Gittern zum Einsatz, in Verbindung mit einem anschließenden Heizprozess bei Temperaturen bis 1000°C über mehrere Stunden [64].

Ein weiteres Problem beim Einsatz von Typ-II-FBG als Temperatursensoren stellt ihre ausgeprägte Polarisationsabhängigkeit dar. Die hochgradig polarisierten IR-Laser induzieren beim Einschreiben von Typ-II-Modifikationen in SMF28-Fasern eine Doppelbrechung $\delta\bar{n}_{\text{eff}}$ im Bereich von $10^{-5} - 10^{-4}$ [67,76]. Entsprechend der Bragg-Bedingung (2-9) kann dadurch je nach Polarisationszustand des eingestrahlt Lichts die ermittelte Bragg-Wellenlänge um bis zu 100 pm variieren, was bei der Verwendung als Temperatursensor einer zusätzlichen systematischen Messabweichung von ~ 7 K bei 500°C entspricht (Empfindlichkeit von 15 pm/K bei 500°C [72]). FBG-Spektren in Saphirfasern bestehen wegen der Multimoden-Charakteristik der Faser aus der Überlagerung vieler einzelner Bragg-Wellenlängen, was eine deutlich

aufwendigere Interrogationstechnik und Ausrüstung (Stecker, Anschlussfasern) erfordert, als bei SM-Fasern [10]. Auf Grund der sehr hohen spektralen Breite eines einzigen FBGs von ~ 30 nm (FBG in SM-Fasern $\sim 0,5-1$ nm) sind die Auflösung und Anzahl möglicher FBG in einem Sensornetzwerk bei Anwendung des Wellenlängenmultiplex-verfahrens deutlich limitiert.

3.2 Regenerierte FBG (RFBG)

Hochtemperaturstabile FBG können auch aus Typ-I-FBG in H_2 -beladenen Fasern (Typ-I- H_2) entstehen, wenn diese einer Vorbehandlung bei Temperaturen von bis zu 1100°C unterzogen werden [77-79]. Dabei kommt typischerweise ein Heizprofil mit stufenförmig oder kontinuierlich steigenden Temperaturen zum Einsatz [80-82]. Die Entstehung eines solchen Gitters ist in Abbildung 3-2 exemplarisch gezeigt. Hier wurde ein FBG in einer wasserstoffbeladenen SMF28-Faser mit einer Reflektivität von 99 % stufenförmig ansteigenden Temperaturen bis 950°C (Abbildung 3-2, schwarze Linie) ausgesetzt und dabei die zeitliche Entwicklung der Reflektivität (Abbildung 3-2, blaue Linie) aufgezeichnet. Nachdem die Temperatur 500°C übersteigt, wird das Typ-I- H_2 -Gitter immer schwächer, bis es nach ca. 4,5 h bei etwa 925°C ausgelöscht ist (vgl. Abschnitt 2.2.2). Anschließend steigt die Reflektivität jedoch wieder an, stabilisiert sich schließlich bei 950°C auf ca. 15 % und ist dann über mehrere Stunden bei 800°C konstant. Der hier beschriebene Prozess wird üblicherweise als Regeneration und das dadurch entstehende hochtemperaturstabile FBG als regeneriertes Faser-Bragg-Gitter (RFBG) bezeichnet [78]. Ein charakteristischer Parameter ist hierbei die Regenerationstemperatur T_R , bei der das reflektierte Signal verschwindet und wiederentsteht [39]. Für das ursprüngliche Typ-I- H_2 -FBG findet sich auch der Begriff Seed-FBG [78].

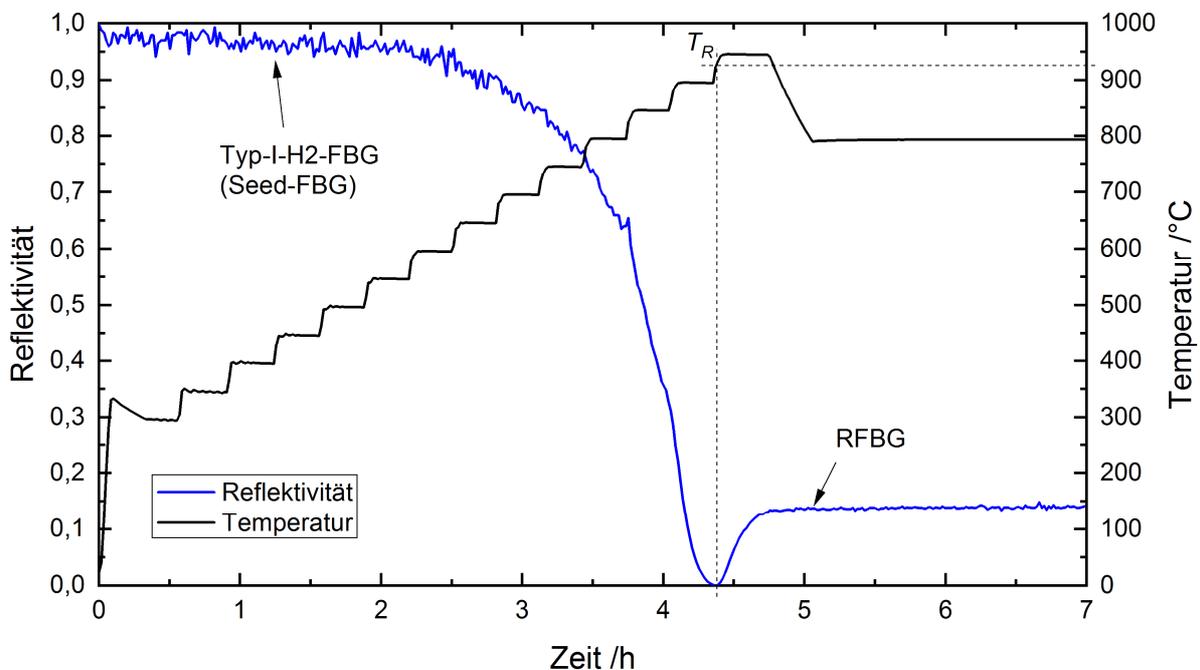


Abbildung 3-2: Zeitliche Entwicklung der Reflektivität eines FBGs in wasserstoffbeladener SMF28-Faser (Typ-I- H_2 , blau) beim stufenweisen Aufheizen bis 950°C . Nach dem Zerfall des Seed-FBGs bildet sich ein neues temperaturstabiles Gitter, ein sogenanntes regeneriertes FBG (RFBG).

Der Wissenschaftler Michael Fokine beschrieb im Jahr 1997 als Erster das Regenerieren eines FBGs in einer wasserstoffbeladenen Faser [77]. Da er dabei eine Spezialfaser mit einem Germanium und Fluor (F) dotierten Kern verwendete, vermutete Fokine die Ursache in der zusätzlichen F-Dotierung. Er entwickelte ein chemisches Modell, welches auf der Bildung und Diffusion von Flusssäure (HF) beruht [83]. In Abbildung 3-3 [77] sind die einzelnen Schritte skizziert. Die Grundvoraussetzung ist neben der F-Dotierung die Beladung der Faser mit Wasserstoff (Abbildung 3-3, #1). Bekanntermaßen (vgl. Abschnitt 2.2.2) bilden sich dann beim Einschreiben des FBGs in den belichteten Bereichen (Orte der Brechungsindexmaxima) OH-Gruppen (Abbildung 3-3, #2). Durch das anschließende Aufheizen kommt es zu einer chemischen Reaktion der OH-Gruppen mit den F-Atomen, wodurch HF-Moleküle entstehen (Abbildung 3-3, #3). Wird die Temperatur weiter erhöht, diffundieren diese HF-Moleküle aus der Faser. Dadurch fehlen in den belichteten Bereichen F-Atome, was zu einer modulierten chemischen Zusammensetzung des Faserkerns und damit des Brechungsindex führt (Abbildung 3-3, #4). Fokine erfand deshalb für diese Art von temperaturstabilen Gittern die Bezeichnung „Chemical-Composition Grating“ (CCG) [77].

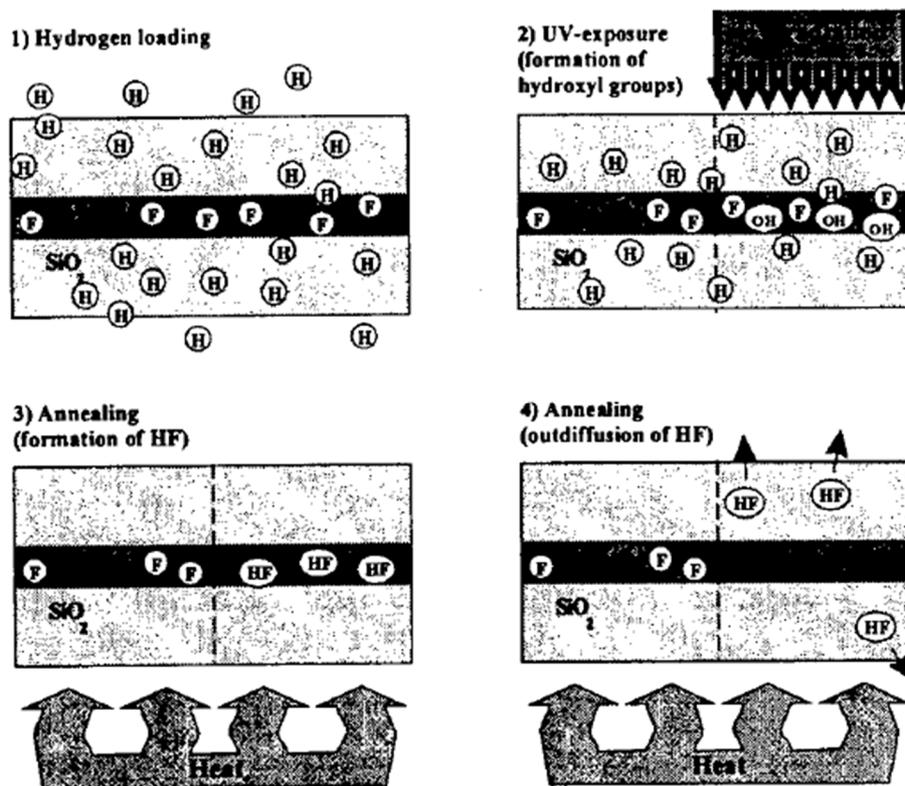
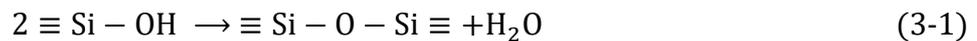


Abbildung 3-3: Schematische Darstellung der CCG-Theorie von Fokine: 1) Eine Faser mit Ge- und F-dotiertem Kern wird mit Wasserstoff beladen. 2) Beim Einschreiben des FBGs bilden sich in den belichteten Bereichen OH-Gruppen. 3) Dort entstehen beim Aufheizen der Struktur durch chemische Reaktionen HF-Moleküle. 4) Bei hohen Temperaturen diffundieren die HF-Moleküle aus den belichteten Bereichen. Bild aus [77].

In seinen Experimenten fand Fokine weiter heraus, dass die Herstellung seiner CCG am effizientesten funktionierte, wenn sie erst bei 600 – 700°C vorgeheizt und dann bei 1000°C regeneriert wurden [84]. Ein zu schnelles Aufheizen verhinderte dagegen die Regeneration

[84]. Das erklärte Fokine mit der dann stattfindenden Diffusion der OH-Gruppen, wodurch sich HF-Moleküle überall in der Faser bilden und damit den Gitterkontrast reduzieren würden. Als er entdeckte, dass FBG auch in ausschließlich mit Germanium dotierten Standard-Fasern wie der SMF28 ohne Fluor regenerieren können [79], musste Fokine seine Diffusionstheorie modifizieren. Im Falle der SMF28-Fasern würden seiner Meinung nach beim Vorheizen (Abbildung 3-3, #3) je zwei OH-Gruppen miteinander entsprechend der Reaktion



zu Wassermolekülen reagieren, welche dann im nächsten Schritt bei höheren Temperaturen aus der Gitterstruktur des Glases herausdiffundieren können [79,80]. Damit fehlt in den belichteten Bereichen Sauerstoff, was wiederum einer modulierten chemischen Zusammensetzung der Glasmatrix entspricht (Oxygen-modulated Chemical-Composition Grating (O-CCG)) [79,80]. Die Sauerstoffvakanz hinterlassen periodische Gitterdefekte, wodurch sich eine positive Modulation des Brechungsindex ausbilden sollte. CCG wären nach dem Modell von Fokine stabil, bis sich durch die Zufuhr von ausreichend hoher thermischer Energie die Verteilung des Sauerstoffs bzw. Fluors auf Grund von Diffusion angleicht und das Gitter dadurch an Kontrast verliert. Messungen zeigen, dass der Gitterzerfall von CCG bei Temperaturen über 1000°C tatsächlich eine ähnliche Aktivierungsenergie aufweist wie die Diffusionskonstanten von Sauerstoff bzw. Fluor in Glas [79,80,85].

Eine alternative, aber inzwischen ebenso etablierte Erklärung für die Regeneration von FBG auf der Grundlage von Kristallisation lieferte John Canning im Jahr 2008, wobei er auch die Begriffe Regenerieren und RFBG prägte [86,87]. Die Entstehung eines RFBGs nach seiner Theorie ist in Abbildung 3-4 [88] illustriert. Der Ausgangspunkt ist hierbei, dass in Glasfasern eine radiale Zugspannung an der Kern-Mantel-Grenzfläche vorherrscht (Abbildung 3-4a). Diese entsteht während des Herstellprozesses nach dem Abkühlen der Faser auf Grund des höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Ge-dotierten Faserkerns [24]. Canning vermutet, dass sich die Spannungen zwischen Kern und Mantel durch die Bildung von OH-Gruppen während der UV-Belichtung beim Einschreiben der Seed-FBG abbauen [89] (vgl. Abbildung 3-4b). Bei der anschließenden Temperaturbehandlung können sich dann in den belichteten Bereichen (Orte der Brechungsindexmaxima) sogar Druckspannungen zwischen Kern und Mantel ausbilden, welche in Verbindung mit den entsprechend hohen Temperaturen dann zu einer lokalen Kristallisation der ursprünglich amorphen Glasstruktur führen [87] (Abbildung 3-4c). Solche periodischen Kristallstrukturen hätten auf Grund ihrer höheren Dichte eine positive Brechungsindexmodulation zur Folge und würden auch die hohe Temperaturstabilität der RFBG erklären [88]. Verweilen die RFBG länger bei hohen Temperaturen, können sich die Kristallstrukturen bis in die angrenzenden Bereiche ausdehnen, wodurch der Gitterkontrast und damit die Reflektivität sinkt (Abbildung 3-4d). Das würde, ebenso wie die Diffusionstheorie von Fokine, den beobachteten Zerfall von RFBG bei Temperaturen über 1000°C [79,90] erklären.

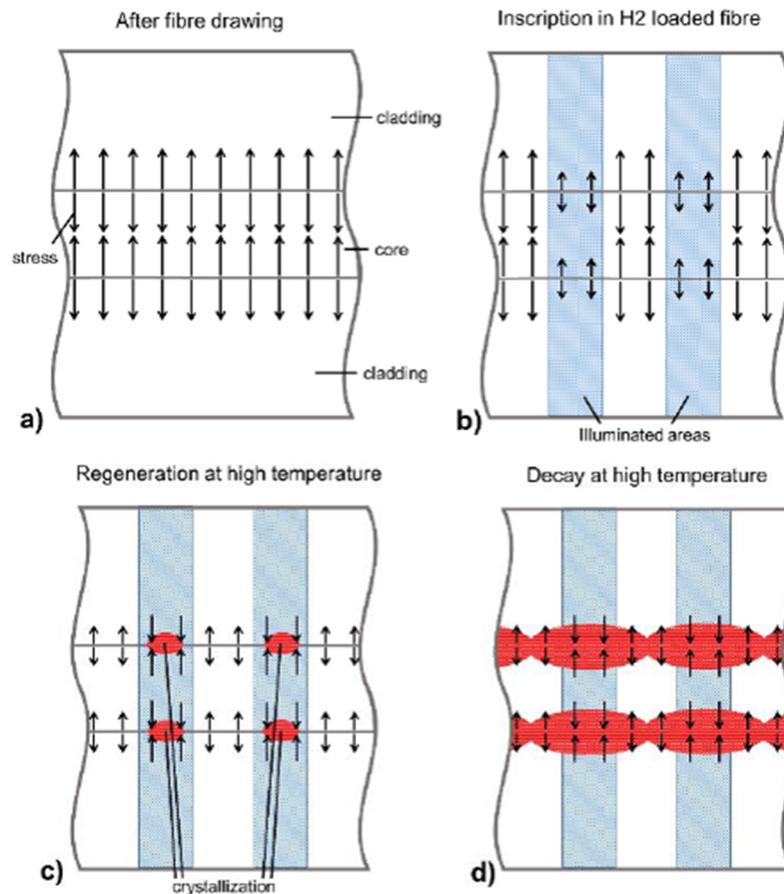


Abbildung 3-4: Entstehung von RFBG nach der Kristallisationstheorie von John Canning: **(a)** Durch das Faserziehen steht der Faserkern radial unter Zugspannung. **(b)** In den belichteten Bereichen bauen sich die Spannungen durch die Erzeugung von OH-Gruppen ab. **(c)** Bei hohen Temperaturen dehnt sich der Kern stärker aus als der Mantel, wodurch die radiale Zugspannung abnimmt. In den belichteten Bereichen kann hohe Druckspannung entstehen, welche dann zu lokaler Kristallbildung führt. **(d)** Mit der Zeit dehnen sich die Kristallstrukturen auch in axialer Richtung aus, so dass der Gitterkontrast sinkt. Effektiv sinkt damit die Reflektivität. Bild aus [88].

Ein besonderes Merkmal der Kristallisationstheorie von Canning ist, dass nicht zwingend Wasserstoff in den Fasern vorhanden sein muss. Es könnte prinzipiell auch ein anderer Effekt, welcher die Zugspannungen lokal reduziert, eine Regeneration auslösen. Tatsächlich berichtet Canning davon, auch in einer Helium-beladenen Faser ein RFBG erzeugt zu haben [91,92]. Seine Vermutung dafür war, dass sich die Faser durch das Beladen mit Elementen wie Wasserstoff oder Helium aufbläht und sich die Glasmatrix dann in Verbindung mit der beim Einschreiben des Seed-FBGs eingebrachten Energie neu strukturieren kann. Dies würde lokal zur Relaxation der Zugspannungen führen, wodurch die Regeneration dann wieder beim Aufheizen der Faser herbeigeführt werden kann [91]. Dies spricht gegen die O-CCG-Theorie von Fokine, da demnach das Vorhandensein von Wasserstoff essentiell wäre. Weiterhin scheinen RFBG ein genaues Abbild der Seed-FBGs zu sein und es konnte beobachtet werden, dass auch komplexe Strukturen wie modulierte Gitterperioden in sogenannten Moiré-Gittern nach dem Regenerieren erhalten bleiben [90]. Wären Diffusionsprozesse während des Regenerierens beteiligt, müssten sich solche axialen Variationen der Brechungsindexmodulation ausgleichen. Andererseits zeigt Yang in [93], dass auch Seed-FBG in Fasern regenerieren, obwohl deren

Mantel vor dem Heizen weggeätzt wurde. Somit können die Spannungszustände an der Kern-Mantel-Grenzfläche zumindest nicht der alleinige Grund für das Regenerieren von FBG sein. Ebenfalls interessant ist die These von Cheong [94] und Holmberg [95], dass es sich bei RFBG um Gitter mit negativer Brechungsindexmodulation handeln könnte (ähnlich der Porenbildung bei Typ-II-Modifikationen, siehe Abschnitt 3.1). Dies wäre theoretisch möglich, da das Vorzeichen von Δn_{AC} auf Grund der Wurzel in (2-16) nicht eindeutig festgelegt ist. Das widerspricht sowohl der CCG-Theorie von Fokine als auch der Kristallisationstheorie von Canning, da beide eine positive Brechungsindexmodulation vorsehen [88]. Messungen von Bueno [96] belegen außerdem, dass eine Regeneration durch schnelles Aufheizen der Seed-FBG auf die Regenerationstemperatur möglich ist. Das war Fokine [84] und Canning [86] zuvor nicht gelungen und ist deshalb in ihren Modellen auch nicht berücksichtigt worden. Eine detaillierte Zusammenfassung der im Zusammenhang mit der Regeneration von FBG beobachteten Phänomene kommt zu dem Schluss, dass bisher noch kein physikalisches Modell eine umfassende Erklärung liefern kann [39,88].

Trotzdem haben die seit mehr als zwanzig Jahren durchgeführten Untersuchungen zu einer sehr guten Datengrundlage bezüglich der Temperaturstabilität von RFBG geführt. Charakteristisch für regenerierte FBG ist eine konstante Reflektivität bei Temperaturen unterhalb der jeweiligen Regenerationstemperatur. Beim Einsatz von RFBG bei Temperaturen über der Regenerationstemperatur zeigen auch sie einen nahezu exponentiell abklingenden zeitlichen Zerfall der Gitterstärke [89,95], bevor sich die Reflektivität wieder auf niedrigerem Niveau stabilisiert. Dabei können RFBG kurzzeitig sogar Temperaturen bis 1300°C standhalten [87,97]. Zu den wichtigsten Erkenntnissen gehört, dass RFBG in SMF28-Fasern mit niedrigem Gehalt an Dotierstoffen eine höhere Temperaturstabilität aufweisen als RFBG in hochdotierten Fasern [81,98] und dass die Stärke eines RFBGs bei gleicher Regenerationstemperatur weitgehend proportional zur Stärke des Seed-FBGs ist [81,99]. Eine weitere wichtige Kenngröße für die Beschreibung des Regenerationsvorgangs ist nach [60] die Regenerationseffizienz

$$\eta_R = \frac{\Delta n_{AC,RFBG}}{\Delta n_{AC,Seed}} = \frac{\operatorname{arctanh}(\sqrt{R_{RFBG}})}{\operatorname{arctanh}(\sqrt{R_{Seed}})} \quad (3-2)$$

Diese berechnet sich aus dem Quotienten der Brechungsindexmodulation des RFBGs $\Delta n_{AC,RFBG}$ und der des initialen Seed-FBGs $\Delta n_{AC,Seed}$ und beträgt bei Standardfasern typischerweise zwischen 10 % und 15 % [88]. Um möglichst starke RFBG zu erhalten, ist es notwendig, nach dem Einschreiben der Seed-FBG den restlichen Wasserstoff aus der Faser diffundieren zu lassen [80,84]. Experimentelle Untersuchungen deuten darauf hin, dass die Regenerationseffizienz von der Regenerationstemperatur abhängt. Allerdings finden sich dazu unterschiedliche Ergebnisse in den bisherigen Veröffentlichungen. In [100] wird die Herstellung von RFBG in Standardfasern unter annähernd isothermen Bedingungen bei Temperaturen von 700 – 1000°C beschrieben. Dabei ist die Regenerationseffizienz umso höher, je niedriger die Regenerationstemperatur ist [100]. Dagegen zeigen Messungen mit

RFBG in SMF28-Fasern in [95] eine maximale Regenerationseffizienz, wenn die Seed-FBG bei 900°C vorgealtert und dann bei 1100°C regeneriert werden.

Zur Temperaturdrift von RFBG gibt es bisher nur wenige Untersuchungen. Messungen in [97] zeigen, dass sich durch starkes Voraltern von RFBG eine Stabilisierung der Drift erzielen lässt. Nach mehreren Stunden bei Temperaturen von 1100°C und 900°C driftete das RFBG anschließend linear um 1,2 pm/h bei 1000°C [97]. Dieser Wert liegt im selben Bereich wie die Drift von vorgealterten Typ-II-PM-FBG (1–8 pm/h). Die prinzipielle Einsatztauglichkeit von einzelnen RFBG-Temperatur Sensoren über lange Messzeiten wird in [101] nachgewiesen. Wie in Abbildung 3-5a dargestellt, zeigen vier RFBG über 9000 h (ca. ein Jahr) bei Temperaturen von 760 – 890°C nach einem anfänglichen Absinken keine weitere Degradation der Reflektivität [72]. Die Bragg-Wellenlängen sinken ebenfalls zu Beginn der Messung schnell um ca. 1 nm. Das RFBG bei 890°C driftet anschließend positiv, dann wieder negativ und zeigt nach ungefähr 3500 h schließlich einen zweiten Anstieg der Wellenlänge (Abbildung 3-5b) [72]. Die anderen RFBG-Temperatur Sensoren in Abbildung 3-5b weisen tendenziell ein ähnliches Verhalten auf, wobei die Driftraten umso niedriger sind, je geringer die jeweilige Temperatur ist. Durch die mehrfache Änderung der Richtung der Wellenlängendrift ist es nicht sinnvoll, eine charakteristische Driftrate anzugeben. Die Werte schwanken im betrachteten Zeitraum von einem Jahr um maximal 1,5 nm, was einem systematischen Messfehler von ~90 K entspricht (Empfindlichkeit von 17 pm/K bei 800°C [101]).

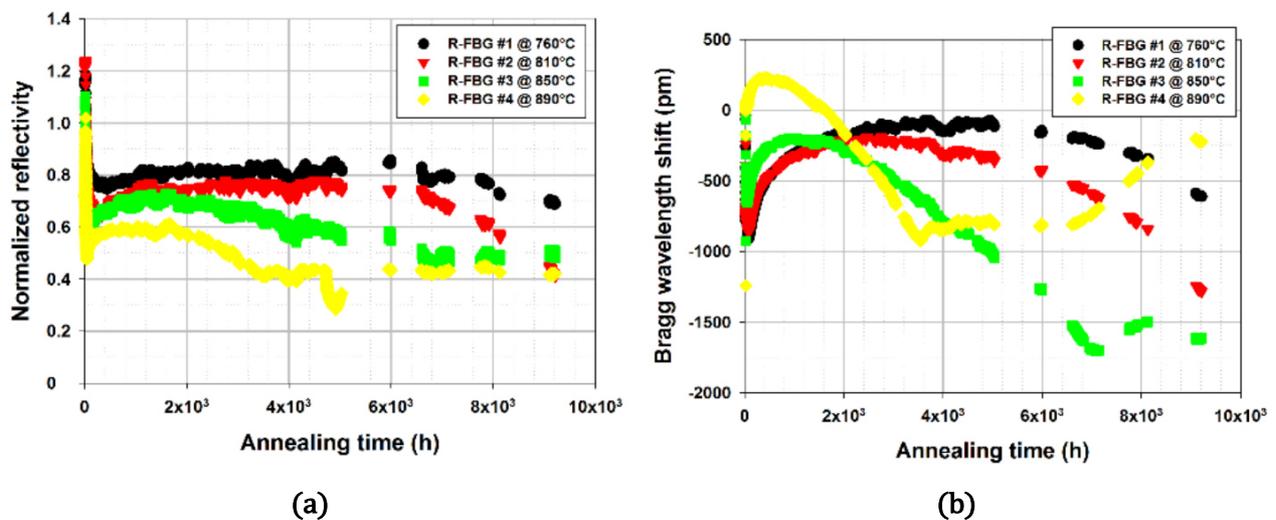


Abbildung 3-5: Langzeitmessung von vier RFBG-Temperatur Sensoren unter isothermen Bedingungen. (a) Während der Messung bleiben die Reflektivitätswerte annähernd stabil. (b) Wellenlängenverschiebungen der RFBG bedingt durch thermische Drift. Bild aus [72].

Als mögliche Ursachen für die Drift von FBG-basierten Temperatur Sensoren werden in der Literatur ganz allgemein das Relaxieren von herstellungsbedingten eingefrorenen Spannungen in der Faser [100], Änderungen der Viskosität des Glases [72] und die Diffusion von Dotierstoffen innerhalb der Faser [102] genannt. Es ist bisher aber noch keine eindeutige quantitative Zuordnung dieser Effekte auf die Entwicklung der Drift auch über längere Einsatzzeiten bekannt. Eine Reduktion der Drift wird üblicherweise durch Voraltern der faseroptischen Sensoren bei Temperaturen über 1000°C erreicht, was allerdings mit einer

mechanischen Schwächung der Faser durch Korrosion verbunden ist. Im Gegensatz zu Typ-II-FBG weisen RFBG symmetrische Spektren ohne störende Effekte wie starken Mantelmoden, hoher Einfügedämpfung oder ausgeprägter Polarisationsabhängigkeit auf.

3.3 Bisherige Anwendungen von Typ-II-FBG und RFBG

Eine Reihe von experimentellen Anwendungen hochtemperaturstabiler Arrays auf Basis von Typ-II-PM-FBG demonstriert die Forschungsgruppe um Mihailov beispielsweise für einen Wirbelschichtreaktor [103,104], einer Testbrennkammer für Gasturbinen [105] und einer großen Hochdruckbrennkammer [106]. Dafür wurden Sensoren aus ähnlich gefertigten FBG-Arrays mit jeweils bis zu 24 Typ-II-PM-Gittern gefertigt, um Temperaturverteilungen mit einer Ausdehnung von bis zu zwei Metern und Temperaturen bis maximal 1025°C zu messen. Zum Schutz wurden die faseroptischen Sensoren in Stahlkapillaren eingebaut. Bei den Messungen zeigen diese eine schnellere Ansprechzeit als Thermoelemente [104]. Allerdings weichen in allen Versuchen die mit den Typ-II-PM-FBG-Arrays gemessenen Temperaturen im Vergleich zu parallel installierten Thermoelementen um 5–10 % ab [105,106], vereinzelt sogar um 150 K [106] und 200 K [103,104]. Als Gründe für die Temperaturabweichungen vermuten die Autoren Probleme bei der Kalibrierung der FBG-Sensoren und bei der Aufbautechnik [105]. Für die Ermittlung der verwendeten Kennlinie wurden Kalibrierdaten identisch produzierter Einzelpunkt-FBG genutzt und auf die Arrays angewendet. Tatsächlich weisen bereits die Kalibrierdaten bei 500°C eine Streuung von 40 K [103] bzw. 20 K [104] auf. Diese Schwankungen zwischen den einzelnen FBG sind überraschend hoch und könnten durch eine allgemein niedrige Reproduzierbarkeit des Herstellungsprozesses in Verbindung mit der Doppelbrechung der Typ-II-FBG verursacht werden. Auch die Aufbautechnik kann die Temperaturmessung beeinflussen, wenn die Sensorfasern nicht dehnungsfrei in der Schutzumhausung gelagert sind. Wird dies nicht beachtet, kann es zu erhöhter Reibung zwischen der Faser und der Schutzkapillare kommen [107]. Wegen der größeren Wärmeausdehnung der Stahlkapillare wird dann die Faser bei einer Erwärmung gedehnt, wodurch die dabei entstehende Wellenlängenverschiebung die Temperaturmessung verfälscht [107,108]. Weiterhin kommt es bei den Messungen in [103-105] auch zu unerwarteten Überlappungen spektral benachbarter FBG, wodurch diese nicht detektiert werden können und somit als Messstellen ausfallen. Dieses spektrale Übersprechen könnte bei den Typ-II-FBG beispielsweise durch Mantelmoden bewirkt werden. Da die kumulierten Einsatzzeiten in [103-106] nur bei wenigen Stunden bis 14 Tagen liegen, kann über eine mögliche Temperaturdrift der Typ-II-PM-FBG keine Aussage getroffen werden.

Dagegen berichten die Autoren in [109] vom Langzeiteinsatz von Typ-II-FBG-Arrays im Abgasstrahl einer 270MW Gasturbine. Dabei waren sechs FBG-Arrays mit jeweils 10 Einzelsensoren in geraden Abschnitten am äußeren Rand des Abgaskanals in Form einer Honigwabe montiert [11]. Mit dieser Konfiguration konnte die azimutale Verteilung von Temperaturen bis 600°C über zwei Jahre gemessen werden [109]. Außer der Beschreibung der Messung gab es aber leider keine weiteren Kommentare oder Daten zur Funktionalität, Genauigkeit der Temperaturmessung oder der thermischen Drift der Sensoren.

Auch für RFBG-Sensornetzwerke finden sich in der Literatur bereits verschiedenste Anwendungen, beispielsweise zur Messung der direktionalen Abkühlkurve von Aluminiumgussproben bei bis zu 700°C mit einem 7-Punkt Array [108] und einem 3-Punkt Array [110]. Dabei ist es in [110] möglich, mit den verteilten Messpunkten die Erstarrungsfront des Aluminiums zu verfolgen. In [108] weisen die faseroptischen Sensoren mit $\pm 0,1$ K zudem ein geringeres Signalrauschen auf, als ein Vergleichsthermoelement mit $\pm 0,4$ K. Jedoch weichen hier die RFBG-basierten Temperaturen um bis zu 25 K von den Thermoelement-Temperaturen ab [108]. Als mögliche Erklärung nennen die Autoren Drifteffekte während dem in-situ Kalibrieren der RFBG. Für die Bestimmung der Wellenlänge-Temperatur-Kennlinie des RFBG-Arrays wurden in Voruntersuchungen die Wellenlängen einzelner RFBG-Sensoren während des Abkühlens des Aluminiums gemessen und auf die Thermoelementdaten kalibriert. Die daraus abgeleitete lineare Kennlinie für die RFBG-Arrays zeigt Abweichungen von 10 K [108]. Eine zweite Quelle für Einflüsse auf die Temperaturabweichungen vermuten die Autoren im Sensoraufbau. Rückstände der Polymerbeschichtung der Faser könnten zu erhöhter Reibung zwischen Faser und Schutzumhausung führen, wodurch sich äußere Dehnungen auf die Faser übertragen und die Temperaturmessung verfälschen [108].

G. Laffont beschreibt in [111] und [72] die Entwicklung von RFBG-Sensornetzwerken zur Temperaturüberwachung der Natrium-Kühlung von modernen Nuklearreaktoren. In Voruntersuchungen nutzten die Autoren ein 10-Punkt RFBG-Array, um die Temperaturverteilung in einem Rohrofen bei ca. 610°C zu messen [112,113]. Da sich die Messpunkte nur auf eine Länge von 45 mm verteilten, konnten sie vorher zusammen kalibriert werden. Obwohl für die ermittelte Kalibrierkurve eine Standardabweichung von $\pm 0,15$ K angegeben wird, zeigen die RFBG-Sensoren bei der anschließenden Messung des Temperaturprofils Abweichungen um bis zu 15 K im Vergleich zu einem Referenzthermoelement [112]. Für die Messungen in einer Testzelle mit flüssigem Natrium bei 500°C kommen 5-Punkt RFBG-Arrays zum Einsatz [72,111]. Leider präsentieren die Autoren keine Daten der Temperaturmessung, aber Eintauchversuche mit den faseroptischen Sensoren zeigen eine kurze Ansprechzeit von ~ 150 ms.

Dass RFBG-Sensornetzwerke auch unter extremen Bedingungen funktionieren, demonstriert der Einsatz von 10-Punkt RFBG-Arrays in einem Rußbläser [97]. Bei der Verbrennung von Kohleschlamm und Sauerstoff unter ~ 55 bar Druck entstehen dort Temperaturen von bis zu 1200°C. Über die Testdauer von 110 h stimmen die mit RFBG-Sensoren gemessenen Temperaturverläufe tendenziell mit der Entwicklung eines Vergleichsthermoelements überein. Allerdings treten dabei absolute Abweichungen um 100 – 150 K auf, welche die Autoren unter anderem auf Wärmeleitungseffekte zurückführen [97].

In [114] berichten die Autoren von umfangreichen Messungen von Temperaturverteilungen im Abgaskanal einer großen Gasturbine. Dabei befinden sich drei RFBG-Sensornetzwerke peripher im Abgaskanal, um die azimutale Temperaturverteilung zu messen. Die Messung der radialen Temperaturverteilung erfolgt mit einer Messlanze mit einem 20-Punkt RFBG-Array. Die Wellenlänge-Temperatur-Kennlinie wurde aus zuvor ermittelten Kalibrierdaten von Einzelpunkt-RFBG Sensoren bestimmt. Während mehrerer Testläufe der Gasturbine zeigen die Daten der RFBG-Messlanze bei eher niedrigen Temperaturen um 315°C Abweichungen von ca. 10 K im Vergleich zu Thermoelementen. Beim Anfahren der Gasturbine treten auch

Temperaturunterschiede von über 20 K auf [114]. Eine interessante Anwendung ist dabei die Auswertung der dynamischen Sensorantwort der RFBG mit einem schnellen 1 kHz Interrogator. Auf Grund der hohen Sensitivität der RFBG auf Vibrationen zeigt eine Frequenzanalyse der RFBG-Temperaturdaten neben der Umdrehungsfrequenz der Turbinenblätter von 60 Hz auch die Eigenschwingungen der Messlanze von ~ 40 Hz [114].

Konzepte zur simultanen Messung von Temperatur und Kraft bzw. Dehnung mit FBG-Sensoren basieren üblicherweise auf der Wellenlängenabhängigkeit der Sensitivitäten oder der Kombination von unterschiedlichen FBG- und Fasertypen (sog. Tandems). Eine Übersicht bisher bekannter Methoden ist in [13] zu finden. Die Funktionalisierung von FBG-Elementen mittels Femtosekunden-Lasermaterialbearbeitung (mikrostrukturierte FBG) stellt eine weitere Möglichkeit der Temperatur-Kraft-Entkopplung von FBG-Sensoren dar [115-117], welche vor allem für medizinische Anwendungen interessant ist [118,119]. Obwohl die genannten Ausführungen wegen der darin verwendeten Typ-I-Gitter auf Temperaturen unter 200°C beschränkt sind, können einige der Konzepte durch den Einsatz von hochtemperaturstabilen Gittern wie RFBG oder Typ-II-FBG auch auf hohe Temperaturen erweitert werden. So zeigen die Autoren in [120], dass mit einer Kombination von zwei RFBG mit Bragg-Wellenlängen von 1300 nm und 1550 nm simultane Temperatur- und Dehnungsmessungen bis 900°C möglich sind. Die unterschiedlichen Wellenlängen erfordern jedoch ein zweites Interrogationssystem und Faserkoppler, was den Aufbau komplizierter und teurer macht. RFBG in polarisationserhaltenden Fasern stellen eine weitere Möglichkeit zur parallelen Messung von Temperatur und Kraft bzw. Dehnung dar [39,50]. Die Separierung der Signale erfolgt dabei auf Grund der doppelbrechenden Eigenschaften der polarisationserhaltenden Fasern. Allerdings ist hier die Anwendung auf Temperaturen unter 500°C beschränkt, da sich darüber die Doppelbrechung der Fasern stark ändert und Hysterese-Effekte auftreten [39,50]. In [121] wird dagegen ein Tandem, bestehend aus zwei RFBG in Fasern mit verschiedenen Durchmessern (90/125 μm) und zusätzlich unterschiedlicher Dotierung, verwendet. Der vorgestellte Sensor ermöglicht eine Temperatur-Dehnungs-Entkopplung von 20°C bis 800°C , allerdings ist die Messunsicherheit von 5,83 K [121] für einen Einzelpunkt-Sensor relativ hoch. Die dabei verwendete Berechnungsmethode setzt konstante Kraft- und Temperaturempfindlichkeiten der FBG-Sensoren voraus (siehe Abschnitt 2.2.4). Allerdings ist die Temperaturempfindlichkeit von FBG nur über einen Bereich von wenigen Kelvin konstant und bereits bei Temperaturen ab ca. 80°C ändert sich die Kraftsensitivität mit der Temperatur (sog. Cross-Sensitivity) und ist somit nicht mehr unabhängig (siehe Abschnitt 2.2.3). Der einfache lineare Ansatz in (2-25) ermöglicht keine Berücksichtigung gegenseitiger Abhängigkeiten oder nichtlinearer Kennlinien und führt somit vor allem bei Messungen über große Temperaturbereiche zu hohen Messabweichungen. Um diese Probleme zu lösen, wurde von Hopf eine iterative Berechnungsmethode entwickelt [49,122]. Damit ist es möglich, die in langen Schutzkapillaren auftretende Reibung zu kompensieren und von der Temperaturmessung zu entkoppeln. Dies konnte bereits für den Temperaturbereich von -35°C bis 125°C erfolgreich gezeigt werden [13,49].

3.4 Forschungsfragen und Lösungsansätze

In Chemiereaktoren und Gasturbinen liegen die Betriebstemperaturen im Bereich von 500 – 700°C. Dies ist außerhalb des Einsatzbereichs von konventionellen Typ-I-FBG, da diese bei hohen Temperaturen mit der Zeit zerfallen und das Sensorsignal irgendwann im Rauschen verschwindet [45,46]. Stattdessen sind Typ-II-FBG [74] und regenerierte FBG (RFBG) [123] für Temperaturen bis über 1000°C geeignet. Die Herstellung von Typ-II-Gittern erfolgt typischerweise mittels Ultrakurzpuls-Lasersystemen mit infrarotem Licht (IR) entweder holographisch über Phasenmasken (Typ-II-PM) [63,66] oder über die Punkt-für-Punkt-Methode (Typ-II-PbP, engl. Point-by-Point) [67,68]. Ihre Hauptmerkmale umfassen eine hohe Gitterreflektivität und eine inhärente Temperaturstabilität. Nachteilig für den Einsatz von Typ-II-FBG als Multipunkt-Temperatursensoren erweisen sich die Polarisationsabhängigkeit des Sensorsignals [67,76] und die Kopplung von Mantelmoden [67,74].

Regenerierte Faser-Bragg-Gitter entstehen aus Typ-I-FBG in Wasserstoff (H₂) beladenen Fasern nach einem Heizprozess bei Temperaturen im Bereich von ca. 900 – 1100°C [95,123]. Ihre symmetrischen Spektren ohne Störungen wie Mantelmoden und Einfügedämpfung bieten ideale Voraussetzungen für die Anwendung des Wellenlängenmultiplexverfahrens. Weiterhin sind RFBG nicht empfindlich auf Polarisationsänderungen und erlauben dadurch eine kleinere Unsicherheit bei der Detektion der Bragg-Wellenlänge als Typ-II-FBG. Die physikalischen Mechanismen des für die Herstellung von hochtemperaturstabilen RFBG notwendigen Regenerationsvorgangs sind jedoch noch weitgehend unklar. Im Vergleich zu Typ-II-IR-FBG weisen RFBG meist eine geringere Reflektivität auf.

Für den langfristigen Einsatz bei hohen Temperaturen müssen sowohl Typ-II FBG [69,72] als auch RFBG [97] über mehrere Stunden einem Voralterungsprozess bei ~1000°C unterzogen werden, um die anfangs starke Wellenlängendrift zu verringern. Solch hohe Temperaturen führen jedoch zu Glaskorrosion und damit einer Reduzierung der Zugfestigkeit der Fasern [87]. Zusätzlich sind die in Langzeitmessungen bisher nachgewiesenen Driftwerte von mehr als 50 K innerhalb weniger Monate für industrielle Anwendungen uninteressant. Die in Abschnitt 3.3 genannten Anwendungsbeispiele zeigen, dass Typ-II-FBG und RFBG prinzipiell geeignet sind, um Hochtemperaturverteilungen mit hoher zeitlicher und örtlicher Auflösung bei minimalem Verkabelungsaufwand zu messen. Dabei erreichten Sensornetzwerke mit RFBG zwar eine höhere Genauigkeit als mit Typ-II-FBG, allerdings liegen die demonstrierten Messabweichungen zu Referenzsensoren bei mehr als 10 K und damit noch deutlich über den Grenzabweichungen einfacher Typ-K Thermoelemente von ± 4 K bei 500°C [7]. Das liegt einerseits an der Schwierigkeit, ausgedehnte Sensornetzwerke zu kalibrieren und andererseits an der hohen Wellenlängendrift. Insgesamt zeigen die bisherigen Veröffentlichungen, dass für den industriellen Einsatz der Multipunkt-FBG Technik die Messabweichungen noch deutlich gesenkt werden müssen. Somit ist bisher kein dokumentierter Beleg der Langzeittauglichkeit von FBG-basierten Multipunkt-Temperatursensoren in industriellen Applikationen bekannt.

Für den industriellen Einsatz faseroptischer Hochtemperatursensornetzwerke ist es auf Grund der typischen Serviceintervalle erforderlich, dass die Sensoren einen Betrieb über 1 – 2 Jahre ermöglichen. Dabei sollten sie im Prinzip die Spezifikationen der bisher standardmäßig verwendeten Thermoelemente (Typ-K) einhalten. Im Rahmen dieser Arbeit umfassen die

Forschungsfragen deshalb den Nachweis einer entsprechend geringen Ausfallrate und den Nachweis der Einhaltung einer ausreichend geringen Messunsicherheit von ca. 4 K und einer Temperaturdrift von ca. 10 K/Jahr (jeweils bei 500°C) der faseroptischen Sensoren über die Einsatzdauer von mindestens zwei Jahren. Auf Grund ihrer spektralen Vorteile und der damit verbundenen Eignung für das Wellenlängenmultiplexverfahren kommen dabei RFBG-Arrays zum Einsatz. Dem Problem der geringen mechanischen Robustheit der Glasfasern wird durch spezielle Herstelltechniken und einer geeigneten Sensorumhausung begegnet. Neben einem dehnungsfreien Aufbau der RFBG-Sensornetzwerke in Stahlkapillaren soll ein neues, multiplexfähiges und hochtemperaturgeeignetes Messkonzept eine fehlerfreie Temperaturmessung auch unter Dehnungseinfluss ermöglichen. Die Anwendung einer iterativen Berechnungsmethode soll dabei eine ähnliche Messunsicherheit wie bei dehnungsentkoppelten RFBG-Sensoren erlauben.

Um eine generelle Verbesserung der Messabweichungen über die Nutzungsdauer zu erreichen, müssen vor allem die Driftmechanismen von RFBG-Temperatursensoren und Methoden zur Reduktion der Drift erforscht werden. Dies ermöglicht die Abschätzung der zu erwartenden Driftraten und damit der Rekalibrierungsintervalle. Für die Kalibrierung ausgedehnter Sensornetzwerke soll schließlich ein Verfahren auf Basis einer universellen Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie zur Anwendung kommen.

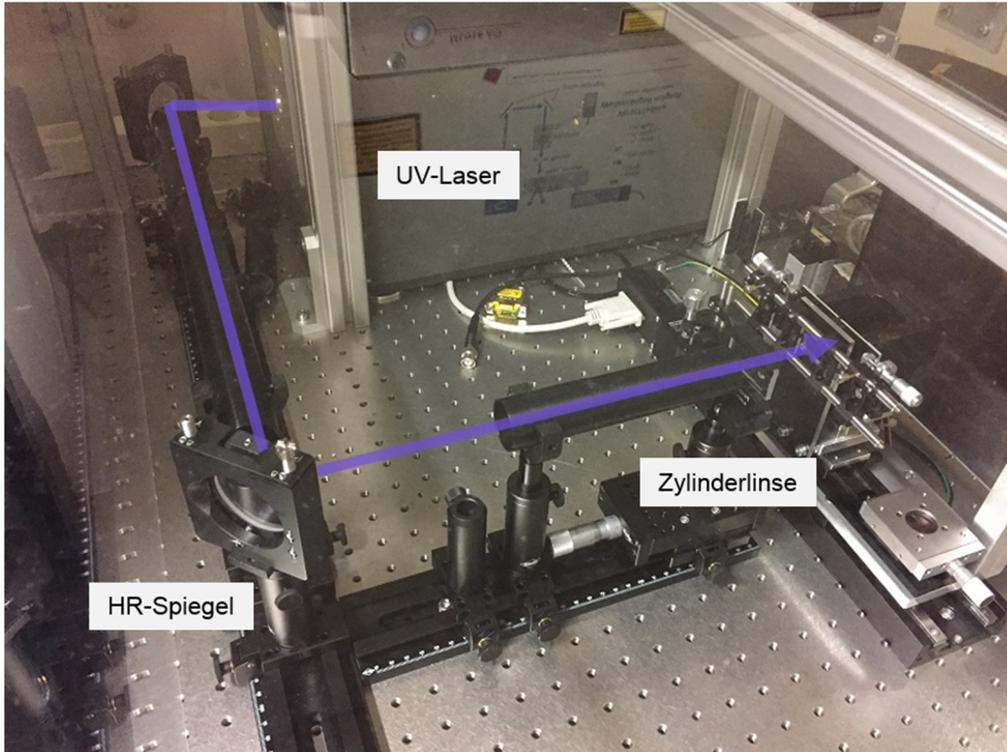
Kapitel 4

Herstellung von RFBG-Sensornetzwerken

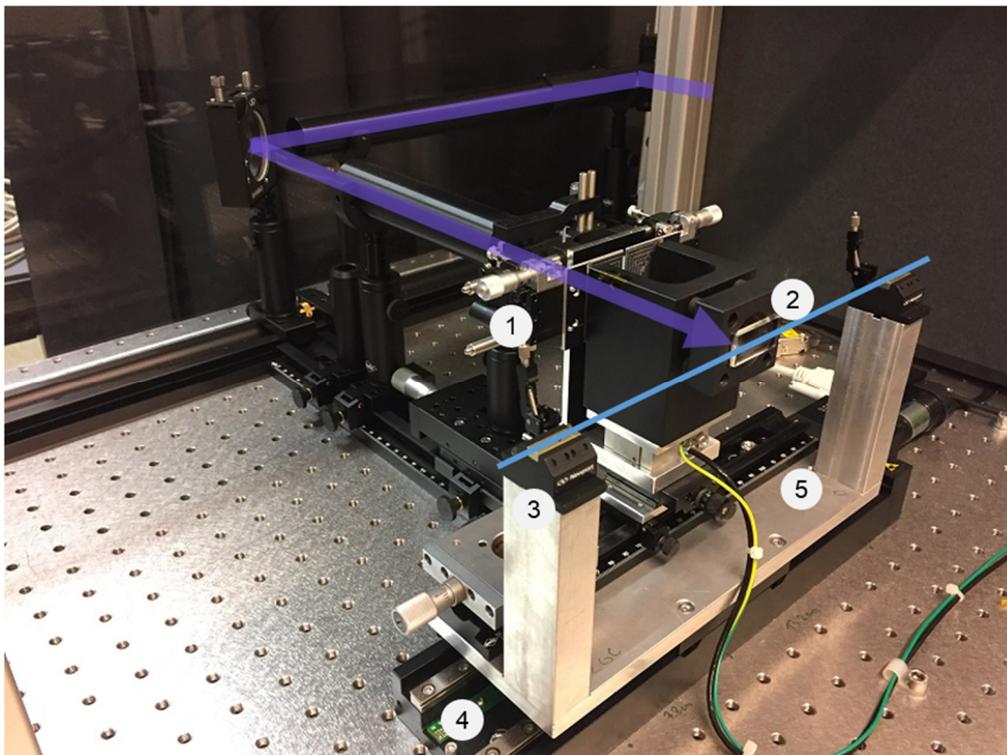
4.1 Aufbau einer FBG-Einschreibeanlage

4.1.1 Planung und Montage der Anlage

Für das Einschreiben von FBG-Sensornetzwerken wurde zunächst eine Anlage mit umfangreicher Ausstattung nach dem Phasenmaskenprinzip (siehe Kapitel 2.2.2) aufgebaut. Der Aufbau ist in Abbildung 4-1 dargestellt. Als Lichtquelle dient ein Krypton-Fluorid-Excimer-Laser MLI-200 (MLase AG, Germering, Deutschland) mit einer Wellenlänge von 248 nm, einer Pulslänge von ca. 10 ns, einer maximalen Pulsenergie von 16 mJ und einer Pulsfrequenz von bis zu 200 Hz. Die maximale Leistung beträgt damit ca. 3,2 W. Die Strahlführung erfolgt über ein Schienensystem mit höhenverstellbaren Säulen, auf denen sich die Optikhalterungen befinden (Abbildung 4-1a). Um die Sicherheit bei der Strahleinstellung zu erhöhen, können die kinematischen Spiegelhalterungen der 2“-Optiken von oben verstellt werden. Der Laserstrahl wird anschließend mit einer Zylinderlinse vertikal fokussiert und auf die Einschreibeinheit gelenkt (Abbildung 4-1b). Diese beinhaltet eine Blende, deren Kanten mit zwei Mikrometerschrauben individuell horizontal verstellbar sind (Abbildung 4-1b, #1), die Phasenmaskenhalterung mit der Phasenmaske (Abbildung 4-1b, #2) und zwei Faserklemmen zum Fixieren von Glasfasern mit Durchmessern von 125 – 250 μm (Abbildung 4-1b, #3). Ein DC-Motor (Abbildung 4-1b, #4) ermöglicht das Verfahren der Faser axial zum Laserstrahl während des Einschreibens, so dass FBG mit einer Länge bis zu 20 mm hergestellt werden können. Weiterhin erlaubt ein zusätzliches Schienensystem (Abbildung 4-1b, #5) die Verschiebung der Phasenmaskenhalterung und damit den Ort des eingeschriebenen FBGs, ohne dass die Faser gelöst werden muss. Damit ist es möglich, FBG-Sensornetzwerke auf einer Länge von 150 mm mit einer Positionsgenauigkeit von ca. 1 mm einzuschreiben. Zwischen den Optiken wird der Laserstrahl in Schutzrohren geführt, um unbeabsichtigtes Hineinfassen in den Laserstrahl zu verhindern. Da bei der hohen Pulsenergie des Lasers im UV-C Bereich bereits Streustrahlung eine ernsthafte Gefahr für Haut und Augen darstellt (Laser-Schutzklasse 4), befindet sich die Anlage in einer Schutzumhausung aus 6 mm dicken Plexiglasplatten.



(a)



(b)

Abbildung 4-1: (a) Foto der Anlage zum Einschreiben von FBG-Sensornetzwerken nach dem Phasenmaskenprinzip. Der Strahl des UV-Lasers (violetter Pfeil) wird über zwei hochreflektierende (HR) Spiegel und eine Zylinderlinse auf die Einschreibeeinheit gelenkt. (b) Die Einschreibeeinheit beinhaltet eine Blende #1, die Phasenmaske #2, zwei Faserklemmen #3 zur Fixierung der Faser (blaue Linie), eine Linearverstellung #4 und ein zusätzliches Schienensystem #5.

4.1.2 Bestimmung der Strahleigenschaften

Vor der Inbetriebnahme der Anlage erfolgte die Charakterisierung des horizontalen und vertikalen Strahlprofils des Excimer-Lasers. Dazu wurde eine Schlitzblende mit einer festen Breite von 0.1 mm durch den Laserstrahl verfahren und dabei mit Hilfe eines großflächigen Detektors die durch den Spalt hindurchtretende Leistung gemessen [124]. Die in Abbildung 4-2 dargestellten Messergebnisse zeigen dabei, dass der Laserstrahl nicht rotationssymmetrisch ist. Während das horizontale Profil eine gewohnt gaußförmige Verteilung mit einer Halbwertsbreite (FWHM) von 2,6 mm aufweist, ist die Form des vertikalen Profils rechteckig und die Breite beträgt 6,7 mm (Abbildung 4-2).

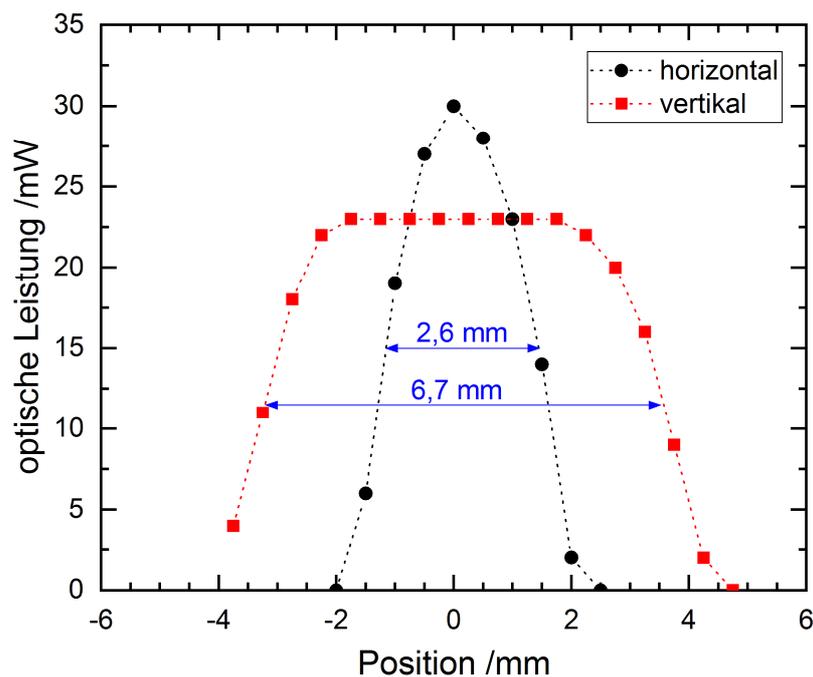


Abbildung 4-2: Horizontales und vertikales Strahlprofil des Excimer-Lasers. Die Pfeile zeigen die jeweilige Halbwertsbreite der Profile bei einer Entfernung $z = 265$ mm vom Laseraustritt.

Durch einen speziellen Auskoppelspiegel wird im Laserresonator eine Vielzahl an räumlichen Moden angeregt. Dies bewirkt die vertikale Rechteckverteilung und damit im weiteren Strahlengang eine homogene und großflächige Ausleuchtung der Zylinderlinse. Allerdings führen die Überlagerungen der räumlichen Moden auch zu einer hohen (unbekannten) Beugungsmaßzahl M^2 des Laserstrahls, was eine genaue Berechnung der Fokusslage und des Fokusradius erschwert. Die Ermittlung der beiden Parameter erfolgte deshalb experimentell über die sogenannte Kantenmethode [124]. Dabei wird eine breite Kante (z.B. Rasierklinge) in vertikaler Richtung schrittweise in den Laserstrahl verfahren und dabei die transmittierte optische Leistung mit einem Detektor gemessen. Aus der Differenz der Kanten-Positionen, wo die Leistung auf 84 % und 16 % fällt, ergibt sich dann der jeweilige Strahlradius. Die Messung wurde bei verschiedenen Abständen hinter der Zylinderlinse durchgeführt. In Abbildung 4-3 sind die nach der Kantenmethode ermittelten Strahlradien in Abhängigkeit des Abstands von der Zylinderlinse aufgetragen. Die Kurve zeigt den typischen Verlauf eines Gaußstrahls, dessen

Strahlradius $w(z)$ in Abhängigkeit der Ausbreitungsrichtung z nach der Fokussierung allgemein mit der Gleichung

$$w(z) = \sqrt{w_f^2 + (z - z_f)^2 \cdot \Theta_f^2} \quad (4-1)$$

beschrieben werden kann. Dabei ist w_f der Fokusradius, z_f ist die Brennweite der Linse und Θ_f entspricht dem Fernfelddivergenz-Winkel des Strahls. Die rote Linie in Abbildung 4-3 repräsentiert eine nichtlineare Anpassung einer Funktion der Form von Gleichung (4-7) an die Messdaten und zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit diesen. Aus den Parametern der Fitfunktion ergibt sich ein Fokusradius $w_f = 143 \mu\text{m}$ und eine Fokuslage $z_f = 139 \text{ mm}$, welche deutlich von der nominalen Brennweite der Zylinderlinse von 150 mm abweicht.

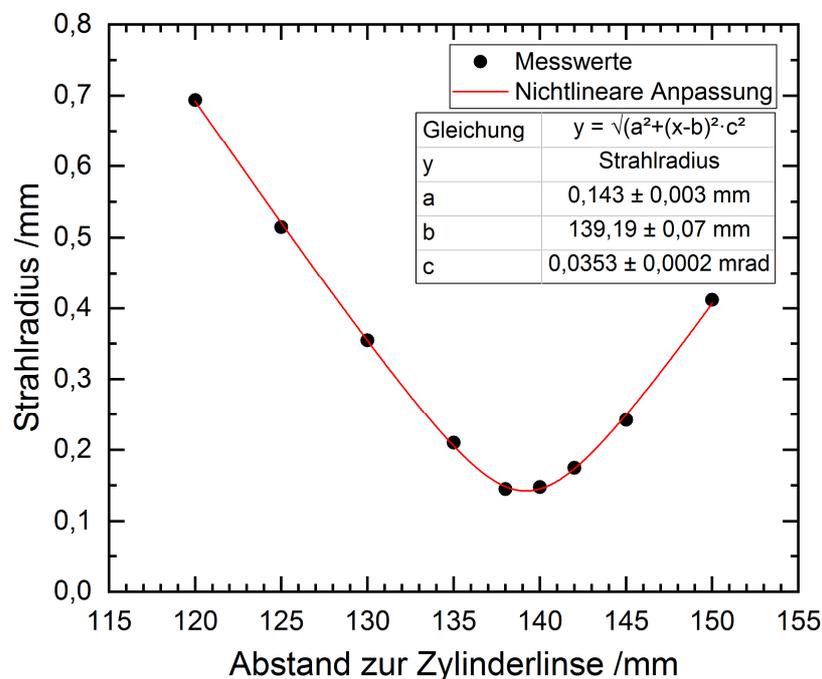


Abbildung 4-3: Vertikaler Verlauf des Laserstrahls nach der Fokussierung durch die Zylinderlinse.

4.1.3 Einschreiben von FBG

Für die Erzeugung eines FBGs wird zunächst eine Faser zwischen den Klemmen fixiert. Dabei ist darauf zu achten, dass der Abstand zur Phasenmaske innerhalb der räumlichen Kohärenz des UV-Lasers von ca. 400 μm liegt. Um eine Beschädigung der Faser auf Grund zu hoher Intensität zu vermeiden, erfolgt die Positionierung der Zylinderlinse dergestalt, dass der Fokus in einem Abstand von 2 – 4 mm hinter der Faser liegt. Für einen effizienten Einschreibevorgang reichen dann Pulsenergien von 5 – 10 mJ aus. Anschließend wird die gewünschte FBG-Länge über die Blendenöffnung eingestellt. Auf Grund der geringen horizontalen Strahlbreite müssen bereits FBG mit einer Länge von mehr als $\sim 2 \text{ mm}$ über einen Scanvorgang realisiert werden, um eine homogene Bestrahlung entlang der Faserachse zu erreichen. Dazu wird über die Linearverstellung die Einschreibeeinheit so positioniert, dass der Laserstrahl zunächst auf die Blende trifft. Während der Belichtung mit dem UV-Laserstrahl verfährt der DC-Motor die Faser

dann mit einer konstanten Geschwindigkeit von beispielsweise 0.1 mm/s in axialer Richtung, während der Laserstrahl kontinuierlich das ausgewählte Fasersegment belichtet und schließlich auf die andere Seite der Blende trifft. Mit der Anzahl an Überfahrten steigen der Brechungsindexhub und damit die Reflektivität des FBGs sukzessive bis zur angestrebten Gitterstärke.

In Abbildung 4-4 ist der vorher erläuterte Einschreibevorgang anhand der spektralen Reflexionslinienform eines 3 mm langen Typ-I-FBG in einer GF1B-Faser (Nufern, East Granby, CT, USA) exemplarisch dargestellt. Dieser Fasertyp weist eine hohe Ge-Dotierung im Kern auf und verfügt somit über eine ausgeprägte Photosensitivität, was das Einschreiben von starken FBG auch ohne Wasserstoff ermöglicht. Nach dem ersten Scanvorgang weist das FBG eine Reflektivität von ca. 23 % auf (Abbildung 4-4, blaue Quadrate). Mit zunehmender Anzahl an Überfahrten steigt die Reflektivität weiter an, bis sie schließlich 90 % erreicht (Abbildung 4-4, rote Dreiecke), was nach (2-16) einer Brechungsindexmodulation von $\Delta n_{AC} = 3 \cdot 10^{-4}$ entspricht. Weil mit der Absorption des UV-Lichts eine generelle Zunahme des effektiven Brechungsindex einhergeht, nimmt auch die Bragg-Wellenlänge mit steigender Bestrahlungsdosis zu, erkennbar an der Verschiebung der Spektren. Die Reflexionslinienform ändert sich ebenfalls mit der Gitterstärke. Während die spektrale Form schwacher FBG zunächst einer $\text{sinc}^2(x)$ -Funktion ähnelt, wird das Hauptmaximum bei stärkeren Gittern breiter und weist steilere Flanken auf. Durch das Verfahren des Laserstrahls entlang der Faserachse ist das Gitter an jeder Stelle gleichmäßig belichtet und somit uniform. Dies zeigt die Übereinstimmung mit der theoretischen Linienform nach Gleichung (2-14) (Abbildung 4-4, schwarze Linie).

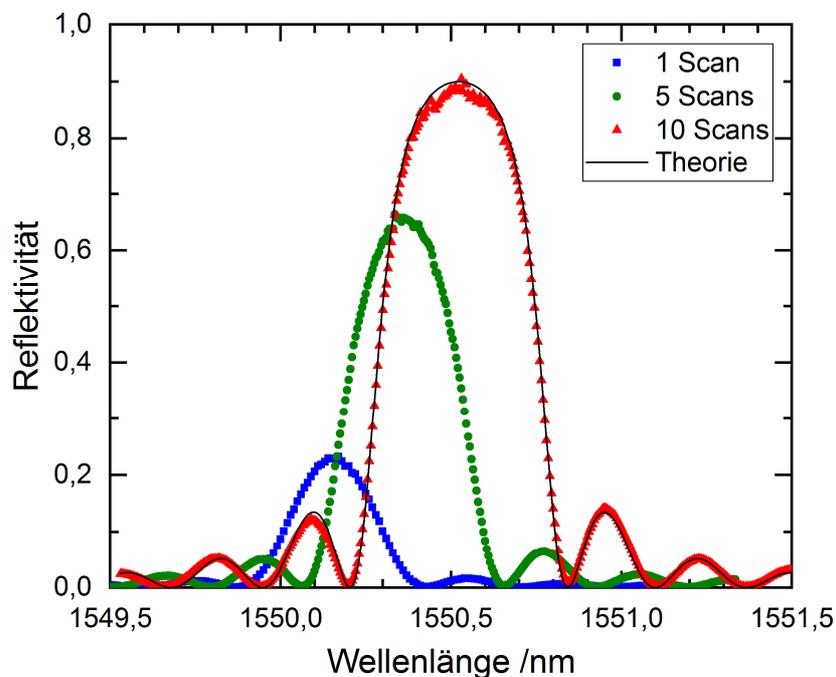


Abbildung 4-4: Entwicklung der spektralen Reflexionslinienform eines 3 mm langen Typ-I-FBGs in einer GF1B Faser während dem Einschreiben. Die Reflektivität steigt sukzessive mit der Bestrahlungsdosis und erreicht nach 10 Scans eine Stärke von 90 %. Die Übereinstimmung mit der theoretischen Linienform eines uniformen Gitters zeigt, dass das FBG gleichmäßig belichtet wurde.

4.2 Untersuchungen der Eigenschaften von RFBG

4.2.1 Neues isothermes Regenerationsprofil

Wie in Abschnitt 3.2 erwähnt, erfolgt die Herstellung von RFBG in wasserstoffbeladenen SMF28-Fasern mittels eines Temperprozesses bei Temperaturen von 900 – 1100°C über mehrere Stunden. Gleichzeitig beschleunigen zu hohe Temperaturen aber die Glaskorrosion, wodurch die Fasern spröde und brüchig werden (vgl. Abschnitt 2.1.3). Vor diesem Hintergrund ist es sinnvoll, das Regenerieren mit niedrigeren als den bisher üblichen Temperaturen zu untersuchen. Die Anwendung eines isothermen Regenerationsprofils bietet dabei den Vorteil, dass die Entwicklung der Gitter unter konstanten Bedingungen beobachtet werden kann. Um bei diesen Experimenten eine hohe Temperaturstabilität und -genauigkeit zu gewährleisten, kam ein Kalibrierofen mit Metallblock zum Einsatz. Der in Abbildung 4-5a dargestellte Ofen Pegasus Plus1200S (Isothermal Technology Limited, Merseyside, England) ist für einen Temperaturbereich von 150°C bis 1200°C ausgelegt und verfügt über ein kalibriertes Typ-K Referenzthermoelement (Referenz-TE, Abbildung 4-5b) mit einer erweiterten Unsicherheit von 2,5 K bei 800°C [125]. Das Kalibriervolumen besteht aus einem zylinderförmigen Metallblock mit vier Bohrungen, in welche normalerweise die zu kalibrierenden Temperatursensoren eingetaucht werden. Der geringe Durchmesser der RFBG erlaubt es, diese in dieselbe Bohrung wie das Referenz-TE einzuführen (Abbildung 4-5b). Dadurch reduziert sich die relative Unsicherheit bedingt durch zeitliche Temperaturschwankungen oder eine Temperaturinhomogenität des Metallblocks auf bis zu 0,32 K [39,56]. Während des Regenerierens misst ein FBG-Interrogator sm125 (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) die Reflexionsspektren der RFBG-Sensoren.

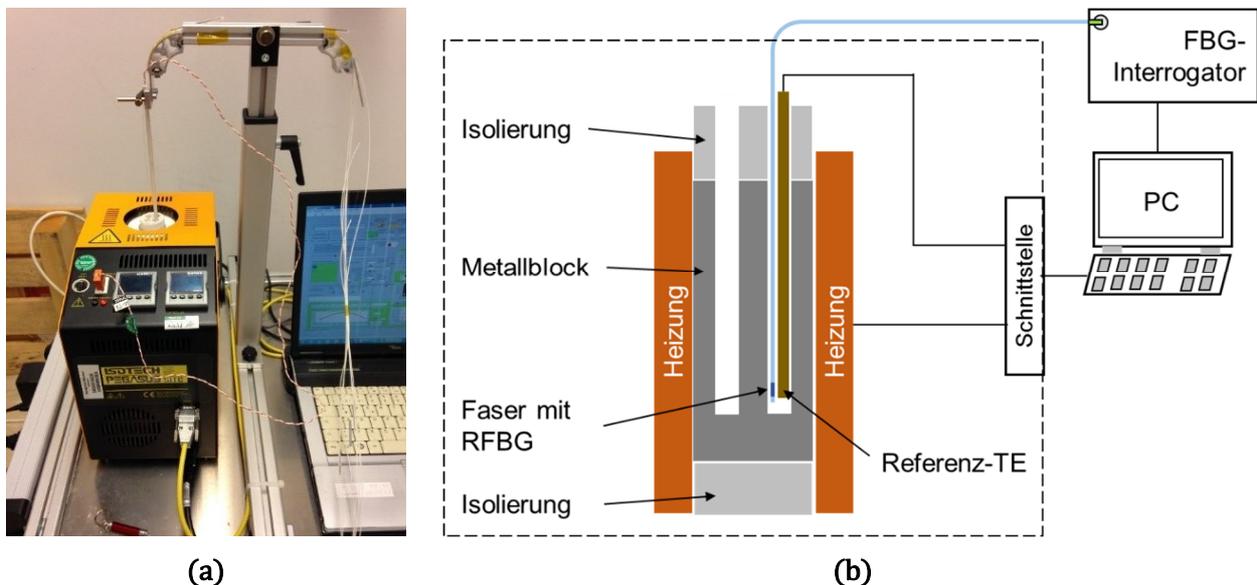


Abbildung 4-5: (a) Messplatz mit Kalibrierofen Pegasus Plus1200S. (b) Schematischer Aufbau des Kalibrierofens. Die thermische Kapazität des erhitzten Metallblocks sorgt für eine homogene und zeitlich konstante Temperatur im Innern der Bohrung. Die relative Messunsicherheit zwischen RFBG und dem kalibrierten Thermoelement (Referenz-TE) beträgt nur 0,32 K [39,56].

Für die Messungen wurden Seed-FBG in H₂-beladenen SMF28-Fasern mit initialen Gitterstärken $\Delta n_{AC,Seed}$ von $1.15 \cdot 10^{-4}$ bis $4.49 \cdot 10^{-4}$ eingeschrieben, dann entweder bei RT über zwei Wochen oder bei 80°C über zwei Tage gelagert, bis der restliche Wasserstoff in der Faser ausdiffundiert war und schließlich bei den Temperaturen 750°C, 800°C, 850°C und 900°C regeneriert. Abbildung 4-6 zeigt die zeitliche Entwicklung der Brechungsindexmodulation der Seed-FBG bei den unterschiedlichen Temperaturen. In den dargestellten Graphen entspricht $t = 0$ dem Zeitpunkt des Eintauchens der Seed-FBG in den Kalibrierofen, wobei sich die Gitter innerhalb weniger Sekunden von Raumtemperatur bis auf die jeweilige Regenerationstemperatur erwärmen.

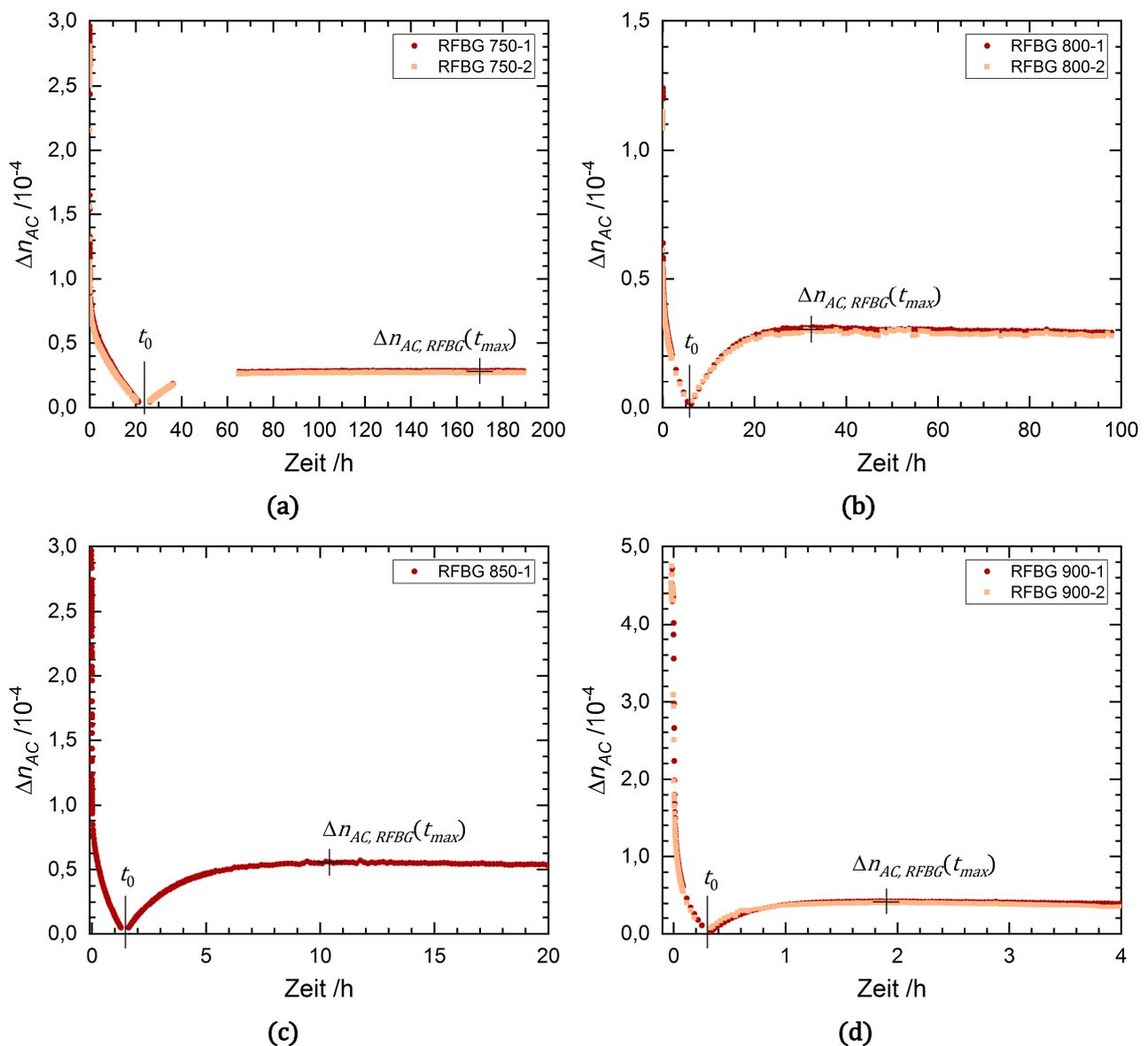


Abbildung 4-6: Entwicklung der Brechungsindexmodulation Δn_{AC} verschiedener Seed-FBG während der isothermen Regeneration bei (a) 750°C (die Unterbrechung bei 40 – 60 h beruht auf einer Trennung des Interrogators von den Sensoren), (b) 800°C, (c) 850°C und (d) 900°C. Aus den Verläufen lassen sich der Regenerationsbeginn t_0 und die maximal erreichte Gitterstärke der RFBG $\Delta n_{AC,RFBG}$ zum Zeitpunkt t_{max} ablesen.

Zu Beginn weisen die Seed-FBG in Abbildung 4-6 den typischen thermischen Zerfall auf, bis sie zum Zeitpunkt t_0 vollständig ausgelöscht sind. Anschließend erholen sich die Werte der Brechungsindexmodulation und die RFBG werden sichtbar. Nach dem Anstieg auf einen Maximalwert $\Delta n_{AC,RFBG}$ zum Zeitpunkt t_{max} bleibt die Gitterstärke für den Rest der jeweiligen Messdauer annähernd konstant (Abbildung 4-6). Die entsprechenden Verläufe sind dabei ähnlich, aber bei den niedrigeren Temperaturen zeitlich gestreckt. Während der Unterbrechung der Daten in Abbildung 4-6a zwischen 40 h und 60 h handelt es sich nicht um ein Artefakt, es war lediglich der Interrogator abgesteckt, da dieser für andere Messungen im Labor benötigt wurde. In den Experimenten bei 750°C (Abbildung 4-6a), 800°C (Abbildung 4-6b) und 900°C (Abbildung 4-6d) weist jeweils ein zweites mit vergleichbaren Parametern produziertes Gitter einen nahezu identischen Verlauf der Brechungsindexmodulation auf. Der isotherme Regenerationsprozess zeigt somit eine sehr gute Reproduzierbarkeit. Um den Einfluss der Regenerationstemperatur auf den Prozess zu bewerten, wurden aus den Messungen die charakteristischen Kenngrößen des Prozesses in Form des Regenerationsbeginns t_0 (Zeit, bis das Signal des Seed-FBGs nach dem Eintauchen in den Ofen verschwindet und das RFBG entsteht), der maximal erreichten Brechungsindexmodulation des RFBGs $\Delta n_{AC,RFBG}$ und die dafür benötigte Zeit t_{max} ermittelt. Mit der bekannten initialen Gitterstärke der Seed-FBG $\Delta n_{AC,Seed}$ berechnet sich dann die Regenerationseffizienz η aus dem Verhältnis der maximalen Brechungsindexmodulation des RFBGs und der des Seed-FBGs entsprechend (3-2). Die Ergebnisse sind in Tabelle 4-1 zusammengefasst.

Tabelle 4-1: Übersicht der charakteristischen Prozessparameter während des isothermen Regenerierens: Temperatur T_R , Regenerationsbeginn t_0 und Dauer t_{max} bis zur maximalen RFBG-Stärke $\Delta n_{AC,RFBG}$. Aus der bekannten Stärke des Seed-FBGs $\Delta n_{AC,Seed}$ lässt sich daraus die Regenerationseffizienz η berechnen.

RFBG	$\Delta n_{AC,Seed}/10^{-4}$	$T_R / ^\circ\text{C}$	t_0 / h	t_{max} / h	$\Delta n_{AC,RFBG} / 10^{-4}$	η
750-1	2,91	747,7	23,63	178	0,286	0,098
750-2	2,85	747,7	23,26	161	0,274	0,096
800-1	1,23	796,5	5,83	33,5	0,309	0,251
800-2	1,15	796,5	5,67	34,3	0,295	0,257
850-1	2,97	846,4	1,58	10,4	0,554	0,187
900-1	4,49	903,0	0,33	1,87	0,426	0,095
900-2	4,49	903,0	0,32	1,93	0,408	0,091

Aus den Graphen in Abbildung 4-6 geht bereits hervor, dass die Regeneration bei höheren Temperaturen früher einsetzt. Das ist bekannt und auch prinzipiell zu erwarten, da die im Zusammenhang mit der Regeneration diskutierten Effekte wie Diffusion und Kristallisation stark temperaturabhängig sind und deshalb bei niedrigeren Temperaturen auch länger dauern würden [88]. In Abbildung 4-7 ist dagegen die Dauer bis zum Erreichen der maximalen Stärke der RFBG t_{max} in Abhängigkeit der Regenerationstemperatur T_R dargestellt. Der Graph zeigt dabei einen eindeutig nichtlinearen Verlauf, beispielsweise erreichen die Gitter bei 750°C erst nach über 160 h ihre maximale Stärke, bei 900°C aber innerhalb von 2 h (Abbildung 4-7).

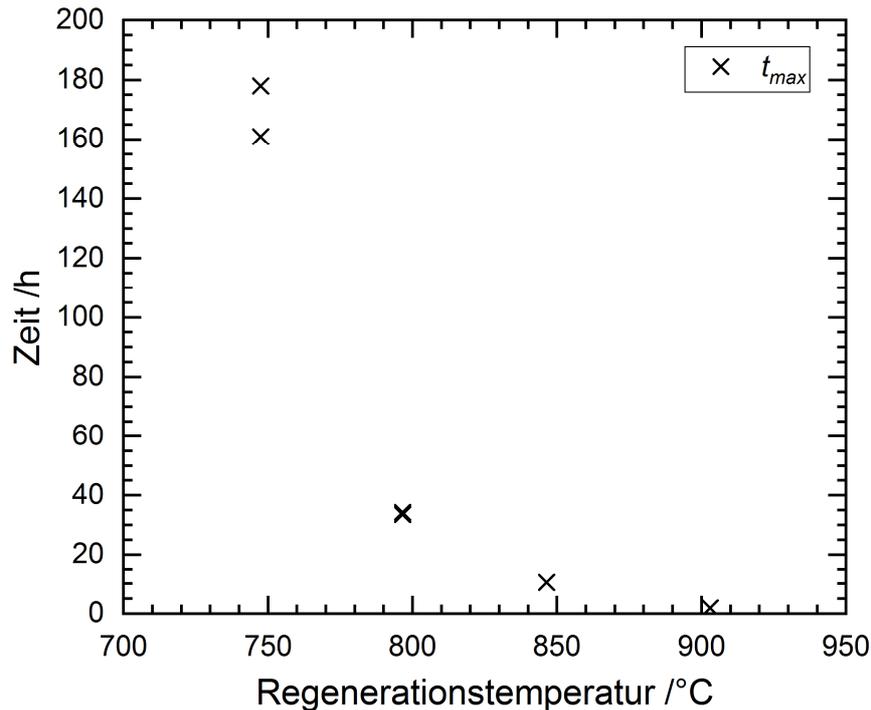


Abbildung 4-7: Zeit bis zum Erreichen der maximalen Stärke der RFBG nach dem Eintauchen in den auf die Regenerationstemperatur aufgeheizten Ofen.

Unter der Annahme, dass ein dem Regenerieren zu Grunde liegender physikalischer oder chemischer Prozess einem Arrhenius-Gesetz folgt, lässt sich die Reaktionsgeschwindigkeit v entsprechend

$$v = A \cdot e^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (4-2)$$

beschreiben. Dabei ist A ein charakteristischer Koeffizient, R die ideale Gaskonstante und E_a die Aktivierungsenergie des Prozesses. Die Aktivierungsenergie kann dann für $v \sim t_R^{-1}$ durch Auftragen des negativen natürlichen Logarithmus der Zeit bis zum Regenerationsmaximum über die inverse absolute Temperatur $1/T$ aus einer Geradenanpassung nach

$$-\ln(t_{max}) = -\frac{E_a}{R} \cdot \frac{1}{T} + \ln(A) \quad (4-3)$$

bestimmt werden, wie in Abbildung 4-8 dargestellt. Aus der ermittelten Steigung von -34244 K ergibt sich gemäß Formel (4-3) eine Aktivierungsenergie E_a von 285 kJ/mol beziehungsweise $2,95 \text{ eV}$. Sehr ähnliche Werte finden sich in der Literatur beispielsweise mit $3,05 \text{ eV}$ für den initialen Zerfall der Gitterstärke der Seed-FBG in beladenen SMF28-Fasern [95] und mit $2,64 \text{ eV}$ für den Zeitraum zwischen dem Verschwinden des Seed-FBG Signals und dem Wiederauftauchen des RFBG-Signals [100].

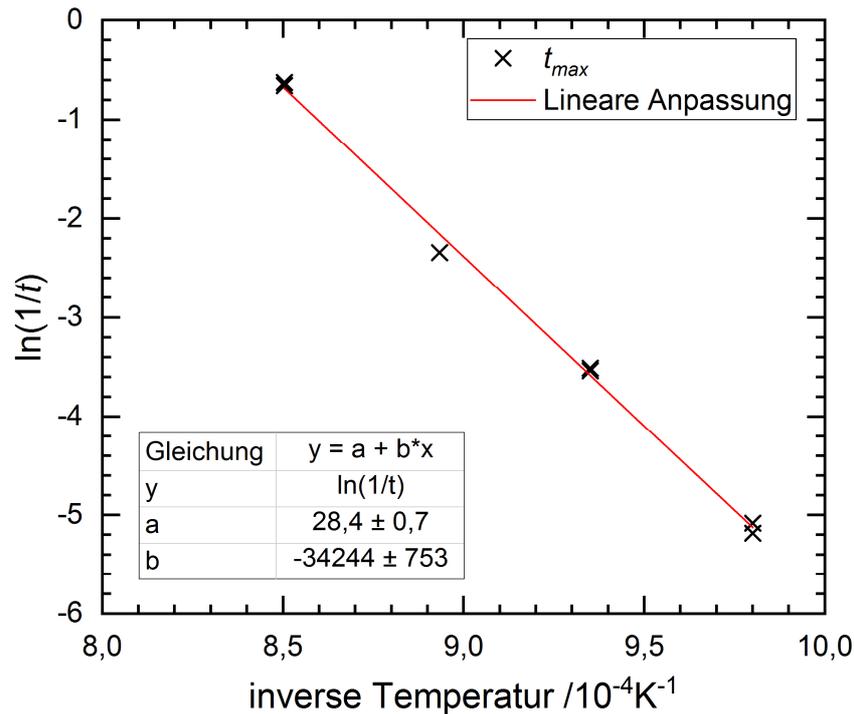


Abbildung 4-8: Darstellung der Daten aus Abbildung 4-7 als Arrhenius-Graph mit einer linearen Anpassung an die Werte.

Bisher konnten im Zusammenhang mit der Entstehung von RFBG also bereits Aktivierungsenergien beobachtet werden, welche bemerkenswert nahe bei dem für den Zerfall von Typ-I-FBG in Ge-dotierten Fasern typischen Wert von $2,84 \pm 0,19$ eV [46] liegen (siehe Abschnitt 2.2.2). Für den Zerfall von RFBG in SMF28-Fasern bei Temperaturen über 1100°C gibt Fokine dagegen eine fast doppelt so hohe Aktivierungsenergie von 490 kJ/mol [79] beziehungsweise $5,1$ eV an. Die gängigen Entstehungstheorien besagen, dass durch das Einschreiben der Seed-FBG in H_2 -beladene Fasern zwar die Voraussetzungen für die Regeneration geschaffen werden, sich die dem RFBG zu Grunde liegenden Strukturen jedoch erst nach einer gewissen Zeit bei hohen Temperaturen ausbilden (siehe Abschnitt 3.2). Es stellt sich nun die Frage, wieso bei der Entstehung der RFBG deutlich niedrigere Aktivierungsenergien gemessen werden, als bei deren Zerfall.

Eine mögliche Erklärung dafür könnte sein, dass es sich bei den Seed-FBG bereits um die Superposition eines Typ-I- H_2 -FBGs und eines zweiten, aber schwächeren temperaturstabilen Gitters (RFBG-Anteil) handelt, wie von Polz et al. vermutet [88]. Würde der temperaturstabile Anteil eine negative Brechungsindexmodulation aufweisen, wie es bereits in der Literatur diskutiert wurde [94,95], ließe sich damit auch die typische Regenerationskurve erklären. Durch die hohe Temperatur zerfällt das Seed-FBG entsprechend des charakteristischen Typ-I-Verlaufs ($E_a \approx 2,8$ eV), während der temperaturstabile Anteil entweder gar nicht oder wesentlich langsamer abfällt ($E_a \approx 5,1$ eV). Ist anfangs die positive Brechungsindexmodulation des Seed-FBGs bestimmend, sinkt die Reflektivität dadurch, bis zum Zeitpunkt t_0 beide Anteile gleich groß sind und sich gegenseitig aufheben, was effektiv wie eine Auslöschung des Gitters wirkt. Ab dann überwiegt die temperaturstabilere negative Brechungsindexmodulation, was sich in einem plötzlichen Anstieg der Reflektivität bemerkbar macht und der typischen

Regenerationskurve entspricht [88]. Das RFBG wäre also von Beginn an vorhanden und würde nicht entstehen, sondern nur durch die Auflösung des Seed-FBGs sichtbar. Unter der Annahme einer negativen Brechungsindexmodulation Δn_{AC} ab t_0 zeigt sich für isotherme Bedingungen statt der typischen Regenerationskurve ein kontinuierlicher Zerfall [95]. In Abbildung 4-9 ist dies beispielhaft für die isotherme Regeneration von RFBG 800-1 aus Abbildung 4-6b dargestellt. Anfangs steht der bekannte Abfall durch die Auslöschung des Seed-FBGs (Abbildung 4-9, schwarze Dreiecke). Wenn die übliche Entwicklung der Brechungsindexmodulation nach dem Zeitpunkt der Regeneration (Abbildung 4-9, rote Kreise) mit -1 multipliziert wird, zeigt die Kurve einen steten und kontinuierlichen Verlauf beim Nulldurchgang (Abbildung 4-9, blaue Quadrate) [88]. Der Graph ähnelt dann einem Typ-I-Zerfall mit einem negativen Achsenabschnitt, welcher dem RFBG-Anteil entspräche. Als Ursache eines bereits beim Einschreiben ausgebildeten temperaturstabilen Anteils käme beispielsweise eine Modulation der Materialdichte durch Relaxation in Frage [88]. Ein direkter Nachweis könnte eventuell auf der Grundlage chemischer oder kristallographischer Studien erfolgen, jedoch sind dazu bisher keine Veröffentlichungen bekannt [88].

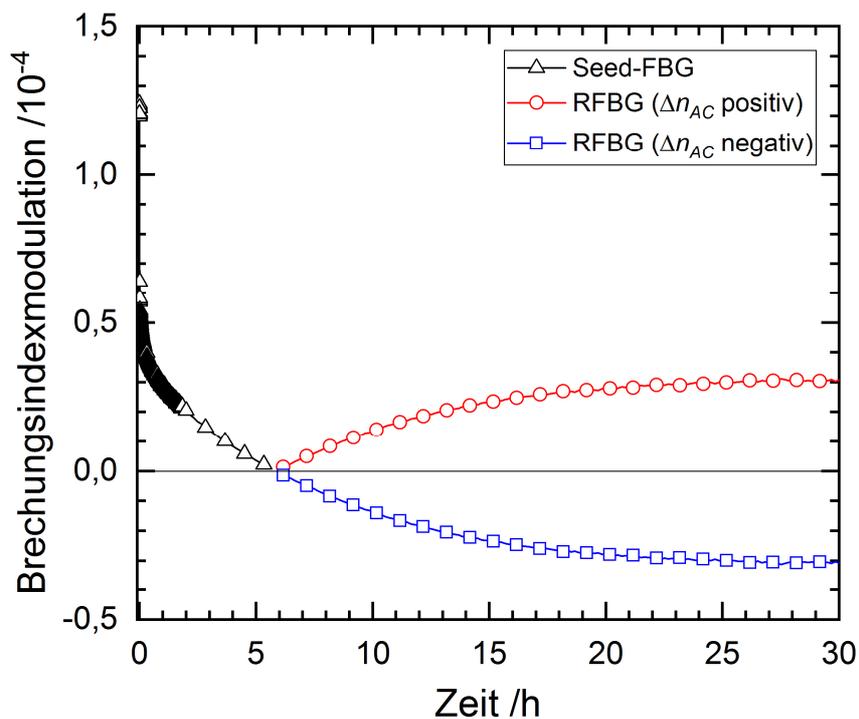


Abbildung 4-9: Zeitabhängiger Verlauf der Brechungsindexmodulation eines Seed-FBGs während des isothermen Regenerierens bei einer Temperatur von 800°C (schwarze Dreiecke). Nach dem Regenerieren wird das Vorzeichen üblicherweise als positiv angenommen (rote Kreise). Theoretisch möglich ist aber auch eine negative Variation des Brechungsindexes (blaue Quadrate), hier durch die Multiplikation der Daten mit -1 dargestellt. [88]

Um die untersuchten isothermen Regenerationsprofile hinsichtlich eines optimalen Herstellungsprozesses für RFBG-Sensoren zu bewerten, wird nun die Regenerationseffizienz aus Tabelle 4-1 näher betrachtet. Dazu sind die Werte in Abbildung 4-10 in Abhängigkeit der Regenerationstemperatur aufgetragen. Bei einer Temperatur um 800°C tritt dabei ein klares Optimum mit Werten von 0,25 auf, während die Effizienz bei 750°C und 900°C nur noch ca. 0,1

beträgt (Abbildung 4-10, rote Kreise). Bisher haben auch Holmberg [95], Celikin [100] und Biswas [126] Untersuchungen mit RFBG bei konstanten Temperaturen veröffentlicht. Die Daten aus den genannten Publikationen wurden über (2-16) und (3-2) ebenfalls in eine Regenerationseffizienz umgerechnet und in Abbildung 4-10 eingezeichnet, um sie mit denen der vorliegenden Arbeit vergleichen zu können.

Holmberg beschreibt in [95] das isotherme Heizen von Seed-FBG in SMF28-Fasern über bis zu 60 Minuten bei Temperaturen von 200°C bis 1000°C. Dabei trat für Temperaturen unter 900°C keine Regeneration auf, es war ein zweiter Schritt bei 1100°C notwendig, wobei die RFBG wieder stark zerfielen [95] und dadurch nicht mit dem vorliegenden isothermen Temperaturprofil vergleichbar sind. Für Temperaturen über 900°C erfolgte die Regeneration allerdings innerhalb der Messdauer und die Effizienz stieg dabei mit sinkenden Temperaturen von 0,01 bei 1100°C bis auf ca. 0,07 bei 900°C (Abbildung 4-10, blaue Dreiecke).

Ein ähnlicher Verlauf ergibt sich aus den Daten von Biswas [126]. Auch hier steigt die Effizienz der isotherm regenerierten Gitter in SMF28-Fasern von 0,08 bei 990°C auf etwa 0,22 bei 800°C (Abbildung 4-10, grüne Rauten).

Celikin zeigt in [100] Regenerationsexperimente mit Deuterium-beladenen Standardfasern bei Regenerationstemperaturen von 700°C bis 1000°C. Seine Messungen erfolgten nicht komplett isotherm, stattdessen wurden die finalen Temperaturen in Schritten von 50 – 200°C mit einer jeweiligen Haltezeit von fünf Minuten angefahren [100]. Dabei regenerierten die Gitter auch hier umso stärker, je niedriger die Regenerationstemperatur war und der höchste Wert betrug ca. 0,36 bei 700°C (Abbildung 4-10, schwarze Quadrate).

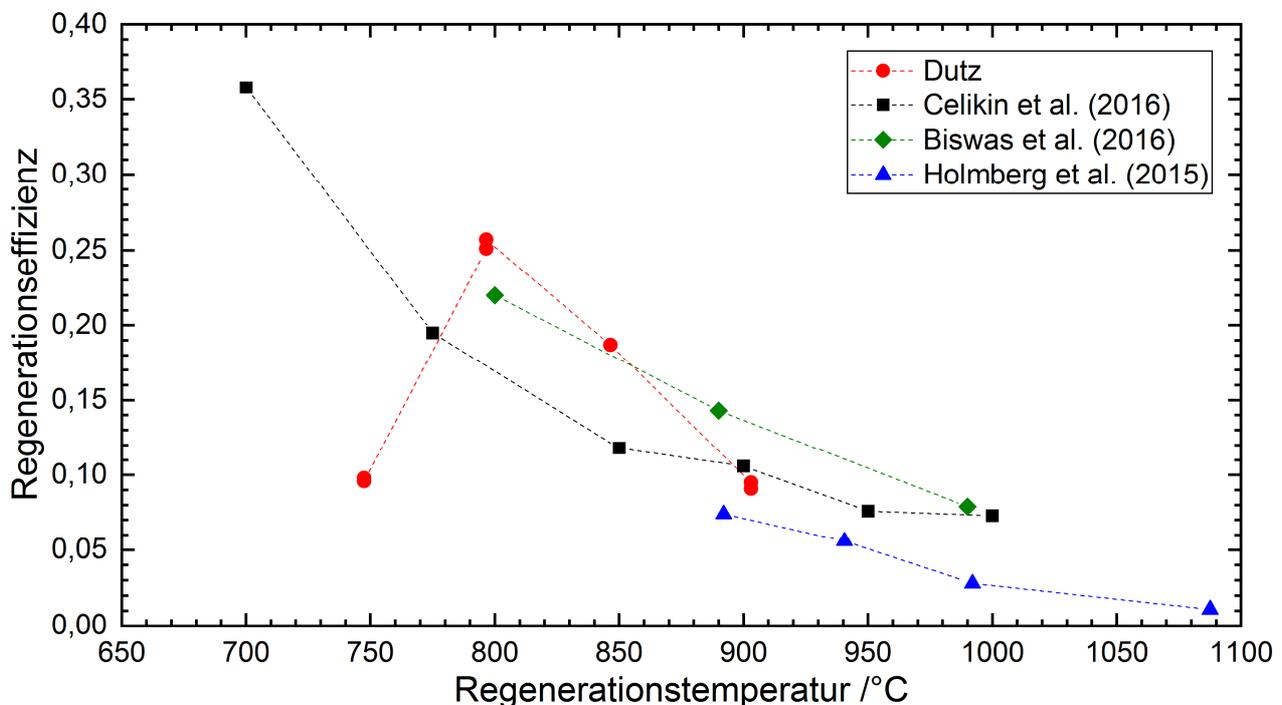


Abbildung 4-10: Vergleich der in der vorliegenden Arbeit ermittelten Regenerationseffizienz in Abhängigkeit der Regenerationstemperatur mit aus publizierten Daten von Holmberg [95], Biswas [126] und Celikin [100] berechneten Werten.

In Abbildung 4-10 ist zunächst auffällig, dass die Daten aus den unterschiedlichen Quellen für Temperaturen über 800°C einen ähnlichen Verlauf aufweisen, wobei die Werte von Holmberg und Celikin mit zunehmenden Temperaturen tendenziell niedriger sind. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit gefundenen Effizienzwerte (Abbildung 4-10, rote Kreise) stimmen mit den verfügbaren Daten von Biswas sehr gut überein (Abbildung 4-10, grüne Rauten). Das Auftreten eines Maximums unterscheidet sich auf den ersten Blick von der monotonen Entwicklung der Werte von Celikin, wobei dieser keine SMF28-Fasern nutzte (Abbildung 4-10, schwarze Quadrate). Unklar ist, ob für Temperaturen unterhalb 700°C auch hier die Effizienz wieder sinkt und sich ein Maximum in der Nähe von 700°C befindet. Dies wäre möglich, falls die Lage der optimalen Regenerationseffizienz und deren Maximalwert von der chemischen Zusammensetzung der Faser oder den Einschreibebedingungen wie Laserwellenlänge, Pulsenergie oder Pulsintensität abhängt. Ob RFBG in den von Celikin verwendeten Fasern bei noch niedrigeren Temperaturen regenerieren können ist allerdings schwierig nachzuweisen, da der Prozess bei 700°C bereits 450 h dauerte [100]. Für stufenförmige Regenerationsprofile konnte bisher kein Einfluss der Pulsenergie während des Einschreibens auf die Regenerationseffizienz beobachtet werden [99].

Insgesamt bietet das im Rahmen dieser Arbeit untersuchte isotherme Regenerieren bei 800°C eine höhere Effizienz als die üblicherweise bei SMF28-Fasern angewendeten Regenerationsprofile und gleichzeitig auf Grund der niedrigeren Regenerationstemperatur eine geringere Korrosionsbelastung [127]. Für die in den nachfolgend beschriebenen Experimenten genutzten RFBG erfolgte die Herstellung deshalb nach dem neuen isothermen Regenerationsprofil bei Temperaturen um 800°C.

4.2.2 Charakterisierung der Temperaturdrift von RFBG

Bei hochtemperaturstabilen FBG-Sensoren weist die Signalstärke (Reflektivität) üblicherweise auch über längere Zeiträume keine Degradation auf. Dementsprechend wird deren Einsatztauglichkeit als Sensoren maßgeblich durch die Wellenlängendrift bei hohen Temperaturen bestimmt. In den bisher veröffentlichten Untersuchungen zu RFBG und Typ-II-FBG in Standardfasern traten unabhängig voneinander ähnliche Driftraten auf (vgl. Abschnitt 3). Deshalb liegt die Vermutung nahe, dass das Driftverhalten weniger von der Art des FBGs, sondern vielmehr durch den Fasertyp bestimmt wird. Um dies zu überprüfen, erfolgte eine Vergleichsmessung während des Regenerierens eines RFBGs in einer SMF28-Faser mit einem kommerziell erhältlichen Femtosekunden-FBG (fs-FBG, FemtoFiberTec, Berlin, Deutschland), welches über die PbP-Methode in eine SMF28e-Faser eingeschrieben wurde. Ein weiterer großer Vorteil des zuvor vorgestellten isothermen Regenerationsprofils ist dabei, dass es die Beobachtung der zeitlichen Verschiebung der Bragg-Wellenlänge ermöglicht, ohne dass diese von Temperaturänderungen überdeckt wird.

Abbildung 4-11 zeigt den zeitlichen Verlauf der Reflektivität des Seed-FBGs in einer wasserstoffbeladenen SMF28-Faser mit einer initialen Reflektivität von 53 %. Zum Zeitpunkt 0 h wird das FBG in den auf 800°C vorgeheizten Kalibrierofen eingetaucht. Zu Beginn weist die Gitterstärke den typischen thermischen Zerfall auf, bis es nach ca. 6 h vollständig ausgelöscht ist. Anschließend erholen sich die Reflektivitätswerte unter Ausbildung des RFBGs. Nach 30 h erreicht die Gitterstärke des RFBGs ein Maximum von ca. 5 % und bleibt über die folgenden

70 h annähernd konstant. Wie in Abbildung 4-11 ersichtlich, bleibt die Reflektivität des fs-FBGs in der SMF28e-Faser während der Messung konstant, obgleich die Werte deutlich mehr variieren (vermutlich auf Grund eines Polarisierungseffektes) als die des RFBGs.

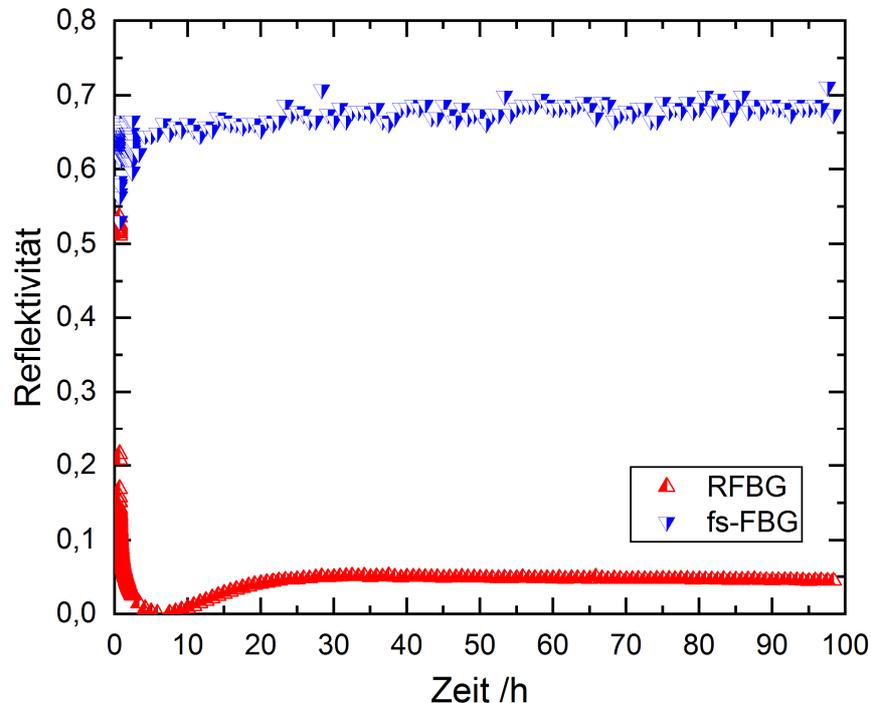


Abbildung 4-11: Zeitlicher Verlauf der Reflektivität eines Seed-FBGs und eines Typ-II-FBGs während eines isothermen Temperprozesses bei 800°C. Nach ca. 6 h entsteht das RFBG. [127]

Die entsprechende Entwicklung der Bragg-Wellenlängen ist in Abbildung 4-12 dargestellt und besteht im Falle des RFBGs aus drei signifikanten Phasen. In Phase I sinkt die Bragg-Wellenlänge des Seed-FBGs während der ersten vier Stunden um $\Delta\lambda_{B,I} \approx -750$ pm. Phase II beinhaltet die Regeneration und zeigt einen leichten Anstieg, ein lokales Maximum und einen erneuten leichten Abfall der Bragg-Wellenlänge. Zu Beginn von Phase III nach ca. 36 h (wo auch die Reflektivität in Abbildung 4-11 maximal wird) ändert sich der Trend erneut in eine positive Verschiebung, welche bis zum Schluss annähernd konstant bleibt. Am Ende des Temperprozesses weist das RFBG eine lineare Wellenlängendrift von ungefähr 1,3 pm/h bei 800°C auf [127]. Diese Driftrate ist in derselben Größenordnung wie in [97], allerdings ohne die Gefahr einer verstärkten Korrosion durch die dort angewendeten Temperaturen von $\sim 1000^\circ\text{C}$.

Abbildung 4-12 zeigt ebenfalls die zeitliche Entwicklung der Bragg-Wellenlänge des fs-FBGs. In den ersten vier Stunden weist die Bragg-Wellenlänge einen starken Abfall um $\Delta\lambda_{B,I} \approx -850$ pm auf. Nach 4 h ändert sich das Vorzeichen und die Bragg-Wellenlänge des fs-FBG driftet bis zum Schluss linear mit einer Steigung von 1,1 pm/h. Somit zeigen das RFBG und das fs-FBG für eine SMF28-Faser in Phase I und Phase III ein sehr ähnliches Driftverhalten. Nur in Phase II, welche die Regeneration des RFBGs enthält, unterscheiden sich die Verläufe geringfügig. Dieses Resultat bestätigt die Annahme, dass das Driftverhalten von FBG-Sensoren maßgeblich von der verwendeten Faser abhängt.

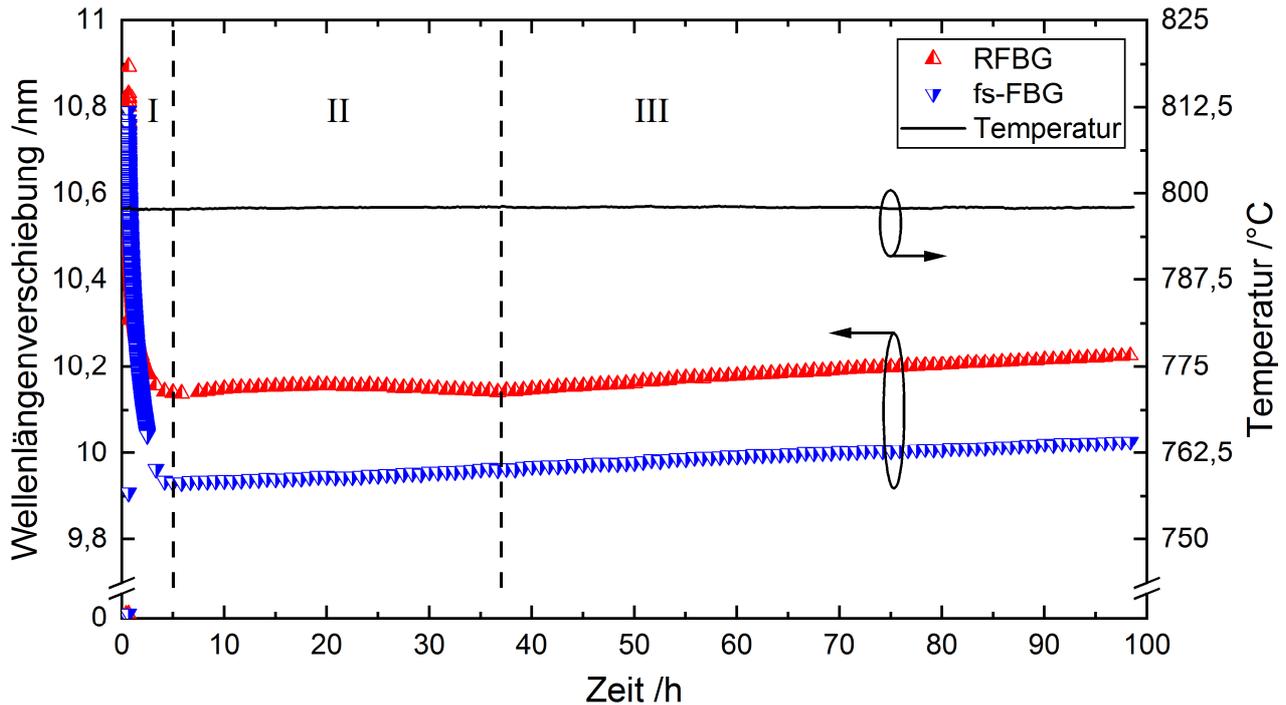


Abbildung 4-12: Verschiebung der Bragg-Wellenlänge der verschiedenen FBG während des isothermen Temperprozesses bei 800°C. [127]

Aus dem Verlauf der Wellenlängenverschiebung in Abbildung 4-12 ist ersichtlich, dass hauptsächlich zwei gegensätzliche Prozesse auftreten. Auf einen schnellen und starken Abfall der Wellenlänge (Abbildung 4-12, Phase I) folgt ein langfristiger linearer Anstieg (Abbildung 4-12, Phase III). Dies erfordert eine separate Betrachtung der beteiligten Effekte. Die negative Drift am Anfang findet nur beim erstmaligen Erhitzen der Fasern statt und ist bei nachfolgenden Messungen nicht mehr zu beobachten. Durch den Zerfall des RFBGs sinkt Δn_{DC} und nach (2-9) würde dies auch eine Verringerung der Wellenlänge bedingen. Allerdings kann das nicht der dominierende Effekt sein, da das fs-FBG bei konstanter Gitterstärke eine sogar noch stärkere negative Drift aufweist. Weiterhin scheint der Betrag der Wellenlängenverschiebung unabhängig von der Temperatur zu sein, weshalb Celikin in [100] vermutete, dass das Relaxieren von herstellungsbedingten Spannungen in der Faser (siehe Abschnitt 2.1.2) die starke negative Drift von RFBG während des Regenerierens auslöst [100]. In SMF28-Fasern kann durch den Abbau der eingefrorenen mechanischen Spannung von $\sigma = -30$ MPa auf Grund des elastooptischen Effekts eine Abnahme des Kernbrechungsindex von etwa $\Delta n_K = -1 \cdot 10^{-4}$ auftreten [26]. Nach der Bragg-Bedingung (2-9) und dem Zusammenhang zwischen dem effektiven Brechungsindex und dem Kernbrechungsindex (2-5) folgt daraus für RFBG mit einer Bragg-Wellenlänge von ca. $\lambda_B = 1550$ nm in SMF28-Fasern mit $\Gamma = 0,8$ und $n_{eff} = 1,4473$ eine elastooptische Wellenlängenverschiebung von

$$\Delta \lambda_{B,n} = \lambda_B \cdot \frac{\Delta n_{eff}}{n_{eff}} = \lambda_B \cdot \frac{\Gamma \cdot \Delta n_K}{n_{eff}} = 1550 \text{ nm} \cdot \frac{0,8 \cdot (-1 \cdot 10^{-4})}{1,4473} = -86 \text{ pm}. \quad (4-4)$$

Der ermittelte Wert von $\Delta\lambda_{B,n} = -86$ pm ist deutlich geringer, als die thermische Drift des RFBGs in Phase I von $\Delta\lambda_{B,I} \approx -750$ pm. Der Einfluss der eingefrorenen Spannung auf den Brechungsindex kann somit nicht wie in [100] dargestellt der einzige Grund für die hier beobachtete anfängliche Drift der RFBG sein. Die ursprüngliche Druckspannung auf den Kern kommt zu Stande, weil der Mantel beim Faserziehen eine höhere elastische Dehnung erfährt, welche beim Entspannen der Faser nicht ganz abgebaut wird. Auf Grund des Kräftegleichgewichts bedingt eine daraus resultierende Druckspannung auf den Kern gleichzeitig eine axiale Zugspannung auf den Mantel. Deren Relaxieren sollte dazu führen, dass sich auch die eingefrorene elastische Längsdehnung der Faser abbaut. Tatsächlich beschrieb Fleming in [128], dass sich Glasfasern beim erstmaligen Erhitzen auf Temperaturen von 400°C bis 1000°C zusammenziehen und dabei eine relative Längenänderung von mehr als $-3 \cdot 10^{-4}$ erfahren können. Durch eine solche Kontraktion der Faser sinkt auch die Gitterperiode des RFBGs, was ebenfalls eine negative Drift verursacht. Nach (2-9) und dem hookschen Gesetz (2-22) folgt für RFBG mit $\lambda_B = 1550$ nm in SMF28-Fasern mit $E = 73,7$ GPa aus einer mechanischen Spannung $\sigma = -30$ MPa eine rein dehnungsinduzierte Wellenlängenverschiebung von

$$\Delta\lambda_{B,\epsilon} = \lambda_B \cdot \frac{\Delta\Lambda}{\Lambda} = \lambda_B \cdot \epsilon = \lambda_B \cdot \frac{\sigma}{E} = 1550 \text{ nm} \cdot \frac{-30 \text{ MPa}}{73,7 \text{ GPa}} = -631 \text{ pm}. \quad (4-5)$$

Der Term in (4-5) unterscheidet sich dabei von der typischen Dehnungsabhängigkeit der Bragg-Wellenlänge aus (2-21), weil in (4-5) nur die mechanische Komponente betrachtet wird. Die gesamte Wellenlängenverschiebung des RFBGs auf Grund des Relaxierens der Faser entspricht dann der Summe der Anteile aus (4-4) und (4-5) und beträgt

$$\Delta\lambda_B = \Delta\lambda_{B,n} + \Delta\lambda_{B,\epsilon} = -86 \text{ pm} - 631 \text{ pm} = -717 \text{ pm}. \quad (4-6)$$

Der in (4-6) abgeschätzte Wert von $\Delta\lambda_B = -717$ pm stimmt sehr gut mit der in Abbildung 4-12 in Phase I beobachteten thermischen Drift von $\Delta\lambda_{B,I} \approx -750$ pm überein. Es erscheint damit plausibel, dass der Abbau eingefrorener mechanischer Spannungen und der damit assoziierten Dehnungen (deren Anteil deutlich überwiegt) die anfängliche thermische Wellenlängendrift von FBG-basierten Sensoren in SMF28-Fasern auslöst. Um die Wellenlängendrift zu stabilisieren, müssen somit alle Arten hochtemperaturstabiler FBG, wie z.B. Femtosekunden-FBG, vorgealtert werden. Dagegen kombiniert das neue isotherme Regenerationsprofil für RFBG in SMF28-Fasern bei 800°C über mindestens 35 h bereits die notwendigen Prozessschritte Regenerieren und Voraltern, wodurch die Drift der RFBG deutlich verringert und reproduzierbar auf einen linearen Verlauf stabilisiert wird [127].

Da für die Anwendung von RFBG-Sensornetzwerken in industriellen Anlagen eine Einsatzdauer von mehreren Monaten bis Jahren erforderlich ist, wurde im nächsten Schritt eine detaillierte Untersuchung des Langzeitverhaltens (Abbildung 4-12, Phase III) der Wellenlängendrift durchgeführt. In der Literatur gibt es Hinweise, dass sich das Vorzeichen der Drift von RFBG auch während des Langzeitbetriebs mehrmals ohne erkennbare Korrelation ändert [72] (vgl. Abschnitt 3.2). Das ist für eine industrielle Anwendung nicht zweckmäßig, da eine solche

Entwicklung der Temperaturdrift nicht vorhersehbar ist und damit sehr kurze Kalibrierintervalle notwendig wären. Um dies zu überprüfen und die Abhängigkeit der Driftrate von der Temperatur zu charakterisieren, erfolgten Messungen der Bragg-Wellenlängen von verschiedenen RFBG über ca. einen Monat bei jeweils konstanter Temperatur von 450°C, 550°C, 650°C und 700°C im Kalibrierofen (Messaufbau siehe Abbildung 4-5). Alle RFBG wurden entsprechend den zuvor gewonnenen Erkenntnissen während der Herstellung so lange geheizt, bis sich eine stabile lineare Drift einstellte. In Abbildung 4-13 sind beispielhaft die Verläufe der gemessenen Temperaturdrift der RFBG bei 550°C dargestellt. Hierzu wurden die Daten der gemessenen Verschiebung der Bragg-Wellenlängen über die Temperaturempfindlichkeit von 15 pm/K bei 550°C in Temperaturänderungen umgerechnet. In schwarz ist die Entwicklung der Messwerte des Referenz-Thermoelements mit aufgetragen. Man erkennt die Temperaturschwankungen des Kalibrierofens aufgrund der tageszeitlichen Änderungen der Raumtemperatur in den Signalen aller Sensoren. Die Unterbrechungen in den Datensätzen in Abbildung 4-13 beruhen auf einer Trennung des FBG-Interrogators von den Sensoren, da dieser in der Zwischenzeit für andere Aufgaben benötigt wurde. Die Reflektivitätswerte (Stärke des Sensorsignals) aller RFBG blieben dabei über die Dauer der Messungen konstant.

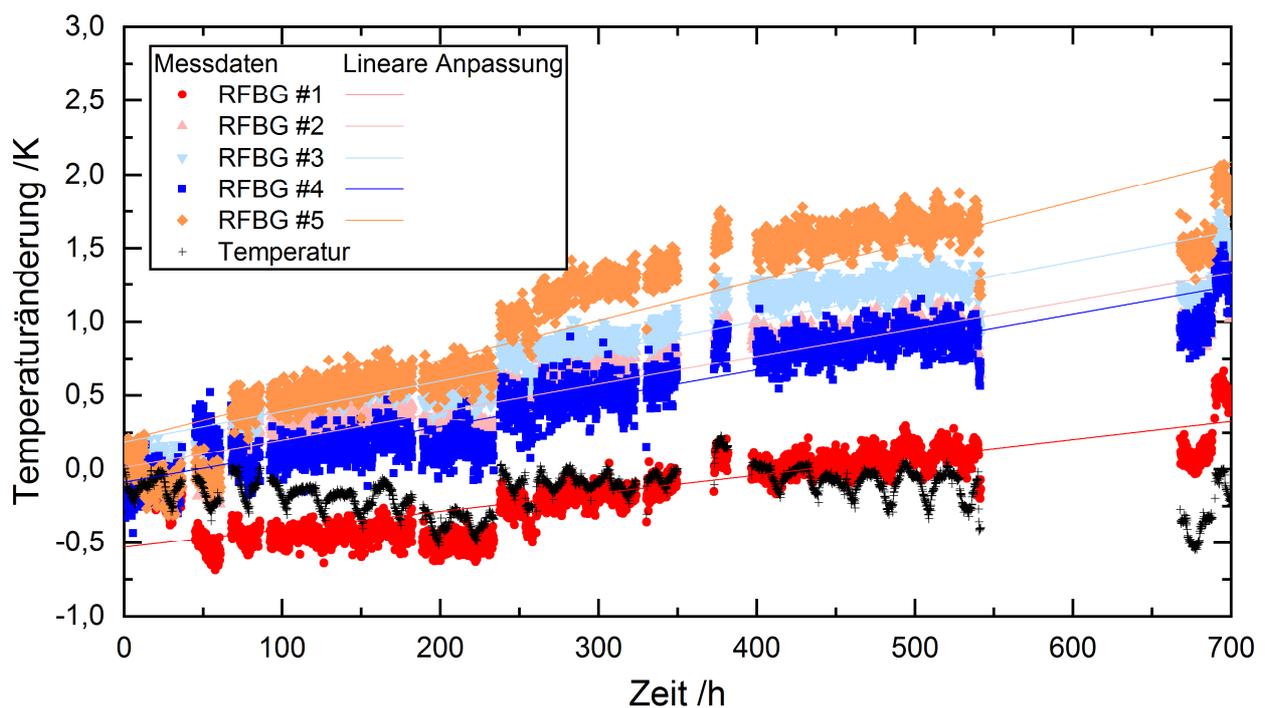


Abbildung 4-13: Temperaturdrift der untersuchten RFBG in SMF28-Fasern bei einer konstanten Temperatur von 550°C. Während der Unterbrechungen wurden keine Daten aufgezeichnet, da der Interrogator für andere Aufgaben gebraucht wurde.

Wie bei den anderen Temperaturen verläuft die Temperaturdrift der RFBG auch bei 550°C in erster Näherung linear (Abbildung 4-13), weshalb sich die Driftraten aus der Steigung einer Geradenanpassung ermitteln lassen. Die Werte schwanken zwischen 1,2 mK/h (RFBG #1, Tabelle 4-2) und 2,7 mK/h (RFBG #3, Tabelle 4-2).

Tabelle 4-2: Temperaturdrift der RFBG aus Abbildung 4-13 bei 550°C über 700 h, ermittelt aus den Steigungen der jeweiligen linearen Anpassung.

RFBG	Driftrate /mK·h ⁻¹
#1	1,2
#2	1,9
#3	2,0
#4	1,9
#5	2,7

Die gemessenen Driftraten aller Messungen sind in Abbildung 4-14 in Abhängigkeit der jeweiligen Temperaturstufe zusammengefasst. Dafür erfolgte eine Umrechnung der Driftraten in Kelvin pro Monat (Multiplikation mit 24*30 Stunden pro Monat). Die Farbkodierung entspricht dabei den RFBG-Proben aus Abbildung 4-13 und die grünen Punkte in Abbildung 4-14 repräsentieren Driftraten aus einer parallel durchgeführten Langzeitmessung über vier Monate bei 450°C [127]. Dabei stimmen die Werte bei 450°C aus den Messungen mit einmonatiger Messdauer gut mit der Langzeitmessung überein. Das bedeutet, dass anders als in [72] berichtet, bei den hier untersuchten RFBG auch nach vier Monaten bei 450°C keine Abweichungen vom linearen Zusammenhang der zeitlichen Temperaturdrift auftraten.

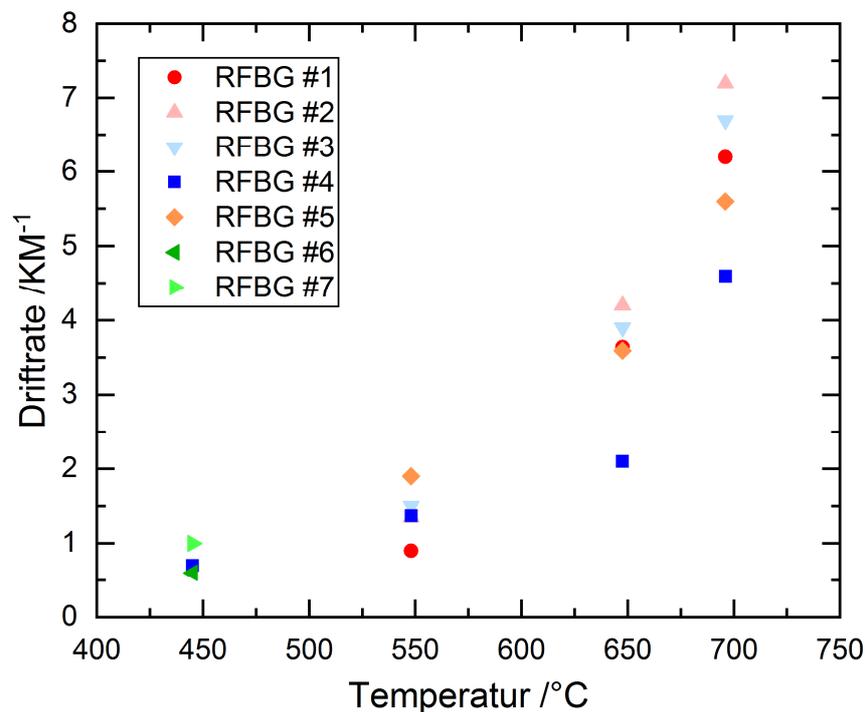


Abbildung 4-14: Zusammenfassung aller gemessenen Driftraten in Kelvin pro Monat in Abhängigkeit der Temperatur.

In Abbildung 4-14 ist ein exponentieller Zusammenhang der Driftraten mit der Temperatur zu erkennen. Während die RFBG bei 450°C noch maximal 1 K pro Monat drifteten, waren es bei 700°C bereits 4,5 – 7,5 K pro Monat. Weiterhin scheint sich die Drift mit der Zeit auch zu verlangsamen, da RFBG #4, welches insgesamt am längsten bei hohen Temperaturen verweilte,

auch die tendenziell niedrigsten Werte aufweist. Anders als für die anfängliche negative Drift während des Regenerierens der RFBG konnte hier innerhalb der Messdauer keine Sättigung beobachtet werden. Um dennoch den Ursachen auf die Spur zu kommen, lässt sich wieder über das Arrhenius-Gesetz aus (4-2) die Aktivierungsenergie des Prozesses durch Auftragen des natürlichen Logarithmus der Driftrate über der inversen absoluten Temperatur $1/T$ aus einer Geradenanpassung nach

$$\ln(\text{Driftrate}) = -\frac{E_a}{R} \cdot \frac{1}{T} + \ln(A) \quad (4-7)$$

bestimmen, wie in Abbildung 4-15 dargestellt. Aus der ermittelten Steigung von -5952 K ergibt sich gemäß Formel (4-7) eine Aktivierungsenergie E_a von 49 kJ/mol oder 0.51 eV .

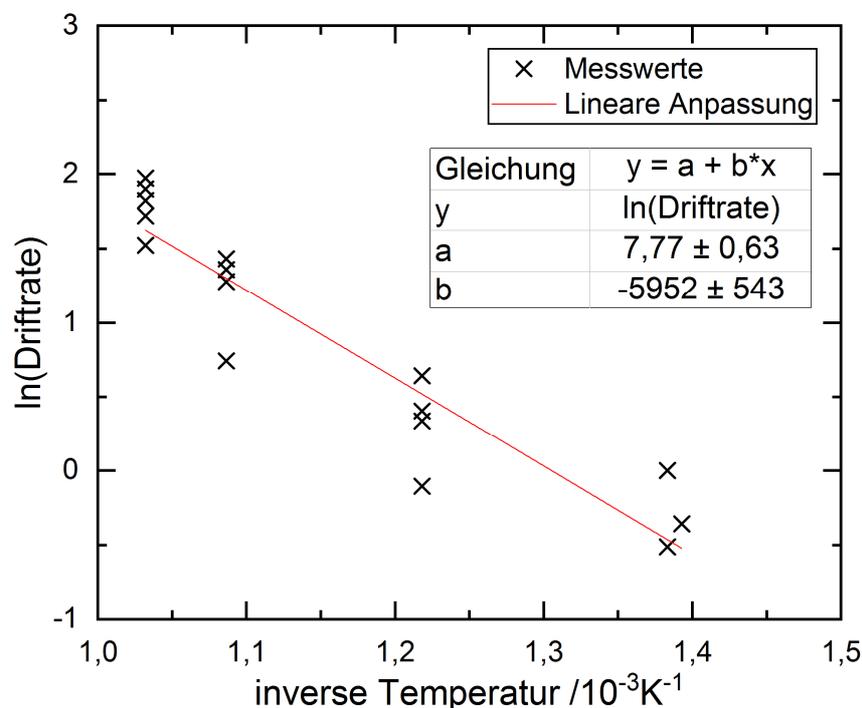


Abbildung 4-15: Auf Grund des erkennbar exponentiellen Verhaltens sind die Daten Abbildung 4-14 hier als Arrhenius-Graph aufgetragen.

Wie zuvor erwähnt, konnten als Ursache der anfänglichen negativen Drift von RFBG eingefrorene mechanische Spannungen und Längsdehnungen identifiziert werden, welche wiederum aus den unterschiedlichen thermomechanischen Eigenschaften von Kern und Mantel der Faser resultieren. Im Gegensatz dazu scheinen die Gründe für die Langzeitdrift der Wellenlänge bei hohen Temperaturen eher struktureller Natur zu sein. Charakteristisch sind dabei neben dem positiven Vorzeichen der lineare Verlauf und die hohe Zeitkonstante des Prozesses bei einer gleichzeitig niedrigen Aktivierungsenergie von nur 49 kJ/mol . Als mögliche zu Grunde liegende Effekte für die Langzeitdrift von FBG-basierten Temperatursensoren gelten gemeinhin die Diffusion von Dotierstoffen innerhalb der Faser [102] und Änderungen der Viskosität des Glases [72].

Die hier verwendete SMF28-Faser ist nur im Kern mit Germanium dotiert. Eine Diffusion des Germaniums in den Mantel würde den Kernbrechungsindex allerdings senken und somit keine positive, sondern eine negative Drift verursachen. Weiterhin ist das Germanium in der Glasmatrix gebunden und es sind dafür mit 150 – 300 kJ/mol [129-131] deutlich höhere Aktivierungsenergien notwendig, als die aus der Langzeitdrift der RFBG ermittelten 49 kJ/mol. Dementsprechend zeigen Messungen von Hellsing, dass sogar bei einer Temperatur von 1000°C noch keine Diffusion des Germaniums in Glasfasern auftritt [132]. Die Diffusion von Dotierstoffen kommt im untersuchten Temperaturbereich bis 800°C somit nicht als Ursache der Langzeitdrift von RFBG in SMF28-Fasern in Frage.

Der zweite erwähnte Prozess, die Änderung der Viskosität des Glases, beruht auf der ebenfalls herstellungsbedingten eingefrorenen Viskoelastizität. Dieser Effekt entsteht, weil beim Faserziehen die Längsdehnung auf Grund der Temperaturabhängigkeit der Viskosität des Glases stärker ausgeprägt ist als die Querkontraktion [133]. Dadurch nimmt der Fasermantel im Vergleich zum thermodynamischen Gleichgewicht ein höheres Volumen ein. Ein Relaxieren der eingefrorenen Viskoelastizität führt bei SMF28-Fasern zu einer Zunahme der Dichte und damit des Mantelbrechungsindex von $5 \cdot 10^{-4}$ [134] und könnte damit prinzipiell eine positive Drift der RFBG verursachen. Allerdings sind dazu sehr hohe Temperaturen von ~1500 °C nötig [24,135] und die Aktivierungsenergie für viskoelastisches Verhalten von optischen Glasfasern bei Temperaturen um 1100°C beträgt 490 kJ/mol [136]. Es ist damit nicht zu erwarten, dass die eingefrorene Viskoelastizität die Wellenlängendrift der RFBG bei Temperaturen bis 800°C beeinflusst.

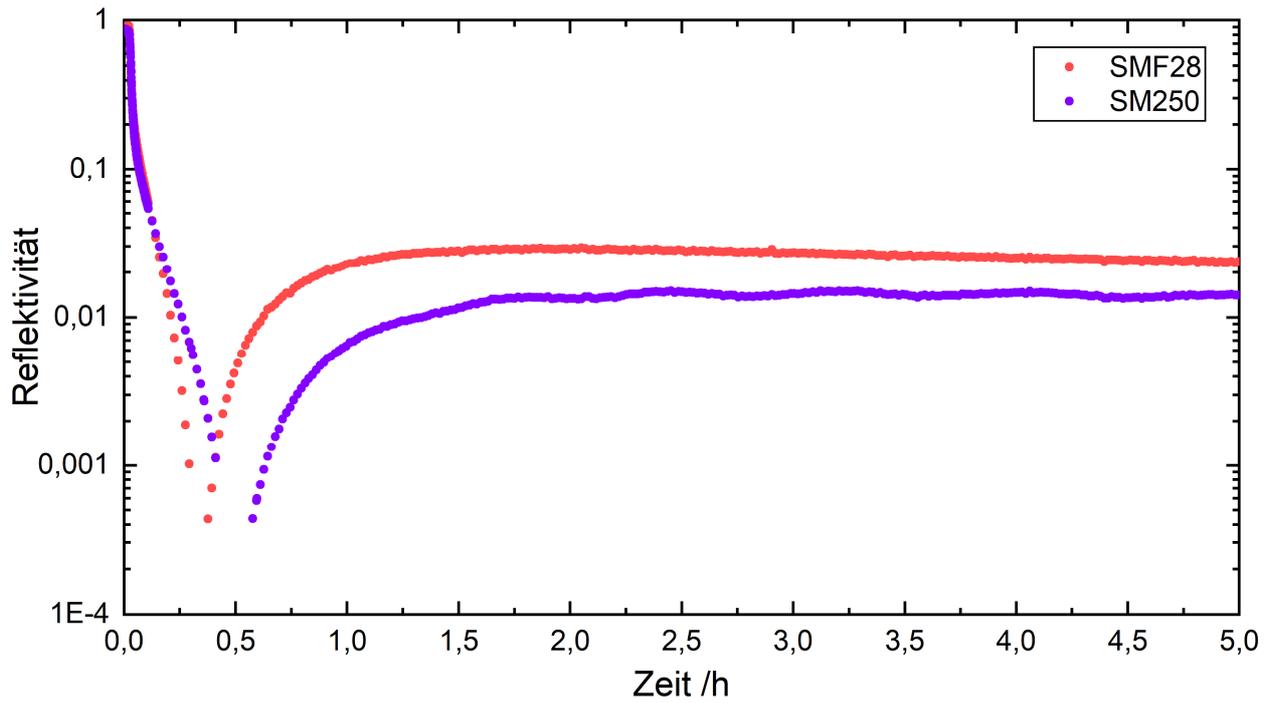
Trotzdem könnte eine Dichtezunahme des Materials der Faser ausschlaggebend für die Langzeitdrift der RFBG sein. Es gibt mit der eingefrorenen Dichte noch einen zweiten Effekt bei der Herstellung von Gläsern, welcher zu einer Volumenzunahme führt. Grund dafür ist, dass der thermische Ausdehnungskoeffizient von Glas mit der Temperatur steigt [24]. Durch die schnelle Abkühlrate bei der Herstellung erstarrt das Glas in einem Zustand mit höherem Volumen. Werden die Fasern anschließend wieder erhitzt, kann die Glasstruktur relaxieren, was zu einer Verdichtung des Materials führt [24,137]. Bei Experimenten mit Glasfasern konnte nachgewiesen werden, dass dabei auch der Brechungsindex linear mit der Dichte ansteigt [137]. Nach (2-9) würde dies eine lineare positive Drift der RFBGs erklären. Für SMF28-Fasern sind leider keine direkten Messungen der Materialdichte bei hohen Temperaturen bekannt. Bei Indentierungsexperimenten mit Quarzglas, dem Hauptbestandteil der SMF28-Fasern, wurde jedoch herausgefunden, dass sich mechanisch eingebrachte plastische Verformungen (also Dichteänderungen) bei Temperaturen von 300 – 1000°C ausheilen lassen [138,139]. Die dabei ermittelten Aktivierungsenergien liegen bei 46 – 54 kJ/mol [138,139]. Diese Werte passen gut zu der aus den RFBG-Driftmessungen abgeleiteten Aktivierungsenergie von 49 kJ/mol.

Das bedeutet, dass sowohl die anfängliche als auch die langfristige Wellenlängendrift von RFBG in SMF28-Fasern auf Effekte bei der Herstellung der Glasfasern zurückzuführen sind. Theoretisch sollten die eingefrorenen Spannungs- und Dehnungszustände durch einen Temperprozess der Fasern bei Temperaturen von ca. 1100°C über mindestens sechs Stunden abgebaut werden können [140]. In [97] zeigen die Autoren, dass sich durch ein Voraltern von RFBG bei 1100°C über mehr als 12 h die Drift zwar stark verringern, aber nicht komplett verhindern lässt.

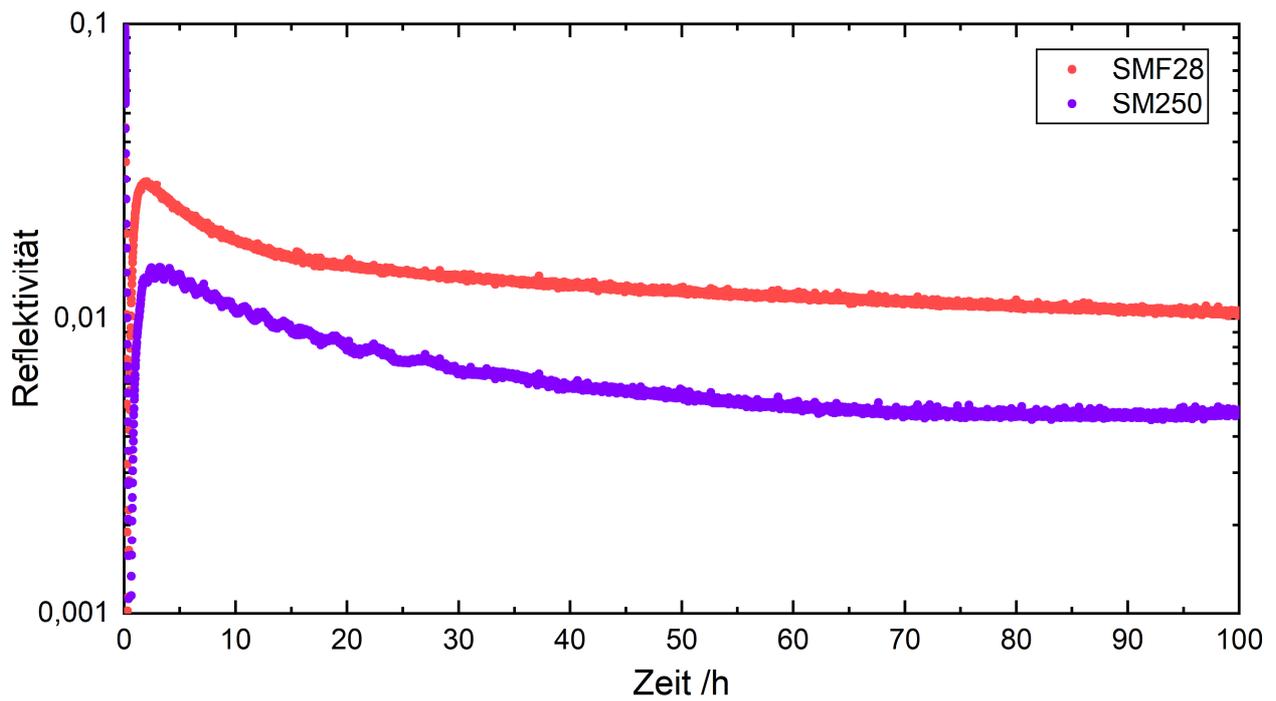
4.2.3 Large Mode Area (LMA) Faser für hochtemperaturstabile Anwendungen

Nach dem bisherigen Wissenstand ist es nicht möglich, die Temperaturdrift von RFBG-Sensoren zu verhindern, da diese maßgeblich durch die Materialzusammensetzung und den Herstellungsprozess der verwendeten Faser beeinflusst wird. Deshalb wurden Versuche mit Spezialfasern, sogenannten Large Mode Area (LMA) Fasern (LIEKKI Passive-12/250, nLight Inc., Vancouver, WA, USA) durchgeführt. Es handelt sich dabei ebenfalls um Single-Mode-Fasern mit Stufenindexprofil, welche aber eine niedrigere numerische Apertur auf Grund eines geringeren Germanium-Gehalts im Kern aufweisen als die bisher verwendeten SMF28-Standardfasern. Dies senkt den V-Parameter und erhöht damit die radiale Ausdehnung des Modenfeldes in den Fasermantel (vgl. (2-2) und (2-3)). Die vorgestellten LMA-Fasern wurden eigentlich für die Anwendung in Faserlasern entwickelt, weil dort das größere Modenfeld eine Reduzierung der Leistungsdichte im Faserkern ermöglicht.

Auf Grund der niedrigeren Dotierung der LMA-Faser sind die Materialparameter von Faserkern und Fasermantel ähnlicher, was bei der Herstellung zu geringeren intrinsischen Spannungen und Dehnungen führen sollte. Die Glasübergangstemperatur des Kerns sollte dagegen höher sein, wodurch strukturelle Relaxationsvorgänge bei gleichen Temperaturen im Vergleich zu SMF28-Fasern schwächer ausgeprägt sein müssten. Dies lässt für RFBG in LMA-Fasern eine geringere Langzeitdrift erwarten. Zusätzlich sind die LMA-Fasern mit 250 μm doppelt so dick und somit deutlich robuster als SMF28-Fasern. Um die Tauglichkeit der LMA-Faser für die Herstellung von RFBG-Sensoren und deren Langzeitdrift zu ermitteln, erfolgten Vergleichsmessungen mit RFBG in den üblichen SMF28-Fasern. Für die Versuchsreihen wurden zwei Seed-FBG mit einer Reflektivität von 0,9 bzw. 0,85 in eine wasserstoffbeladene SMF28-Faser und LMA-Faser eingeschrieben und anschließend zusammen im Kalibrierofen (Messaufbau siehe Abbildung 4-5) regeneriert. Dabei kam ein isothermes Regenerationsprofil bei 900°C zum Einsatz, da sich damit in Vorversuchen die optimale Regenerationseffizienz von RFBG in LMA-Fasern erzielen ließ. In Abbildung 4-16a sind die zeitlichen Verläufe der Reflektivitätswerte der beiden Gitter über die ersten fünf Stunden dargestellt. Beide Gitter zeigen anfangs den typischen Abfall der Reflektivität. Die RFBG entstehen bereits nach ca. 0,3 h (SMF28) und 0,5 h (LMA) und erreichen nach 2 h bzw. 3 h eine maximale Reflektivität von 0,03 (SMF28) und 0,015 (LMA) (Abbildung 4-16a). Das entspricht einer Regenerationseffizienz des Brechungsindexhubs von 9,6 % für das RFBG in der SMF28-Faser (vgl. Abbildung 4-10) und 7,7 % für das RFBG in der LMA-Faser. Im weiteren Verlauf des Temperprozesses, dargestellt in Abbildung 4-16b, zerfallen die beiden regenerierten FBG wieder auf ca. ein Drittel der zuvor erreichten Gitterstärke. Doch während das RFBG in der SMF28-Faser bis zum Schluss kontinuierlich schwächer wird, bleibt die Reflektivität des RFBGs in der LMA-Faser ab ca. 80 h konstant. Das zeigt, dass regenerierte Gitter in der LMA-Faser höheren Einsatztemperaturen standhalten können, als in der Standard-Faser.



(a)



(b)

Abbildung 4-16: Zeitlicher Verlauf der Reflektivität zweier Seed-FBG in einer SMF28 und einer LMA-Faser während einem isothermen Temperprozess bei 900°C . (a) Ausschnitt der ersten fünf Stunden. Nach ca. 0,3 h (SMF28) und 0,5 h (LMA) entstehen die RFBG. (b) Kompletter Verlauf über 110 h.

Im Anschluss an das Regenerieren und Voraltern der RFBG erfolgte eine Driftmessung bei 600°C über ca. einen Monat im Kalibrierofen (vgl. Abschnitt 4.2.1). In Abbildung 4-17 ist die Entwicklung der Temperaturdrift der beiden RFBG und der Ofentemperatur aufgetragen. Die beiden gestrichelten Linien im Graph markieren die relative Unsicherheit des Messaufbaus von 0,32 K. Das RFBG in der SMF28-Faser driftet während der Messung annähernd linear mit einer Steigung von 3,4 mK/h, was 2,5 K pro Monat entspricht. Dieser Wert passt sehr gut zu den anderen temperaturabhängigen Driftraten in Abbildung 4-14a und ist somit typisch für die verwendete SMF28-Faser bei 600°C. Die Messwerte des RFBGs in der LMA-Faser bleiben hingegen über die Dauer der Messung innerhalb der Unsicherheit des Messaufbaus und zeigen demnach keine eindeutige Drift.

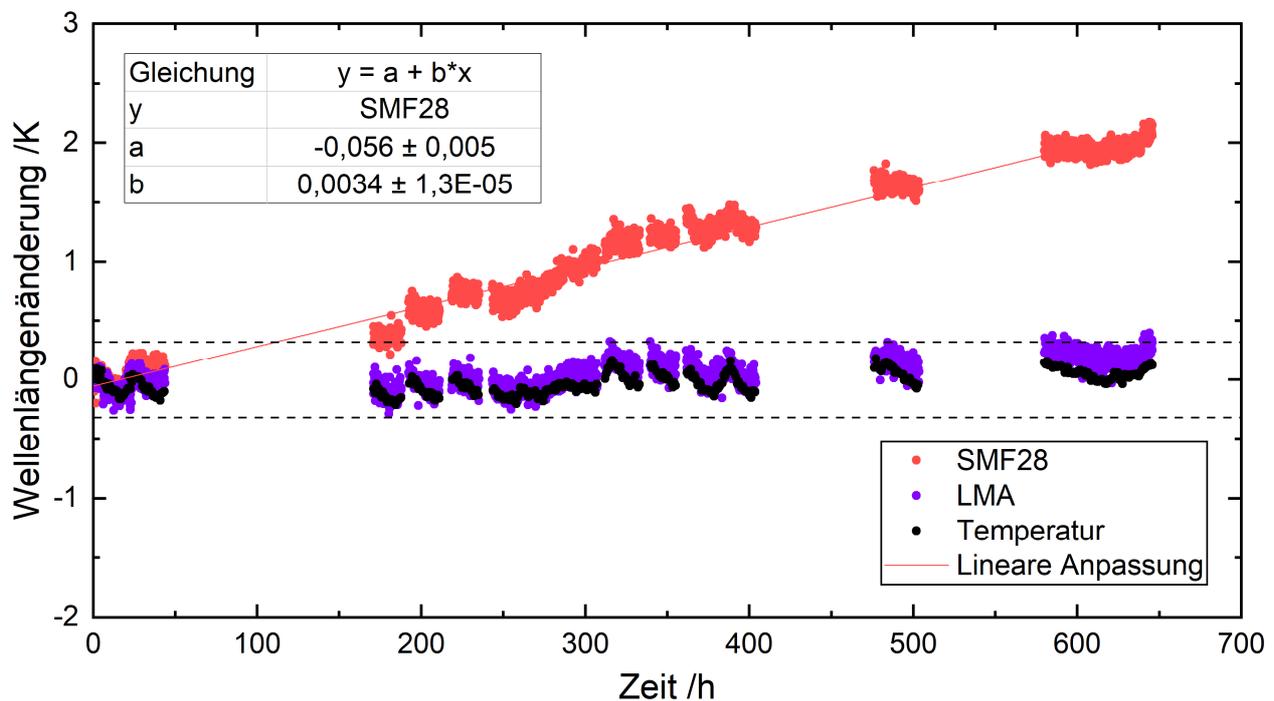


Abbildung 4-17: Temperaturdrift zweier RFBG in einer SMF28-Faser und einer LMA-Faser bei einer konstanten Temperatur von 600°C. Die Strichlinien markieren die relative Unsicherheit des Messaufbaus.

Ein weiterer Vorteil der LMA-Faser ist die durch den größeren Durchmesser bedingte höhere mechanische Stabilität. Vor allem bei Temperaturen über 800°C kommt es zu Korrosionseffekten an der Oberfläche der Glasfasern, wodurch die Bruchspannung deutlich herabgesetzt und damit die mechanische Lebensdauer des Sensors verringert wird. In Abbildung 4-18 sind Mikroskopaufnahmen einer SMF28 (Abbildung 4-18a) und einer LMA-Faser (Abbildung 4-18b) gezeigt. Beide Fasern wurden zuvor über 23 h bei 1200°C gelagert. Während sich bei der Standardfaser große Schuppen ablösen (rote Markierung), weist die Spezialfaser nur oberflächliche Versprödungen auf. Verglichen mit Standardfasern zeigen RFBG in LMA-Fasern somit eine höhere Temperaturstabilität bezüglich Einsatztemperatur, Langzeitdrift und Widerstand gegen Korrosion.

Trotz des größeren Durchmessers passen die LMA-Fasern noch in die für die Sensorherstellung verwendeten Kapillaren und versprechen somit eine Verbesserung der Sensoreigenschaften. Auf Grund der genannten Vorteile erfolgte die Erstellung und Einreichung einer Erfindungsmeldung bei der Hochschule für angewandte Wissenschaften München. Die Erfindung wurde von der Hochschule freigegeben und im Jahr 2019 als Gebrauchsmuster beim Patentamt München angemeldet.

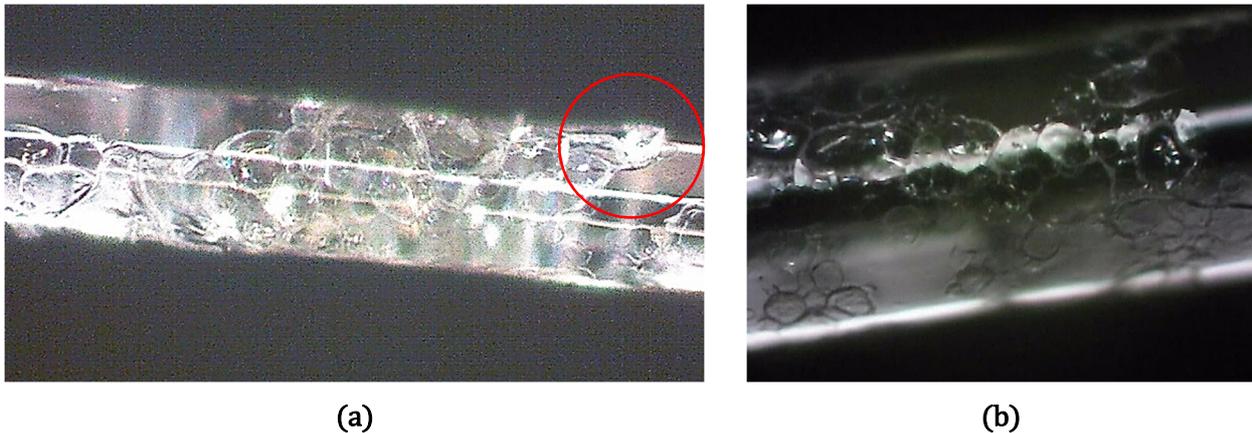


Abbildung 4-18: Mikroskopaufnahmen von je einer (a) SMF28-Faser [34] und (b) einer LMA-Faser [141] nach 23 Stunden bei 1200°C.

4.2.4 Universelle Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie für RFBG in SMF28-Fasern

Um eine möglichst hohe Genauigkeit bei der Temperaturmessung zu erzielen, ist eine Kalibrierung der faseroptischen Sensoren notwendig. RFBG-Endpunktsensoren können analog zu Thermoelementen entsprechend der Richtlinie DKD-5-3 [142] des deutschen Kalibrierdienstes (DKD) über die Vergleichsmethode kalibriert werden. Dabei befindet sich das zu kalibrierende RFBG zusammen mit einem Referenznormal in einem temperaturstabilisierten Ofen, während dieser mehrere Temperaturstufen anfährt. Nach dem Einschwingen der Temperatur beträgt die Messdauer bei jeder Stufe ca. zehn Minuten. Da die Temperatursensitivität von FBG-Sensoren über einen ausgedehnten Temperaturbereich nichtlinear verläuft, ergibt sich die Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie des RFBGs dann aus der Anpassung eines Polynoms an die experimentellen Daten von $\lambda_B(T)$ [56] (vgl. Abschnitt 2.2.3).

In Abbildung 4-19 sind exemplarisch die Kalibrierdaten eines einzelnen RFBGs in einer SMF28-Faser und einer Bragg-Wellenlänge von ca. 1548 nm bei Raumtemperatur dargestellt (60 Datenpunkte pro Temperaturstufe). Für den Temperaturbereich von 150°C bis 800°C (gefüllte Symbole) wurde dabei der Kalibrierofen Pegasus Plus1200 (Messaufbau siehe Abbildung 4-5) genutzt. Um einen zusätzlichen Messpunkt bei einer Referenztemperatur $T_R = 20,0^\circ\text{C}$ zu erhalten, kam ein Peltier-Ofen zum Einsatz [127]. Die entsprechenden Messwerte bei T_R sind in Abbildung 4-19 als offene Symbole gekennzeichnet.

Die Linie in Abbildung 4-19 ist ein an alle Kalibrierdaten von RFBG #1 angepasstes Polynom fünfter Ordnung und entspricht der Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie dieses RFBGs

$$\lambda_{B,\#1}(T) = \lambda_{B,\#1}(0) + A_{\#1} \cdot T + B_{\#1} \cdot T^2 + C_{\#1} \cdot T^3 + D_{\#1} \cdot T^4 + E_{\#1} \cdot T^5. \quad (4-8)$$

In (4-8) ist $\lambda_{B,\#1}(T)$ die Bragg-Wellenlänge von RFBG #1 bei einer Temperatur T in Grad Celsius, $A_{\#1}$ bis $E_{\#1}$ sind die individuellen Parameter des Polynoms (Werte siehe Abbildung 4-19) und dessen Achsenabschnitt $\lambda_{B,\#1}(0)$ repräsentiert die Bragg-Wellenlänge von RFBG #1 bei 0°C.

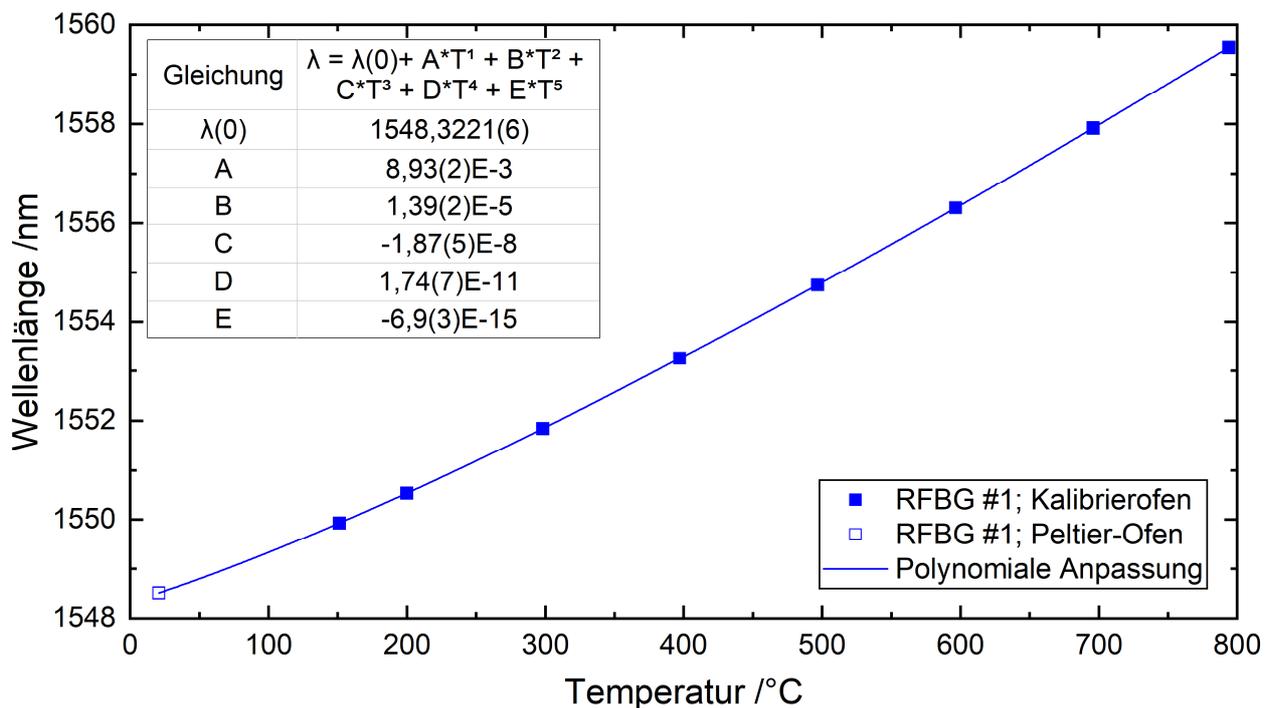


Abbildung 4-19: Kalibrierdaten (60 Messpunkte pro Temperaturstufe) des Endpunkt-Sensors RFBG #1. Die gefüllten Datenpunkte wurden im Kalibrierofen Pegasus Plus1200 gemessen, während die offenen Datenpunkte aus einer Messung bei Raumtemperatur T_R in einem Peltier-Ofen stammen. Die Linie ist eine Anpassung mit einem Polynom fünfter Ordnung an die Messdaten und entspricht der Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie von RFBG #1. [127]

Durch die Messung der Wellenlänge $\lambda_{B,\#1}(T)$ kann die korrespondierende Temperatur über Invertieren der Funktion (4-8) numerisch berechnet werden. Abbildung 4-20 zeigt die Abweichungen zwischen den aus der RFBG-Kennlinie berechneten Temperaturen und den Temperaturen der Referenznormalen. Die auftretenden statistischen Schwankungen von ca. $\pm 0,5$ K spiegeln die Unsicherheitsanteile des Ofens von 0,32 K (vgl. Abbildung 4-5) und der Wellenlängenbestimmung von 2 pm ($\sim 0,2$ K) wieder und sind deutlich geringer als die erweiterte Messunsicherheit des Referenzthermoelements von 2,5 K [125]. Solch geringe statistische Schwankungen sind bei der Detektion der Bragg-Wellenlänge von RFBG möglich, da sie im Unterschied zu fs-FBGs nicht polarisationsabhängig sind und die Spektren keine Mantelmoden aufweisen.

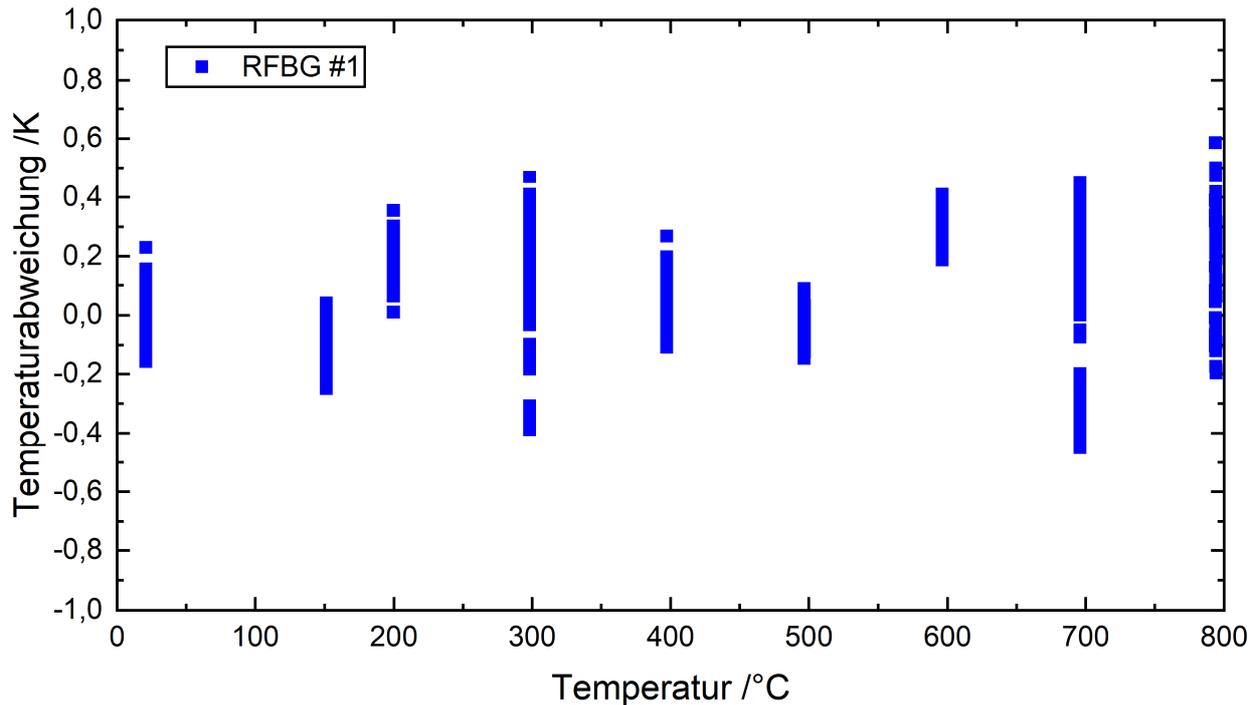


Abbildung 4-20: Temperaturabweichungen zwischen den aus der Kennlinie von RFBG #1 berechneten Werten und den Temperaturen der Referenznormalen.

Ein bekanntes Problem bei der Temperaturkalibrierung von ausgedehnten RFBG-Sensornetzwerken ist nun, dass im Regelfall keine Temperiervorrichtung mit ausreichend großem Kalibriervolumen verfügbar ist. Meist wird deshalb versucht, einzelne RFBG-Elemente zu kalibrieren und dann aus diesen Ergebnissen eine für die Messstellen der Sensornetzwerke repräsentative Kennlinie zu ermitteln (siehe Abschnitt 3.3). Eine ähnliche Vorgehensweise gibt es auch bei Thermoelementen, wo sich eine einfache Temperaturkennlinie ohne eigene Kalibrierung aus genormten Tabellen der Thermospannung des gewählten Materialpaars ergibt [7]. Eine solche universelle Kennlinie für RFBG-Sensoren mit einer ausreichenden Genauigkeit setzt allerdings eine hohe Reproduzierbarkeit bei der Gitterherstellung voraus. Dies wird durch den im Rahmen dieser Arbeit erforschten isothermen Herstellungsprozess für RFBG ermöglicht (vgl. Abschnitt 4.2). Um zu überprüfen, ob die Temperatur-Wellenlänge-Kennlinie auch für andere RFBG-Sensorelemente der gleichen Art repräsentativ ist, wurde die zuvor beschriebene Kalibrierung mit drei zusätzlichen RFBG-Sensorelementen wiederholt. Abbildung 4-21 zeigt die aus den Kalibrierdaten berechneten Wellenlängenänderungen

$$\Delta\lambda_{B,i}(T) = \lambda_{B,i}(T) - \lambda_{B,i}(T_R) \quad (4-9)$$

zwischen den bei einer bestimmten Kalibriertemperatur erhaltenen Wellenlängen $\Delta\lambda_{B,i}(T)$ und den beim Raumtemperaturreferenzpunkt gemessenen Wellenlängen $\Delta\lambda_{B,i}(T_R)$ der jeweiligen RFBGs ($i = \#1, \#2, \#3, \#4$) [127]. Dabei ist ersichtlich, dass alle vier RFBG eine ähnliche temperaturinduzierte Wellenlängenverschiebung aufweisen.

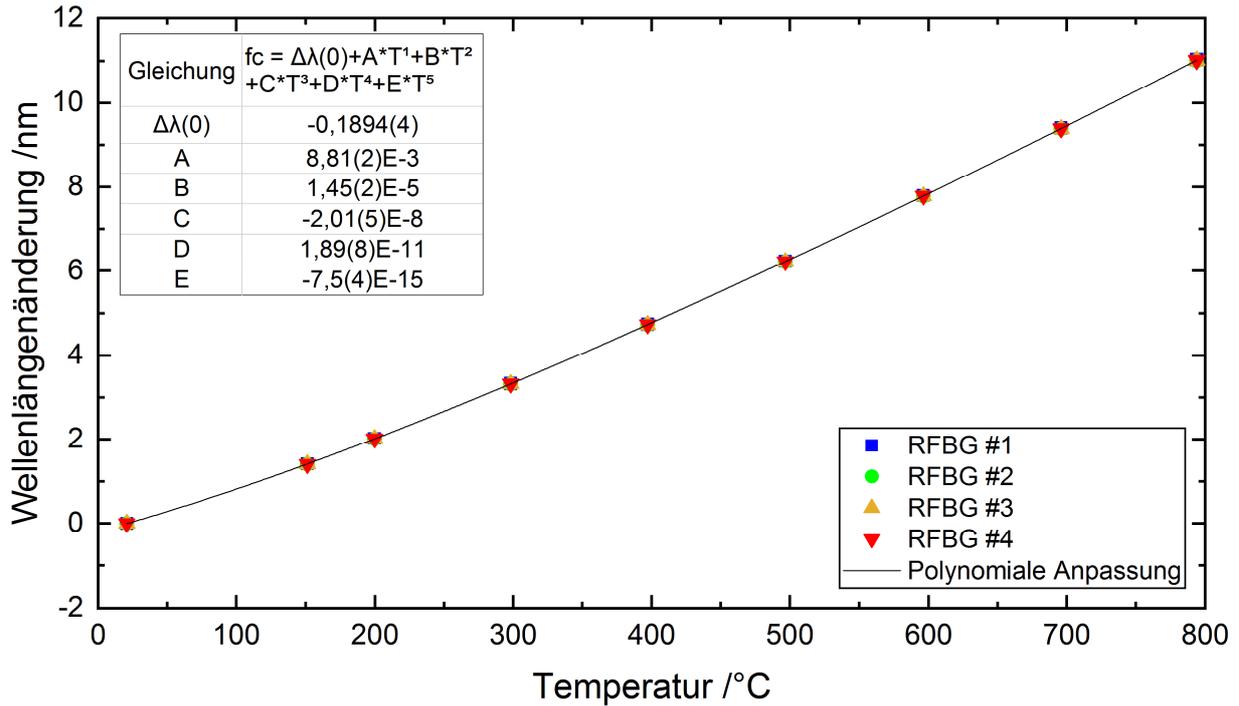


Abbildung 4-21: Kalibrierdaten von vier individuell mit denselben Parametern hergestellten RFBG-Elementen. Die temperaturinduzierten Wellenlängenverschiebungen bezogen auf die jeweiligen Werte bei der Referenztemperatur T_R sind als Funktion der Temperatur aufgetragen. Die Linie repräsentiert eine Anpassung mit einem Polynom fünfter Ordnung an alle Messdaten und entspricht einer universellen Kalibrierfunktion für identisch produzierte RFBG-Sensorelemente [127].

Die Linie in Abbildung 4-21 ist eine an die Kalibrierdaten aller vier RFBG angepasste Polynomfunktion

$$f_C(T) = \Delta\lambda_B(0) + A \cdot T + B \cdot T^2 + C \cdot T^3 + D \cdot T^4 + E \cdot T^5 \quad (4-10)$$

und entspricht einer universellen Kalibrierfunktion für diese Art von RFBG-Temperatursensoren [127]. Die Werte der nun allgemeinen Parameter $\Delta\lambda_B(0)$ und A bis E sind in Tabelle 4-3 aufgelistet. Hierbei gibt $\Delta\lambda_B(0)$ laut Formel (4-9) die generelle Wellenlängenverschiebung eines RFBGs zwischen 0°C und der Referenztemperatur $T_R = 20^\circ\text{C}$ an.

Tabelle 4-3: Parameter und Werte der universellen Kalibrierfunktion (4-10) [127].

$\Delta\lambda_B(0)$ /nm	A /nm \cdot $^\circ\text{C}^{-1}$	B /nm \cdot $^\circ\text{C}^{-2}$	C /nm \cdot $^\circ\text{C}^{-3}$	D /nm \cdot $^\circ\text{C}^{-4}$	E /nm \cdot $^\circ\text{C}^{-5}$
-0,189	$8,81 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-5}$	$-2,01 \cdot 10^{-8}$	$1,9 \cdot 10^{-11}$	$-7,5 \cdot 10^{-15}$

Die allgemeine Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie $\lambda_{B,i}(T)$ eines beliebigen RFBGs mit dem Index i ergibt sich über den Zusammenhang $f_C(T) = \Delta\lambda_{B,i}(T)$ durch Einsetzen von (4-10) in (4-9) und Umformen zu

$$\lambda_{B,i}(T) = \lambda_{B,i}(T_R) + \Delta\lambda_B(0) + A \cdot T + B \cdot T^2 + C \cdot T^3 + D \cdot T^4 + E \cdot T^5. \quad (4-11)$$

Alternativ kann in (4-11) der Term $\lambda_{B,i}(T_R) + \Delta\lambda_B(0)$ zur RFBG-Wellenlänge bei null Grad Celsius $\lambda_{B,i}(0)$ zusammengefasst werden, wodurch sich die universelle Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie auch als

$$\lambda_{B,i}(T) = \lambda_{B,i}(0) + A \cdot T + B \cdot T^2 + C \cdot T^3 + D \cdot T^4 + E \cdot T^5 \quad (4-12)$$

ausdrücken lässt [110]. Die Funktion (4-12) weist somit dieselbe Form auf, wie die individuelle Kennlinie in (4-8), nur mit den allgemeinen Parametern A bis E aus Tabelle 4-3. Mit den Referenzwellenlängen $\lambda_{B,i}(T_R)$ beziehungsweise $\lambda_{B,i}(0)$ ist in der universellen Kennlinie nun nur noch ein charakteristischer Parameter vorhanden. Um (4-11) oder (4-12) auf ein nichtkalibriertes RFBG zu übertragen, muss somit dessen Bragg-Wellenlänge $\lambda_{B,i}(T_R)$ bei $T_R = 20^\circ\text{C}$ oder $T_R = 0^\circ\text{C}$ gemessen werden [127].

Abbildung 4-22 stellt die Abweichungen zwischen den über die universelle RFBG-Kennlinie berechneten Temperaturen der vier RFBG aus Abbildung 4-21 und den entsprechenden Temperaturen der Referenznormalen dar. Die maximalen Messabweichungen betragen im gesamten Messbereich von 20°C bis 800°C mit $\pm 1,5$ K zwar etwas höhere Werte als bei einer Einzelkalibrierung (vgl. Abbildung 4-20), liegen aber immer noch innerhalb der Unsicherheit der Referenznormalen von 2,5 K. Messdaten aus der Rekalibrierung eines RFBG-Einzelements zeigen überdies, dass sich nach vier Monaten bei 450°C die Wellenlängen durch eine Temperaturdrift zwar verschieben, aber die Form der Kennlinie nicht verändert [127]. Für die Rekalibrierung reicht somit wie bei der Erstkalibrierung die Bestimmung der Bragg-Wellenlängen bei der Referenztemperatur.

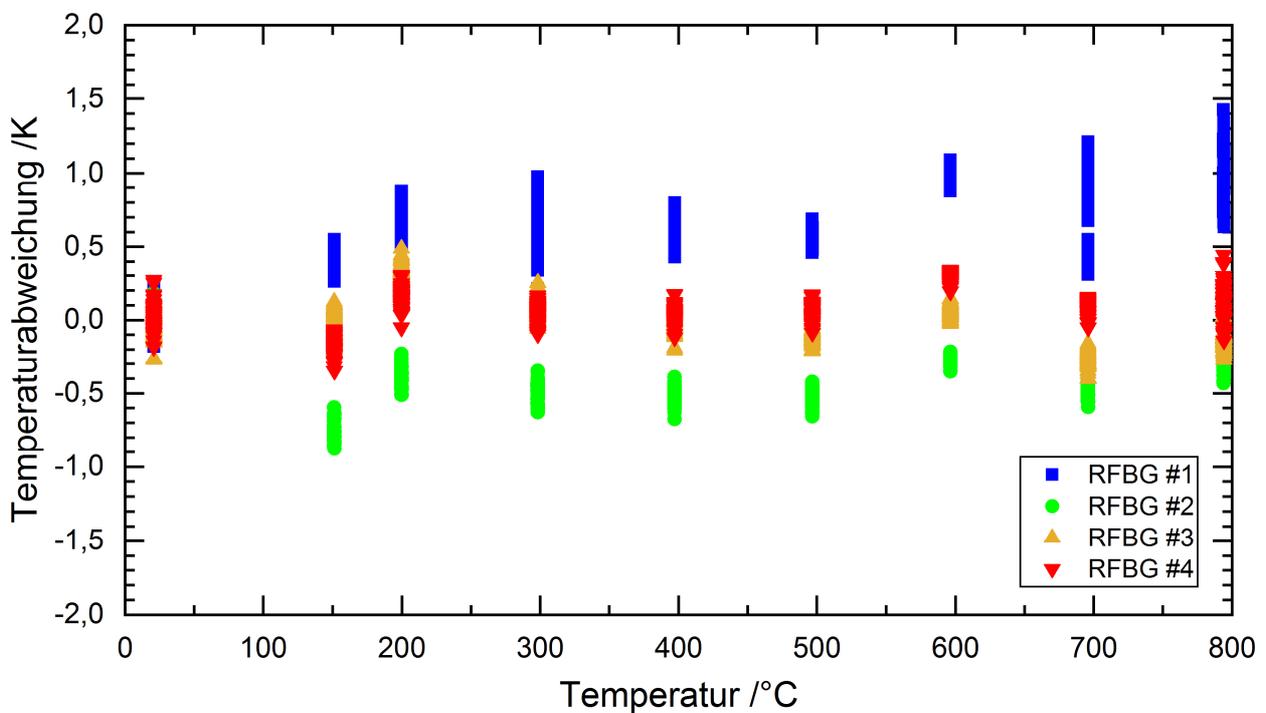


Abbildung 4-22: Temperaturabweichungen zwischen den über die universelle Kennlinie berechneten Temperaturen der vier RFBG und den Temperaturen der Referenznormalen aus Abbildung 4-21.

4.3 Aufbautechnik für RFBG-Sensornetzwerke

4.3.1 Dehnungsfreie Lagerung in Schutzkapillaren

Um die RFBG-Sensornetzwerke vor korrosiven Umgebungsbedingungen und mechanischer Belastung zu schützen, kommen meist dünne Stahlrohre (Kapillaren) mit Durchmessern von ~ 1 mm zum Einsatz. Bei der dehnungsfreien Lagerung (engl. Loose Tube Design) wird die Sensorfaser lose in der Kapillare installiert, wie in Abbildung 4-23 skizziert. Lediglich am Ende der Schutzumhausung ist die Faser fixiert, um ein Verrutschen der Messpunkte zu verhindern. Ein solcher dehnungsfreier Aufbau funktioniert allerdings nur, solange sich die Messstellen innerhalb der Glasfaser über Längen von typischerweise maximal zwei Meter erstrecken und die Verlegung gerade ausgeführt wird (siehe Abbildung 4-23), so dass keine äußeren Dehnungseinflüsse die Temperaturmessung verfälschen. Zu beachten ist außerdem, dass sich bei Kapillaren mit großer Wandstärke die thermische Masse erhöht, was zu einer langsameren Ansprechzeit des Sensors führt [143]. Trotz des prinzipiell simplen Aufbaus ist beim Loose Tube Design die Materialauswahl der Komponenten entscheidend für die Funktionalität der Sensornetzwerks. Wichtige Materialparameter der Kapillaren sind neben dem Werkstoff die Rauheit der Innenfläche und die Widerstandsfähigkeit gegen plastische Verformung. Bei den Klebern ist darauf zu achten, dass diese nicht korrosiv auf die Faser wirken. Werden Adhäsive in den heißen Bereichen eingesetzt, muss auch deren thermischer Ausdehnungskoeffizient berücksichtigt werden. Ist dieser zu verschieden vom entsprechenden Wert der Faser, treten bei der Erwärmung Spannungen zwischen Kleber und Faser auf, wodurch die Faser reißen kann.

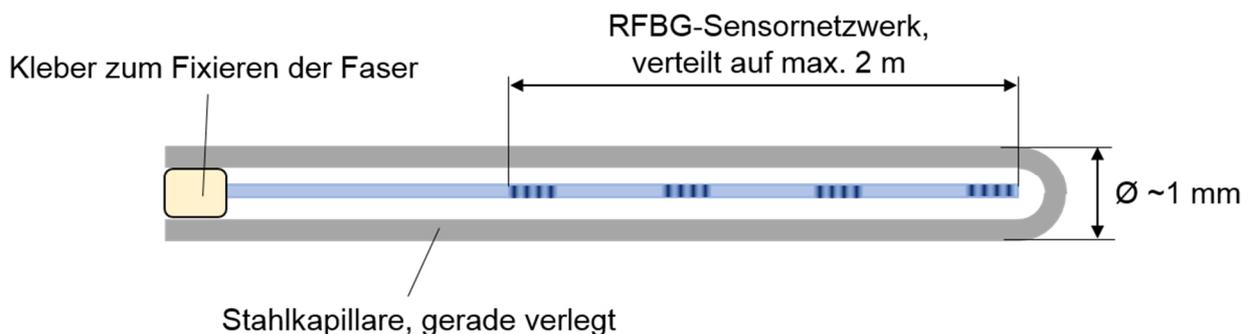


Abbildung 4-23: Prinzipskizze des dehnungsfreien Aufbaus eines RFBG-Sensornetzwerks in einer Stahlkapillare.

Abbildung 4-24 zeigt den funktionsfähigen Prototypen eines 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerks, welcher auf der Lasermesse World of Photonics 2017 in München vorgestellt wurde. Am Eingang der Kapillare befindet sich ein Schutzschlauch, um die Faser vor einem Kabelbruch in Folge eines zu kleinen Biegeradius zu schützen.

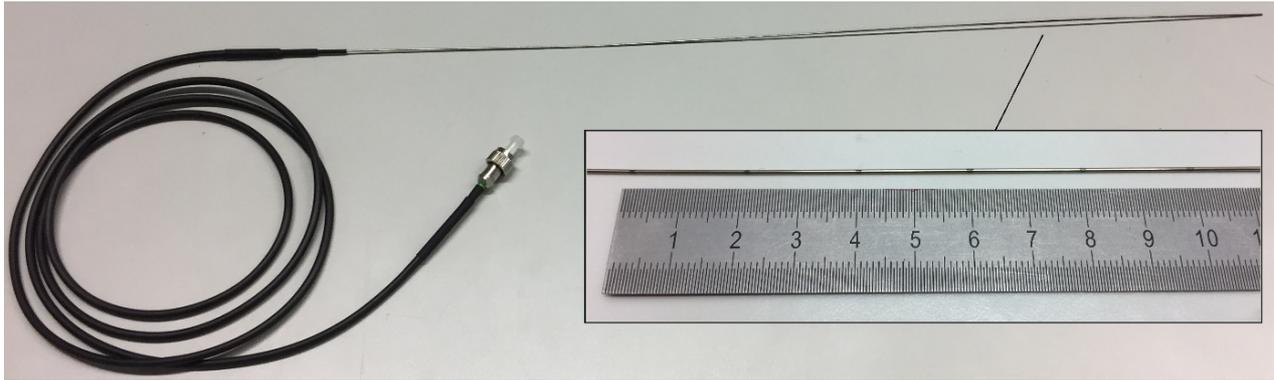


Abbildung 4-24: Prototyp eines 6-Punkt RFBG-Arrays mit einem Messpunktabstand von 20 mm.

Beim Aufbau von gehausten RFBG-Sensoren muss die Acrylatbeschichtung (Coating) der Faser entfernt werden, um die Reibung zwischen Faser und Kapillare so gering wie möglich zu halten. Einerseits weil der Reibungskoeffizient von Kunststoff auf Stahl höher ist als der von Glas auf Stahl [107], andererseits weil die Beschichtung bei Temperaturen über 200°C verbrennt und die Rückstände zu einem Verkleben der Faser mit der Kapillare führen [107]. Um dabei die mechanische Integrität der Glasfaser so gut wie möglich zu bewahren, ist es von hoher Bedeutung, die Bildung von Rissen beim Entfernen der Kunststoffschicht auf der Faser zu vermeiden. Das Standardverfahren ist hierbei, die Beschichtung mit einem sogenannten Stripper mit Metallklingen abzukratzen. Dabei entstehen jedoch Mikrorisse in der Faseroberfläche, welche später die Angriffspunkte für Korrosion bilden [35] (siehe Abschnitt 2.1.3). Ebenso ist die Verwendung von Metall-Strippern in der Praxis auf Faserlängen unter einem Meter beschränkt, da sich Reste der Beschichtung vor den Klingen ansammeln und die Durchführung verstopfen, was bei weiterer Krafteinwirkung zum Abreißen der Fasern führt [144]. Deshalb war es notwendig, ein spezielles Verfahren zu erforschen, um das Coating möglichst schonend zu entfernen.

Als besonders geeignet erweist sich hier ein chemisches Verfahren auf Basis von Aceton. Aceton wird zur Herstellung von Polymeren wie Acrylaten genutzt und besitzt die Eigenschaft, diese auch zu lösen. Es zeigte sich, dass bereits eine Einwirkzeit von zehn Minuten in Aceton ausreicht, um das Coating von den Fasern zu lösen. In einem speziellen Aufbau kann dieses Verfahren angewendet werden, um auch die Beschichtung von Fasersegmenten mit mehreren Metern Länge zu entfernen [144]. Der Vergleich von mechanisch und chemisch entcoateten Glasfasern nach einem für die Regeneration typischen Temperprozess bei 800°C über drei Tage ist in Abbildung 4-25 gezeigt. Die mechanisch entcoatete Faser weist dabei deutlich mehr Beschädigungen an der Oberfläche auf (Abbildung 4-25a) als die chemisch mit Aceton entcoatete Faser (Abbildung 4-25b).

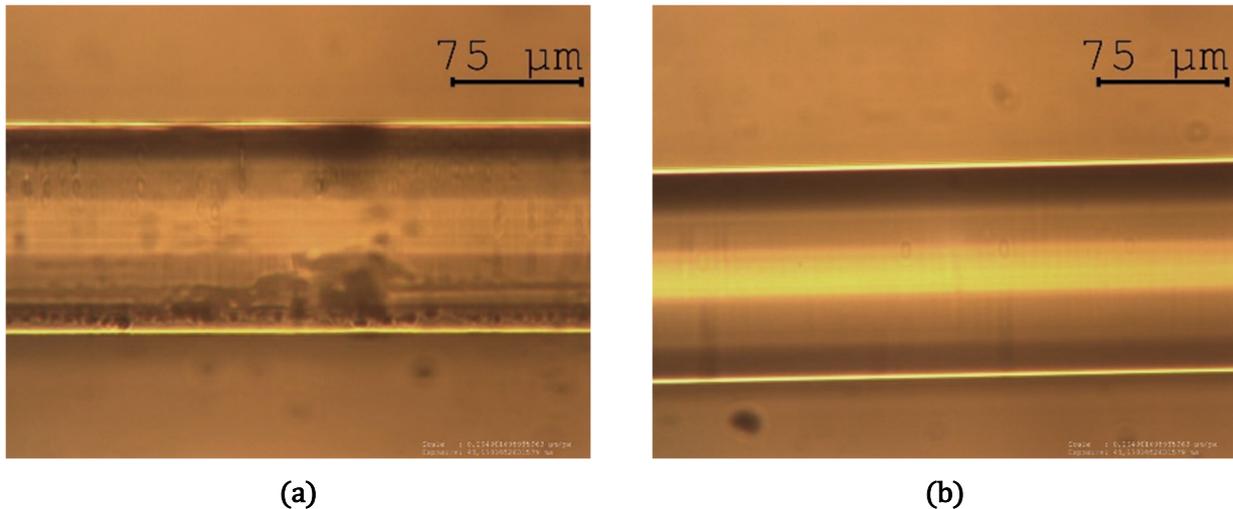


Abbildung 4-25: Vergleich von Faseroberflächen nach drei Tagen bei 800°C. Die Kunststoffbeschichtung wurde zuvor bei (a) mechanisch mittels Metall-Stripper und bei (b) chemisch mit Aceton entfernt. [144]

4.3.2 Kraft-Temperatur-Entkopplung mit RFBG-Tandems

Der dehnungsfreie Aufbau für FBG-Sensornetzwerke in Stahlkapillaren ist einfach und robust und damit für die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Anwendungen sehr gut geeignet. Übersteigt die Messstrecke die Maximallänge von ca. 2 m oder muss die Messleitung entlang eines Radius gelegt werden, bedarf es eines Messkonzepts zur Kraft-Temperatur-Entkopplung des Sensorsignals. Mögliche Anwendungen könnten beispielsweise die Messung der Temperaturverteilung in einem bis zu zehn Meter langen Rohrbündelreaktor oder die Messung der azimuthalen Temperaturverteilung entlang der Innenwand des Abgastrakts in Gasturbinen sein. Durch eine Kraft-Temperatur-Entkopplung können an einer FBG-Messstelle gleichzeitig der Dehnungszustand der Faser und die Temperatur erfasst werden. Dies erlaubt bei solchen Situationen mit nicht vollständig dehnungsentkoppeltem Aufbau das Korrigieren von Dehnungseinflüssen auf das FBG und somit eine fehlerfreie Temperaturmessung.

Das nachfolgend vorgestellte Messprinzip basiert auf einem RFBG-Tandem [121], also der Verwendung von zwei RFBG in aneinander gespleißten Fasern mit unterschiedlichen Durchmessern (siehe Abbildung 4-26). An der Verbindungsstelle der Fasern befindet sich jeweils ein RFBG in LMA-Fasern (LIEKKI Passive-12/125 und LIEKKI Passive-12/250, nLight Inc., Vancouver, WA, USA) mit Durchmessern von 125 µm (RFBG 1) und 250 µm (RFBG 2). Die benachbarten Gitter haben dabei eine unterschiedliche Gitterperiode und somit unterschiedliche Bragg-Wellenlängen [145]. Während die Temperaturempfindlichkeit beider RFBG des Tandems nahezu gleich ist, ergeben sich bei axialer Krafteinwirkung auf Grund der verschiedenen Durchmesser auch unterschiedliche Spannungen und somit Dehnungen, wodurch sich der Abstand der Bragg-Wellenlängen der beiden RFBG zueinander ändert. Die von Hopf entwickelte iterative Berechnungsmethode erlaubt dabei, die Temperaturabhängigkeit der Kraftempfindlichkeit und die nichtlineare Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie der RFBG zu berücksichtigen [49,122].

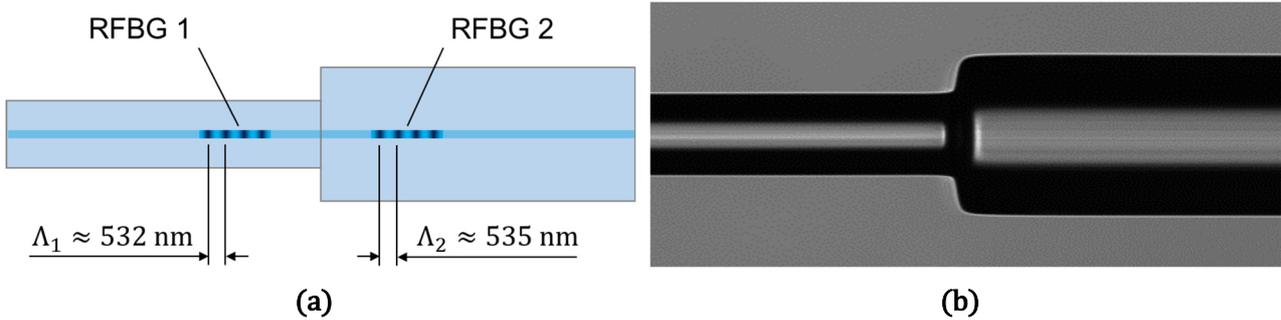


Abbildung 4-26: (a) Prinzipskizze eines RFBG-Tandems. Zwei Fasern mit unterschiedlichem Durchmesser sind aneinander gespleißt. Möglichst nahe an der Verbindungsstelle befinden sich zwei RFBG mit verschiedenen Gitterperioden. (b) Mikroskopaufnahme der Spleißverbindung des RFBG-Tandems. [145]

Für die Messung befindet sich das Tandem entsprechend Abbildung 4-27 zusammen mit einem kalibrierten Typ-K Thermoelement mit einer erweiterten Messunsicherheit von 2,5 K (Referenz-TE, TC Mess- und Regeltechnik GmbH, Mönchengladbach, Deutschland) in einem Rohrfen (ThermConcept GmbH, Bremen, Deutschland) und regenerierte zunächst ohne zusätzliche Gewichte isotherm bei 800°C. Bei der anschließenden Messung wurden bei Temperaturen von Raumtemperatur bis 700°C schrittweise Gewichte an das Faserende außerhalb des Ofens gehängt, wobei Gewichtskräfte von bis zu 0,7 N auftraten [145].

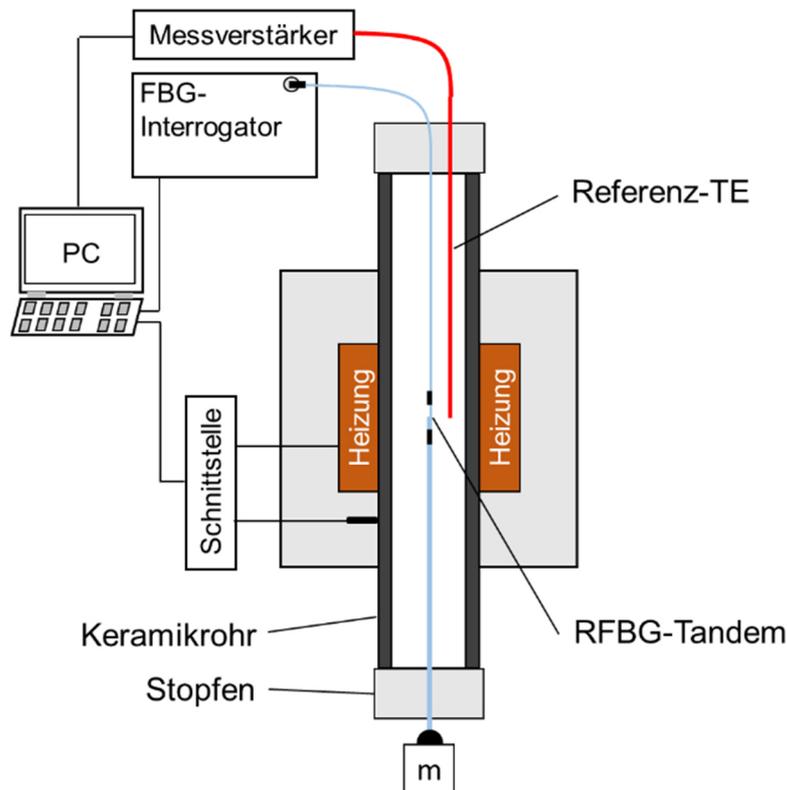


Abbildung 4-27: Messaufbau für den Test des Tandem-Prinzips mit RFBG. Während den Messungen wurde das Tandem mit zusätzlichen Gewichtskräften von 0 - 0,7 N belastet.

Aus den spannungsinduzierten Wellenlängenverschiebungen, dargestellt in Abbildung 4-28, ergeben sich die Kraftempfindlichkeiten aus der Steigung einer Regressionsgeraden an die Messdaten der jeweiligen Temperaturstufe (Strichlinien in Abbildung 4-28a, b). Abbildung 4-29a zeigt den Verlauf der berechneten Kraftempfindlichkeiten von RFBG 1 und RFBG 2 in Abhängigkeit der Temperatur. Die Kraftempfindlichkeiten $K_{F,1/2}$ aus Abbildung 4-29a weisen in erster Näherung eine lineare Abhängigkeit von der Temperatur T auf und ergeben sich aus den Regressionsgeraden an die Messdaten zu

$$K_{F,1}(T) = 1,302 \frac{\text{nm}}{\text{N}} - 8,7 \cdot 10^{-5} \frac{\text{nm}}{\text{N} \cdot ^\circ\text{C}} \cdot T \quad (4-13)$$

und

$$K_{F,2}(T) = 0,333 \frac{\text{nm}}{\text{N}} - 2,3 \cdot 10^{-5} \frac{\text{nm}}{\text{N} \cdot ^\circ\text{C}} \cdot T. \quad (4-14)$$

Beim Vergleich der beiden Ausdrücke (4-13) und (4-14) fällt auf, dass RFBG 2 nur ein Viertel der Kraftsensitivität von RFBG 1 besitzt. Dies liegt an dem doppelten Faserdurchmesser, wodurch sich die Querschnittsfläche vervierfacht und damit bei gleicher Krafteinwirkung nur ein Viertel der Spannung vorherrscht. Die Temperaturkennlinien der beiden Sensoren wurden später im Kalibrierofen gemessen und sind in Abbildung 4-29b dargestellt. Aus der Anpassung eines Polynoms fünfter Ordnung an die Wellenlängen-Temperatur-Daten $\lambda_{B,1/2}(T)$ ergeben sich die Temperaturempfindlichkeiten des RFBG-Tandems entsprechend der Funktion

$$K_{T,1/2}(T) = \frac{\lambda_{B,1/2}(T) - \lambda_{B,1/2}(0)}{T} = (A + B \cdot T + C \cdot T^2 + D \cdot T^3 + E \cdot T^4) \quad (4-15)$$

mit den in Tabelle 4-4 aufgelisteten Parametern.

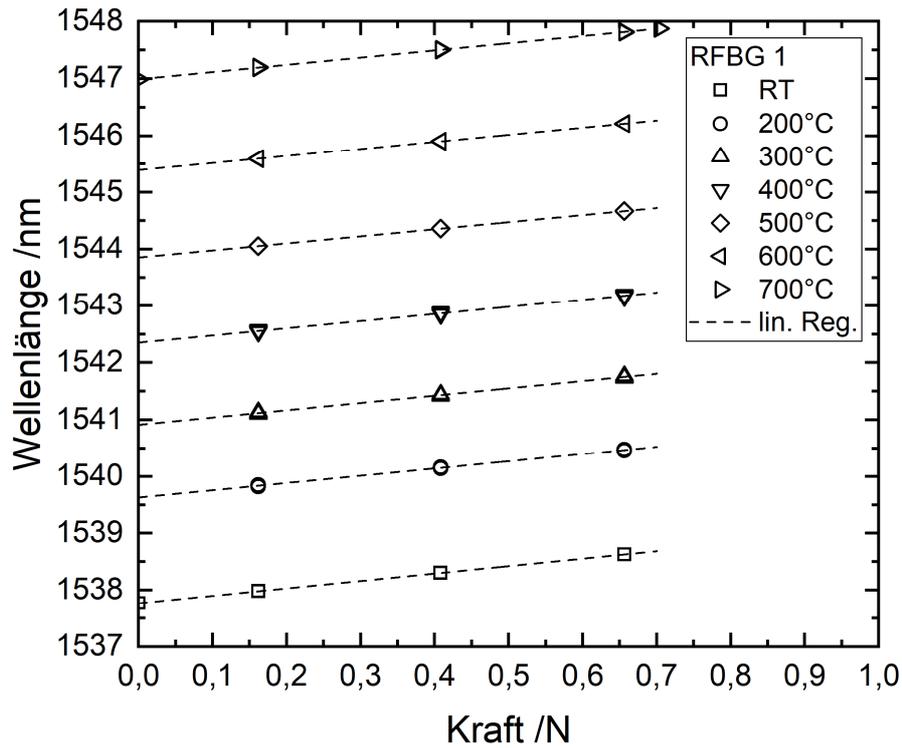
Tabelle 4-4: Werte der Parameter in der Temperaturempfindlichkeit von RFBG 1 und RFBG 2.

	$A / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	$B / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-2}$	$C / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-3}$	$D / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-4}$	$E / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-5}$
RFBG 1	$9,42 \cdot 10^{-3}$	$9,06 \cdot 10^{-6}$	$-6,3 \cdot 10^{-9}$	$3,2 \cdot 10^{-12}$	$-1,0 \cdot 10^{-15}$
RFBG 2	$9,14 \cdot 10^{-3}$	$1,06 \cdot 10^{-5}$	$-9,2 \cdot 10^{-9}$	$6,3 \cdot 10^{-12}$	$-2,4 \cdot 10^{-15}$

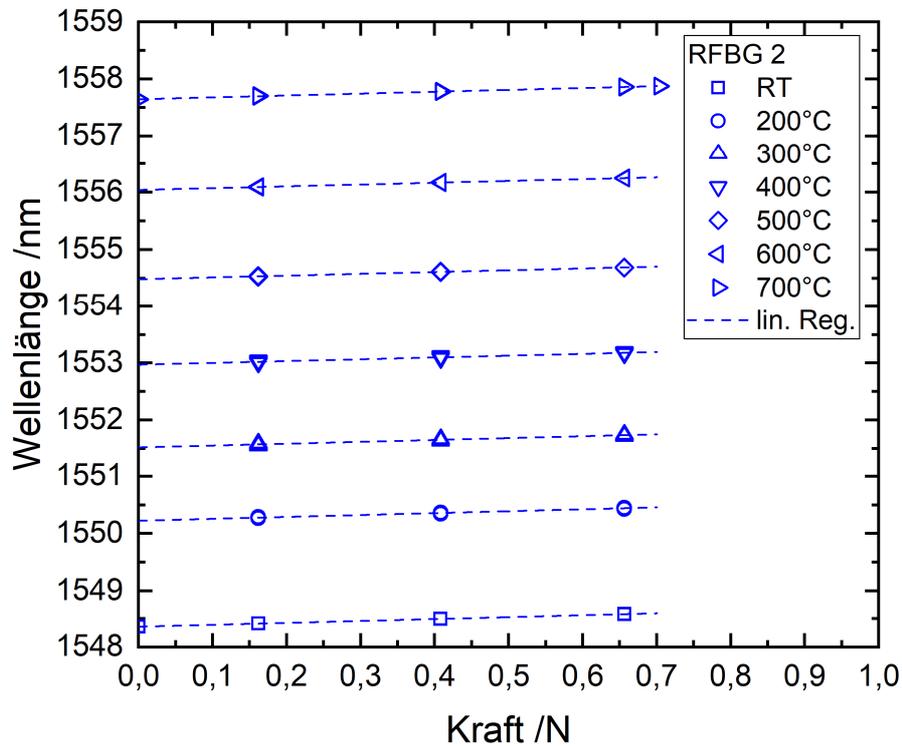
Die Auswertung erfolgte dann analog zu [49] mittels einer 2x2-Matrix und der iterativen Berechnungsmethode. Ausgangspunkt ist der lineare Ansatz aus Abschnitt 2.2.4 mit der Temperatur T_i , in welchem zunächst für $i = 0$ die konstanten Empfindlichkeitswerte aus (4-13), (4-14) und (4-15) bei der Referenztemperatur $T_0 = 0^\circ\text{C}$ eingesetzt werden.

$$\begin{pmatrix} F_{i+1} \\ T_{i+1} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{F,1}(T_i) & K_{T,1}(T_i) \\ K_{F,2}(T_i) & K_{T,2}(T_i) \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{pmatrix} \Delta\lambda_{B,1} \\ \Delta\lambda_{B,2} \end{pmatrix} \quad (4-16)$$

Dies hat den Vorteil, dass nicht mit Änderungen der beiden Größen Kraft und Temperatur gerechnet werden muss, sondern die Absolutwerte direkt über (4-16) ausgegeben werden.

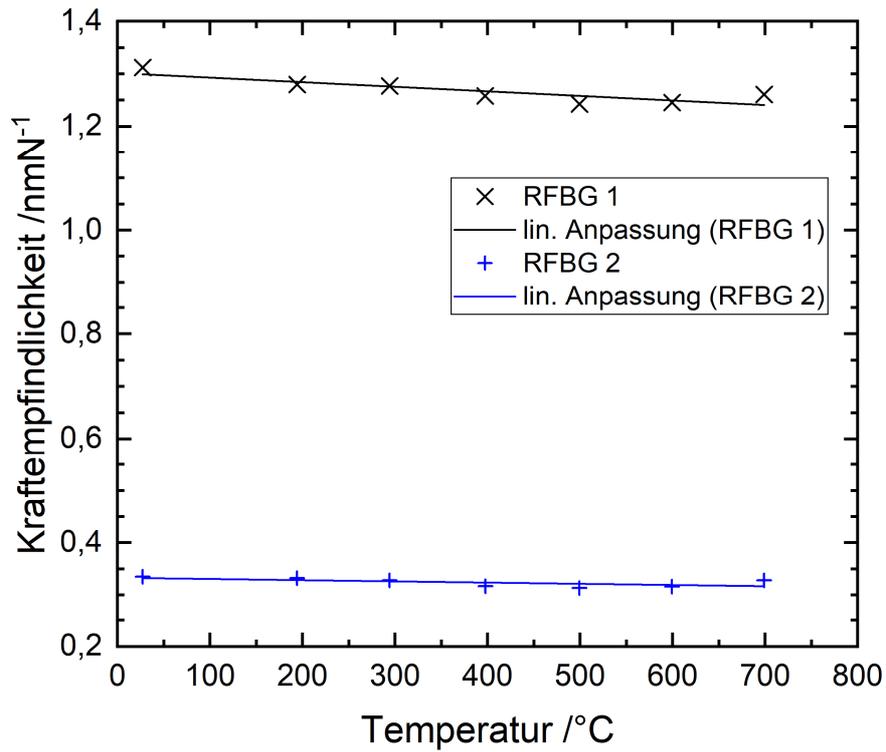


(a)

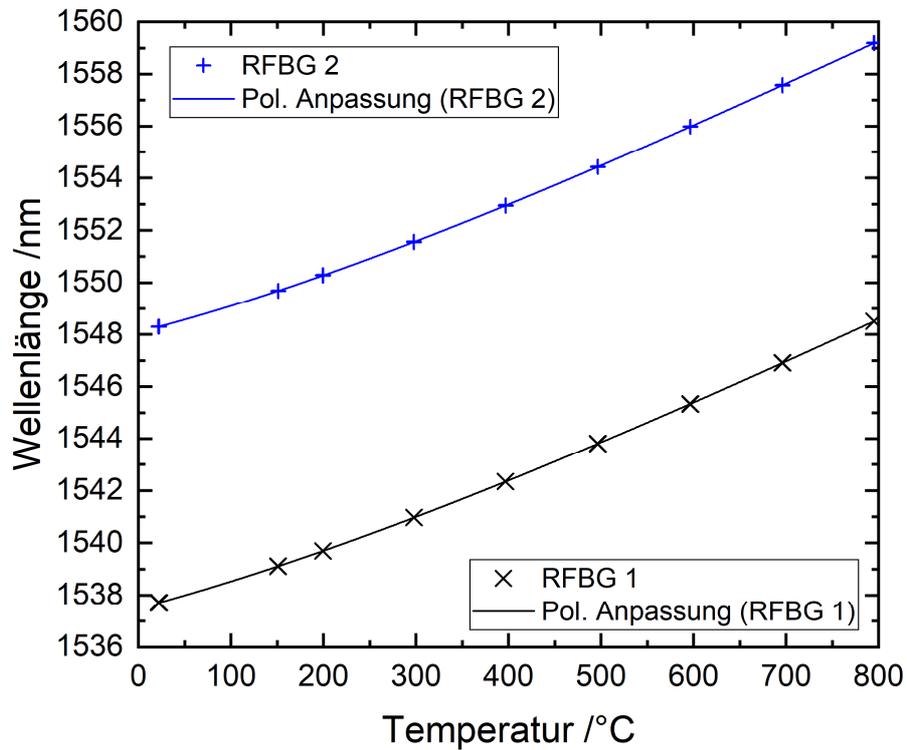


(b)

Abbildung 4-28: Verläufe der Bragg-Wellenlängen während der Belastung des RFBG-Tandems mit Gewichtskräften von 0 – 0,7 N bei den unterschiedlichen Temperaturstufen. **(a)** RFBG 1 in der LMA125-Faser. **(b)** RFBG 2 in der LMA250-Faser.



(a)



(b)

Abbildung 4-29: (a) Kraftempfindlichkeiten von RFBG 1 und RFBG 2 in Abhängigkeit der Temperatur. (b) Temperaturkennlinien der beiden RFBG.

Liegen nun Wellenlängenverschiebungen der beiden RFBG vor, ergibt die Lösung von (4-16) eine erste Approximation T_1 und F_1 der beiden Eingangsgrößen Temperatur und Kraft. Mit T_1 können nun die entsprechenden Empfindlichkeiten aus (4-13), (4-14) und (4-15) berechnet und in (4-16) eingesetzt werden. Durch weitere Wiederholungen der Rechenoperation nähern sich T_{i+1} und F_{i+1} immer mehr den tatsächlichen Werten an. Ein Abbruch der Iteration kann schließlich erfolgen, wenn sich die Ergebnisse nicht mehr nennenswert ändern [49,122]. In Abbildung 4-30 sind die Abweichungen der nach sechs Iterationen erhaltenen Temperaturmesswerte des RFBG-Tandems zu den Referenzwerten aufgetragen. Im gesamten Messbereich von RT – 700°C weichen die mit dem RFBG-Tandem gemessenen Temperaturen trotz wechselnder Belastung um maximal –1 K bis 2 K von den Referenzwerten ab. Der RMS-Wert (engl. Root Mean Square) aller Messabweichungen beträgt sogar nur 0,98 K. Dies ist deutlich geringer als in [121], wo ein RFBG-Tandem ohne die iterative Auswertemethode nur eine Messunsicherheit von 5,83 K erreicht. Das unterstreicht die Bedeutung des iterativen Verfahrens für die Installation von Sensornetzwerken, da diese nicht kräftefrei aufgebaut sein müssen und Längen von mehr als zwei Metern abdecken oder sogar flexibel in gekrümmten Leitungen verlegt werden können. Dies erlaubt zukünftig eine weitere Verringerung der Sensordurchmesser bei gleichbleibender Messunsicherheit.

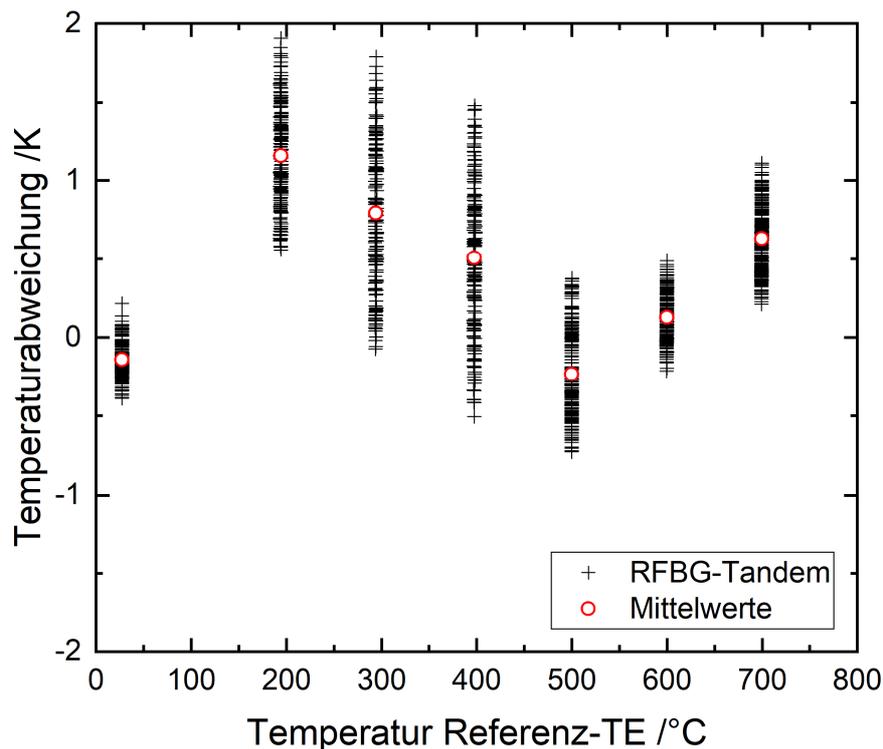


Abbildung 4-30: Abweichungen der Temperaturmesswerte des RFBG Tandems zu den Temperaturmesswerten eines kalibrierten Thermoelements (Referenz-TE).

Kapitel 5

Messung der axialen Temperaturverteilung in einem Testreaktor

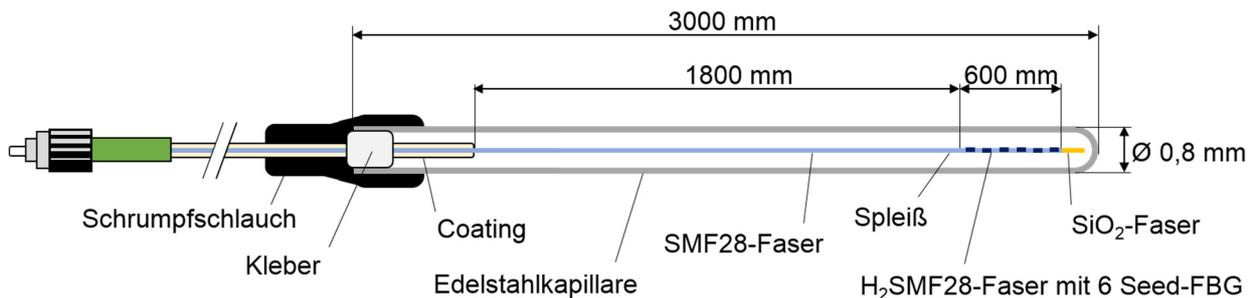
5.1 Herstellung der RFBG-Sensornetzwerke

5.1.1 Aufbau der Sensoren

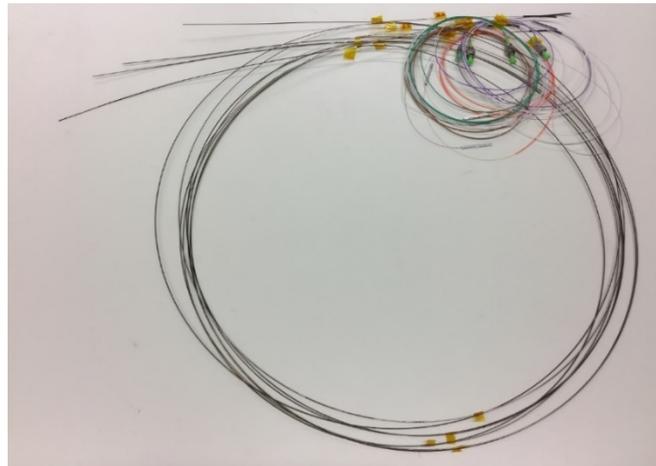
Um die Eignung faseroptischer Multipunkt-Sensoren auf Basis von RFBG für die Messung von ausgedehnten axialen Temperaturprofilen in Rohrreaktoren über längere Einsatzzeiträume nachzuweisen, kamen die RFBG-Sensornetzwerke in einem Testreaktor von MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors in Deggendorf, zum Einsatz. Abbildung 5-1a zeigt eine schematische Darstellung der dafür hergestellten RFBG-Sensornetzwerke. In einer 600 mm langen, H₂-beladenen SMF28-Faser befinden sich hintereinander sechs Seed-FBG in gleichmäßigen Abständen von ca. 100 mm. Hierbei ist die Anzahl an Gittern durch die verfügbare Anzahl an Phasenmasken begrenzt. Die Seed-FBG weisen jeweils eine Länge von 2,6 mm auf und die Bragg-Wellenlängen reichen von 1533 nm bis 1558 nm (FBG #1 bis #6). Die spektralen Abstände der Bragg-Wellenlängen betragen bewusst etwa 5 nm, um durch eventuelle Temperaturgradienten zwischen den RFBG-Elementen bedingte spektrale Überlappungen zu vermeiden. Am Ende der Sensorfaser ist ein kurzes Stück kernlose SiO₂-Faser gespleißt, um störende Interferenzeffekte durch rückreflektiertes Licht vom hinteren Ende der Faser zu vermeiden. Vor der Sensorfaser befindet sich eine SMF28-Faser mit einem 1800 mm langen entcoateten Fasersegment. In den entsprechenden Bereichen wurde die Acrylatbeschichtung chemisch entfernt, da diese bei den auftretenden Temperaturen unkontrolliert verbrennen und damit die Funktionalität der Sensoren beeinflussen kann (siehe Abschnitt 4.3.1).

Um die entcoatete Faser vor mechanischer Degradierung zu schützen, ist eine Schutzumhausung notwendig. Da bei der senkrechten Anwendung und dem vom Sensornetzwerk abgedeckten Bereich von einem halben Meter nicht mit Reibung und dadurch

übertragenen externen Dehnungen auf die Faser zu rechnen war, erfolgte der Sensoraufbau entsprechend des Loose Tube Designs. Dabei befindet sich das FBG-Sensornetzwerk lose in einer Edelstahlkapillare mit einem Außendurchmesser von 0,8 mm und etwa drei Metern Länge. Vor dem Austritt der Faser ist diese durch eine Klebung an der Kapillare befestigt. Dies verhindert, dass Faser und Kapillare zueinander verrutschen können und sich dadurch die Messpositionen ändern. Zusätzlich schützt ein Stück Schrumpfschlauch die Faser vor zu kleinen Biegeradien am Eingang der Kapillare (Abbildung 5-1a). Am anderen Ende ist die Stahlkapillare verschweißt. Für den Einsatz im Testreaktor wurden vier FBG-Arrays (Bezeichnungen A1, A2, A3 und A4) hergestellt [53].



(a)



(b)

Abbildung 5-1: (a) Schematischer Aufbau eines von vier identisch gefertigten Sensornetzwerken mit jeweils sechs Seed-FBG [53]. (b) Foto der vier fertig montierten Sensornetzwerke für den Einsatz im Testreaktor.

5.1.2 Regenerieren der Seed-FBG

Um aus den Seed-FBG die hochtemperaturstabilen RFBG zu erzeugen, kam das neu entwickelte isotherme Regenerationsprofil (siehe Abschnitt 4.2) zum Einsatz. Dafür wurden die FBG-Sensornetzwerke entsprechend Abbildung 5-2a in einen Hochtemperatur-Rohrfen ROS 20-250-12 (ThermConcept GmbH, Bremen, Deutschland) gehängt. Der Ofen besteht aus einem 500 mm langen Keramikrohr mit einem Innendurchmesser von 20 mm, elektrischen Heizungen und Isolierung. An beiden Enden des Rohrs sind Keramikstopfen angebracht, um Temperaturschwankungen durch Luftzirkulationen zu verhindern. Entlang schmaler Nuten in

den Stopfen können die vier RFBG-Arrays in den Ofen geführt werden. In dieser Konfiguration stellt sich im Rohrofen für einen Sollwert von 800°C die in Abbildung 5-2b dargestellte vertikale Temperaturverteilung ein. Auf Grund der Länge der Sensornetzwerke erfolgt das Regenerieren der FBG-Elemente nacheinander. Im ersten Schritt werden wie in Abbildung 5-2a gezeigt, die jeweils oberen zwei Seed-FBG (#5 und #6) der Arrays 300 mm bzw. 200 mm in den Ofen eingetaucht. Die entsprechenden Temperaturen betragen 765°C bzw. 790°C (Abbildung 5-2b). Nach dem Regenerieren der oberen zwei Gitter werden die Sensornetzwerke angehoben, so dass nun die mittleren beiden Seed-FBG (#3 und #4) die Positionen 300 mm und 200 mm einnehmen und regenerieren können. Dieser Schritt erfolgt auch für die übrigen beiden FBG-Elemente der Arrays, so dass alle hergestellten RFBG-Sensoren einen Temperprozess bei 765°C bis 790°C über ca. 40 h erfahren [53].

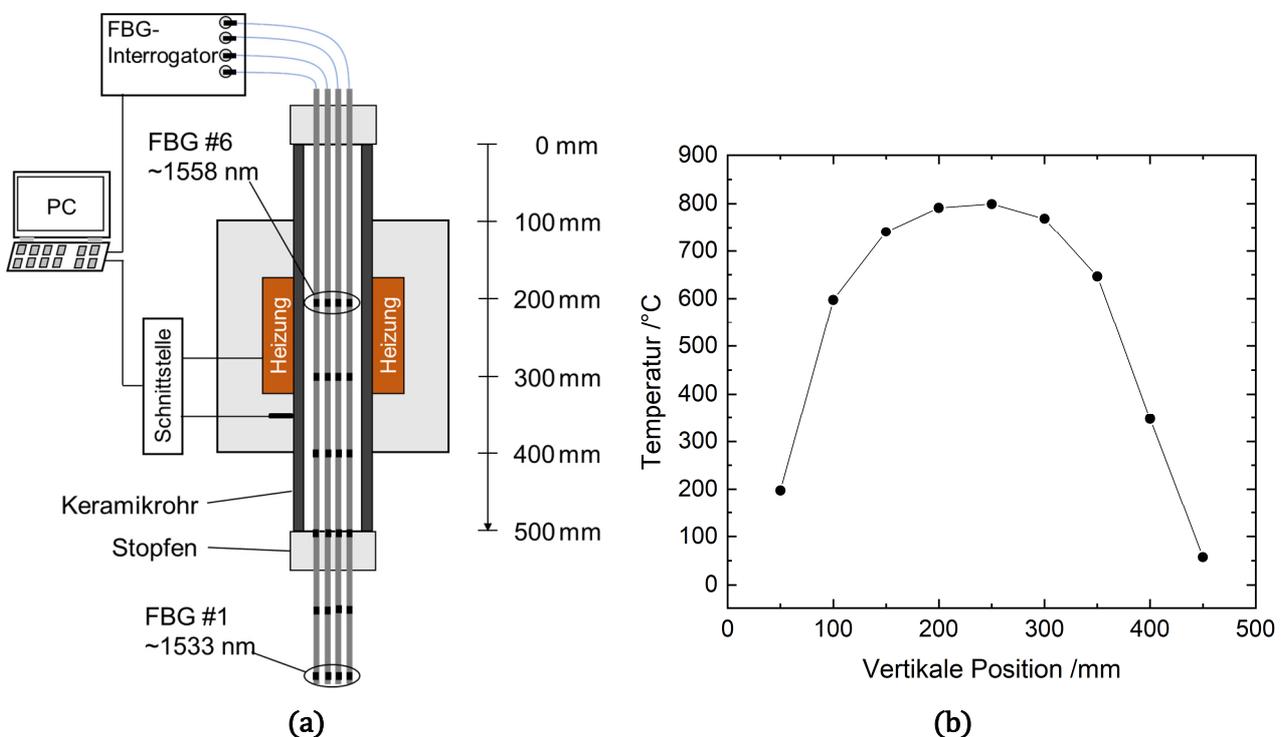


Abbildung 5-2: (a) Schematischer Aufbau zum Regenerieren der RFBG-Sensornetzwerke in einem Hochtemperatur-Rohrofen. (b) Vertikale Temperaturverteilung im Innern des Rohrofens bei einem eingestellten Sollwert von 800°C . Die vertikale Position entspricht der Eintauchtiefe gemessen von der oberen Kante des Keramikrohrs. [53]

Zur Überwachung des Regenerationsprozesses misst ein sm125 FBG-Interrogator (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) die Reflexionsspektren der RFBG-Sensornetzwerke. Abbildung 5-3 zeigt exemplarisch den zeitlichen Verlauf der reflektierten Maximalleistung von RFBG #6 (1558 nm) während des Temperprozesses. Anfangs weist die reflektierte Leistung den typischen thermischen Zerfall auf. Nach ca. 6 h beginnt das Gitter zu regenerieren und nach 20 h erreicht die reflektierte Leistung ein Maximum. Abbildung 5-4 zeigt die Spektren des Arrays A1 bei Raumtemperatur ($\sim 24^{\circ}\text{C}$) vor und nach dem Regenerieren. Durch den Temperprozess erfahren die Bragg-Wellenlängen eine Verschiebung um ca. 1,1 nm zu kleineren Wellenlängen. Obwohl einzelne Gitter eine geringe Reflektivität aufweisen, liegt für

alle RFBG das Signal-Rausch-Verhältnis über 25 dB, was eine präzise Detektion der Bragg-Peaks ermöglicht [53].

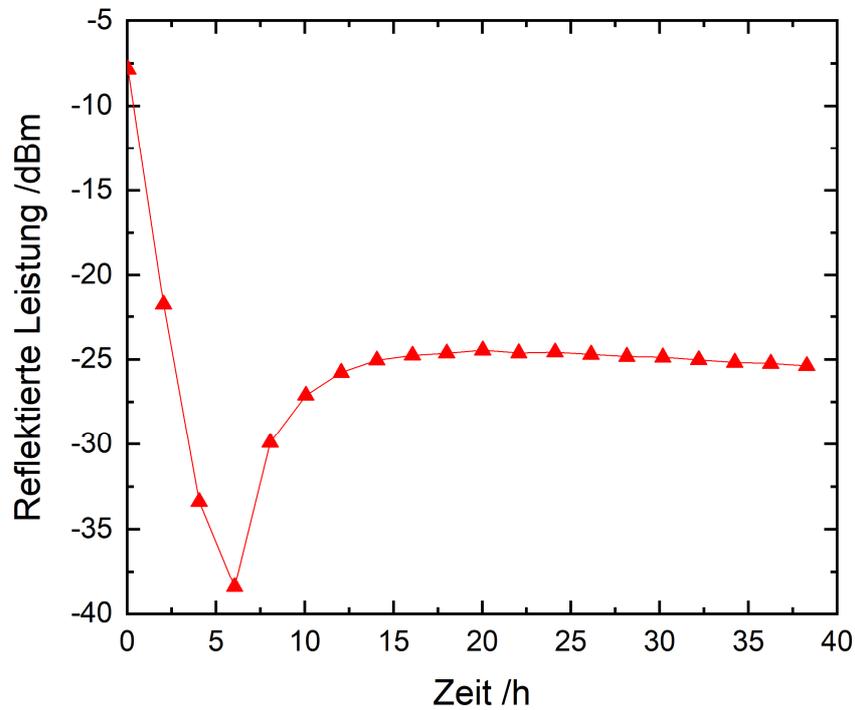


Abbildung 5-3: Zeitlicher Verlauf der reflektierten Maximalleistung von RFBG #6 (1558 nm) von Array A1 während des isothermen Regenerierens bei 800°C. [53]

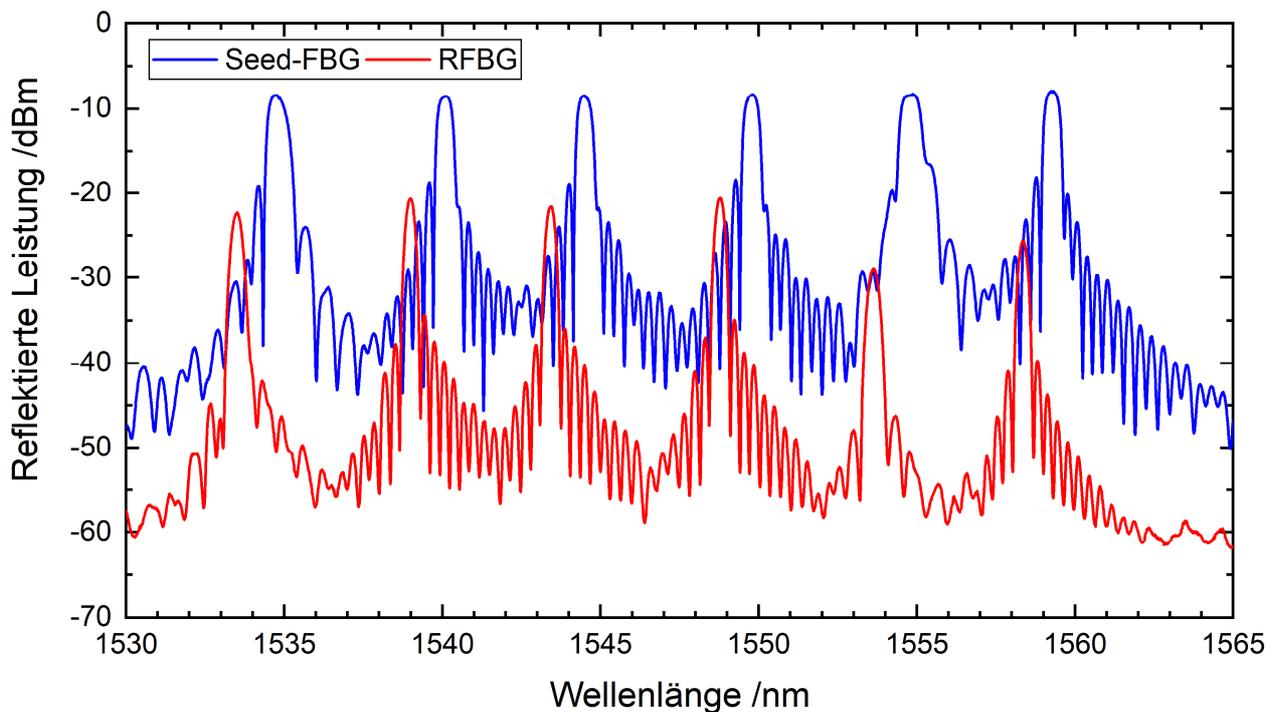


Abbildung 5-4: Spektren des RFBG-Arrays A1 bei Raumtemperatur vor und nach dem Regenerationsprozess. [53]

5.1.3 Wellenlängen-Temperatur-Kalibrierung

Für die Umrechnung der RFBG-Wellenlängen in Temperaturen müssen die Sensoren kalibriert werden. Wie in den Kapiteln 3.3 und 3.4 erläutert, gestaltet sich die Temperaturkalibrierung von langen RFBG-Sensornetzwerken als schwierig, da der verfügbare Kalibrierofen nicht über eine entsprechend ausgedehnte Zone mit konstanter Temperatur verfügt. Theoretisch wäre es zwar möglich, mit einem Rohrofen sukzessive jedes Sensorelement einzeln zu kalibrieren. Allerdings beträgt die Dauer einer wie in Abbildung 4-19 gezeigten Kalibrierung eines einzigen Elements auf Grund der Einschwingzeit des Ofens bereits ca. 12 h. Für die hier verwendeten RFBG-Arrays mit sechs Messstellen ergäbe sich damit eine Messdauer von mindestens drei Tagen. Durch die hohe Reproduzierbarkeit des im Rahmen dieser Arbeit erforschten Herstellungsprozesses für RFBG ist es jedoch möglich, die Wellenlängen-Temperatur-Kennlinien von kalibrierten RFBG-Einzelsensoren auf nichtkalibrierte RFBG-Arrays zu übertragen (siehe Abschnitt 4.2.4). Es zeigte sich, dass unterschiedliche RFBG, welche dieselben Gitterperioden (entsprechen einer Bragg-Wellenlänge von ca. 1548 nm bei Raumtemperatur) besitzen und in Fasern desselben Typs mit der beschriebenen Methode regeneriert wurden, die gleiche Temperaturempfindlichkeit aufweisen [110,127]. Nach [110] (vgl. Abschnitt 4.2.4) ergibt sich damit eine universelle, nichtlineare Kalibrierfunktion für Temperaturen von 20°C bis 800°C mit einer maximalen Messabweichung von $\pm 1,5$ K zu

$$\lambda_B(T) = \lambda_B(0) + A \cdot T + B \cdot T^2 + C \cdot T^3 + D \cdot T^4 + E \cdot T^5. \quad (5-1)$$

Hier ist $\lambda_B(T)$ die Bragg-Wellenlänge des betreffenden RFBGs bei einer Temperatur T in Grad Celsius und $\lambda_B(0)$ ist ein individueller Parameter, welcher die Bragg-Wellenlänge des entsprechenden RFBGs bei null Grad Celsius repräsentiert. Die Werte der allgemeinen Parameter A bis E aus Tabelle 4-3 sind in Tabelle 5-1 nochmals aufgelistet.

Tabelle 5-1: Parameter der universellen Kalibrierfunktion (5-1).

Parameter	$A / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	$B / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-2}$	$C / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-3}$	$D / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-4}$	$E / \text{nm} \cdot ^\circ\text{C}^{-5}$
Wert	$8,81 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-5}$	$-2,01 \cdot 10^{-8}$	$1,9 \cdot 10^{-11}$	$-7,5 \cdot 10^{-15}$

Um (5-1) auf ein nichtkalibriertes RFBG zu übertragen, muss dessen Bragg-Wellenlänge $\lambda_B(0)$ bei $T_R = 0^\circ\text{C}$ gemessen werden. Meist gestaltet es sich jedoch als unpraktisch bzw. aufwendig, genau die gleiche Referenztemperatur wie bei der Bestimmung der universellen Kalibrierfunktion einstellen zu müssen, beispielsweise bei der Rekalibrierung eingebauter RFBG-Sensornetzwerke. Ist jedoch die Bragg-Wellenlänge eines RFBG-Sensors $\lambda_B(T)$ bei einer beliebigen Kalibriertemperatur T bekannt, berechnet sich dessen charakteristischer Parameter $\lambda_B(0)$ nach [110] zu

$$\lambda_B(0) = \lambda_B(T) - A \cdot T - B \cdot T^2 - C \cdot T^3 - D \cdot T^4 - E \cdot T^5. \quad (5-2)$$

Obwohl die RFBG-Sensornetzwerke verschiedene Bragg-Wellenlängen aufweisen und damit von denen in Abschnitt 4.2.4 abweichen, kann die universelle Kalibrierfunktion auf Grund des identischen Herstellungsprozesses der RFBG auch hier angewandt werden.

Dafür erfolgt die Messung der Bragg-Wellenlängen $\lambda_B(T)$ der vier RFBG-Sensornetzwerke mit einem sm125 FBG-Interrogator (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) unter kontrollierten Bedingungen [53]. Die parallel mit einem kalibrierten Pt100 Widerstandsthermometer (JUMO GmbH und Co. KG, Fulda, Deutschland) mit einer Unsicherheit von 0,1 K gemessene Kalibriertemperatur liegt bei 23,9°C [53]. In Tabelle 5-2 sind die gemessenen Bragg-Wellenlängen aufgelistet.

Wie bereits erwähnt, gilt die universelle Kalibrierfunktion für RFBG mit einer Bragg-Wellenlänge von 1548 nm. Im Vergleich dazu weichen die hier genutzten Wellenlängen bei der Referenztemperatur um maximal ± 15 nm ab. In diesem Fall muss auch die Wellenlängenabhängigkeit der Temperaturempfindlichkeit der RFBG nach (2-24) berücksichtigt werden. Unter Annahme eines linearen Zusammenhangs führen relative Wellenlängenunterschiede zu Temperaturabweichungen δT entsprechend

$$\frac{\delta T}{T} = \frac{\delta \lambda_B}{\lambda_B} = \frac{\pm 15 \text{ nm}}{1548 \text{ nm}} = \pm 9 \cdot 10^{-3}. \quad (5-3)$$

Bei der Anwendung der allgemeinen Kennlinie (5-1) auf RFBG-Sensoren mit Wellenlängen im Bereich von 1533 – 1558 nm wird deshalb für Temperaturen bis 500°C eine erweiterte Messabweichung von $\pm 4,5$ K erwartet [53].

5.2 Langzeitmessung im Testreaktor

Für die Messung wurden die RFBG-Sensornetzwerke in einen Testreaktor von MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors in Deggendorf eingebaut. Der in Abbildung 5-5 dargestellte Messaufbau ermöglicht dabei eine bezüglich Temperaturbereich und axialer Ausdehnung realistische Simulation von Temperaturprofilen, wie sie typischerweise bei katalytischen Gasphasenreaktionen auftreten. Drei an unterschiedlichen Positionen (~ 1000 mm, ~ 1700 mm, ~ 2800 mm) angeordnete Heizspulen erzeugen ein vertikales Temperaturprofil entlang zweier 4000 mm langer, benachbarter Schutzrohre mit einem Innendurchmesser von 3 mm (Abbildung 5-5a). Die Rohre sind oben, in der Mitte und unten an drei Stellen miteinander verschweißt. Im ersten Schutzrohr ist ein Typ-K Mantelthermoelement der Toleranzklasse 1 und einem Außendurchmesser von 2 mm (Rössel-Messtechnik GmbH, Werne, Deutschland) installiert, welches über eine Linearverstellung um einen Meter verfahren werden kann (Abbildung 5-5a). Die einzelnen Messpunkte des Mantelthermoelements liegen ebenfalls jeweils einen Meter auseinander, wodurch die vertikale Verschiebung innerhalb des Schutzrohrs eine hochaufgelöste Messung des Temperaturprofils über 3 m Länge ermöglicht [8]. Bei einer Schrittweite der Linearverstellung von 20 mm und einer maximalen Schrittfrequenz von fünf Schritten pro Minute dauert die Aufnahme eines hochaufgelösten Temperaturprofils mit den Thermoelementen mindesten zehn Minuten. Um zu gewährleisten, dass sich das System bei der Temperaturmessung im thermischen Gleichgewicht befindet, wurde die Schrittfrequenz während des Experiments auf einen Schritt pro zwei Minuten gesetzt. Damit verlängert sich die Messung des kompletten Temperaturprofils mit dem TE-Array auf 100 Minuten.

Im zweiten Schutzrohr befinden sich die vier RFBG-Sensornetzwerke vertikal versetzt, so dass sich die 24 Einzelsensoren auf eine Länge von 2300 mm mit äquidistanten Abständen von ca. 100 mm verteilen (Abbildung 5-5a). Der Durchmesser des Bündels aller vier faseroptischen Sensorkapillaren liegt dabei unter 2 mm. Mit einem sm125 FBG-Interrogator (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) erfolgt die Messung der RFBG-Spektren, woraus ein selbst entwickeltes LabVIEW-Programm die Bragg-Wellenlängen automatisch ermittelt und anschließend die entsprechenden Temperaturen aus der allgemeinen Kennlinie berechnet [53]. Die benötigte Zeit für die Messung eines kompletten Temperaturprofils mit den RFBG-Sensornetzwerken ist abhängig vom verwendeten Interrogator und liegt hier bei ca. 0,5 Sekunden, was deutlich schneller ist als die mit den verschiebbaren Thermoelementen maximal mögliche Messgeschwindigkeit.

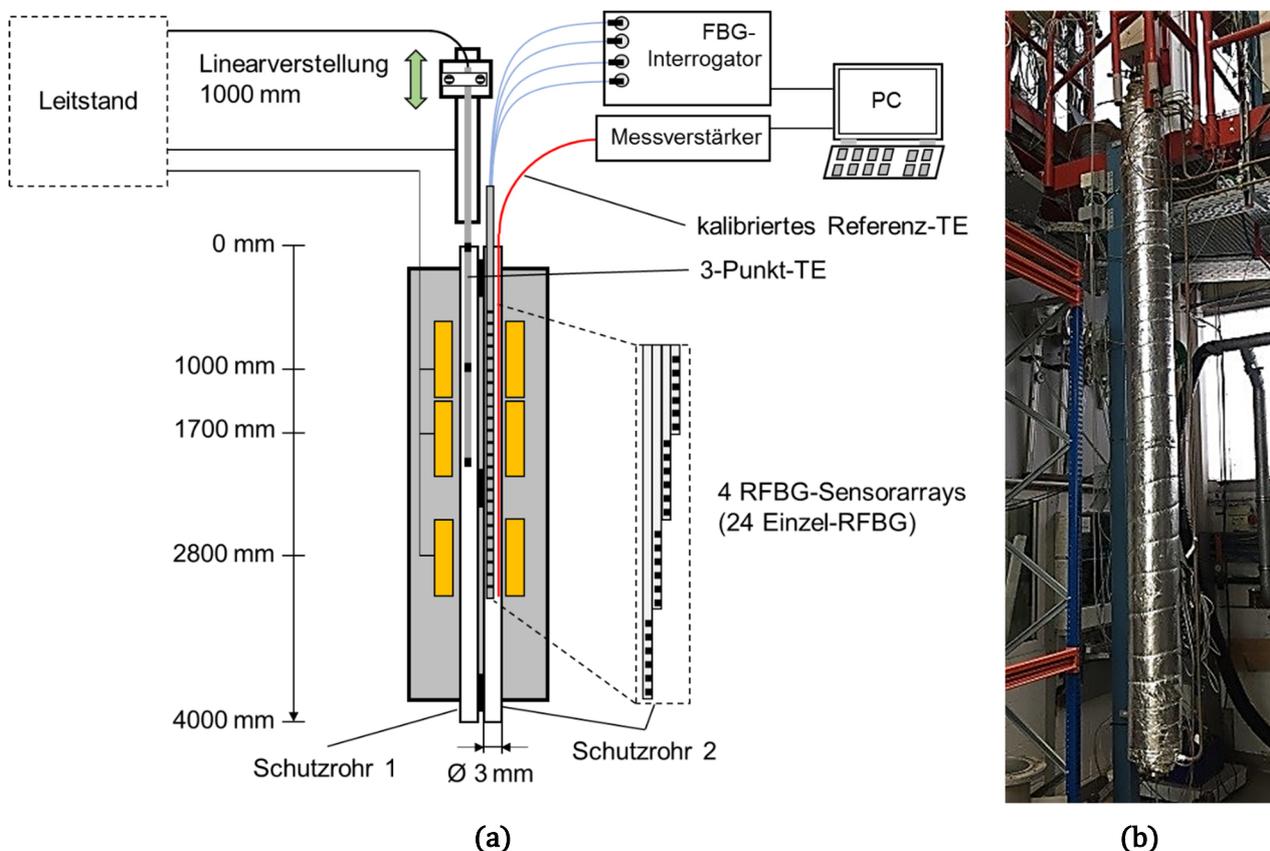


Abbildung 5-5: (a) Skizze des Messaufbaus. Der Testreaktor besteht aus zwei nahe beieinander liegenden parallelen Schutzrohren, drei über die Länge verteilten Heizspulen und einer umgebenden Isolierung. In Schutzrohr 1 befinden sich drei Typ-K Mantelthermoelemente (TE), welche über eine Linearverstellung vertikal verschiebbar sind. Im zweiten Schutzrohr befinden sich die vier RFBG-Sensornetzwerke. Während der letzten Messung wurde ein zusätzliches kalibriertes Thermoelement (Referenz-TE) manuell durch Schutzrohr 2 geführt. (b) Foto des Testreaktors bei MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors in Deggendorf. [53]

Für die Langzeitmessung blieben die drei Heizwendeln auf die Werte 350°C, 500°C und 300°C (von oben nach unten) eingestellt, wodurch über den Anwendungszeitraum von März 2017 bis April 2019 ein konstantes Temperaturprofil bei hohen Temperaturen gehalten werden konnte. Über den gesamten Zeitraum verblieben die RFBG-Arrays in dem Testreaktor und es erfolgten in Abständen von drei bis fünf Monaten insgesamt sieben Messungen der axialen

Temperaturprofile. Während der letzten Messung wurde ein zusätzliches kalibriertes Referenz-Thermoelement (TC Mess- und Regeltechnik GmbH, Mönchengladbach, Deutschland) mit einer Unsicherheit von 2,0 K bei 500°C durch das zweite Schutzrohr geführt und damit ein Referenztemperaturprofil gemessen. Die Subtraktion der Daten des Referenz-TEs in Rohr 2 von denen des Mantelthermoelements in Rohr 1 zeigt positionsabhängige Abweichungen von bis zu 10 K zwischen den beiden Schutzrohren, wie in Abbildung 5-6 dargestellt. Diese Werte wurden anschließend genutzt, um die Daten des Mantelthermoelements aus Schutzrohr 1 zu korrigieren [53] und damit besser mit den über das RFBG-Sensornetzwerk gemessenen Temperaturen vergleichen zu können.

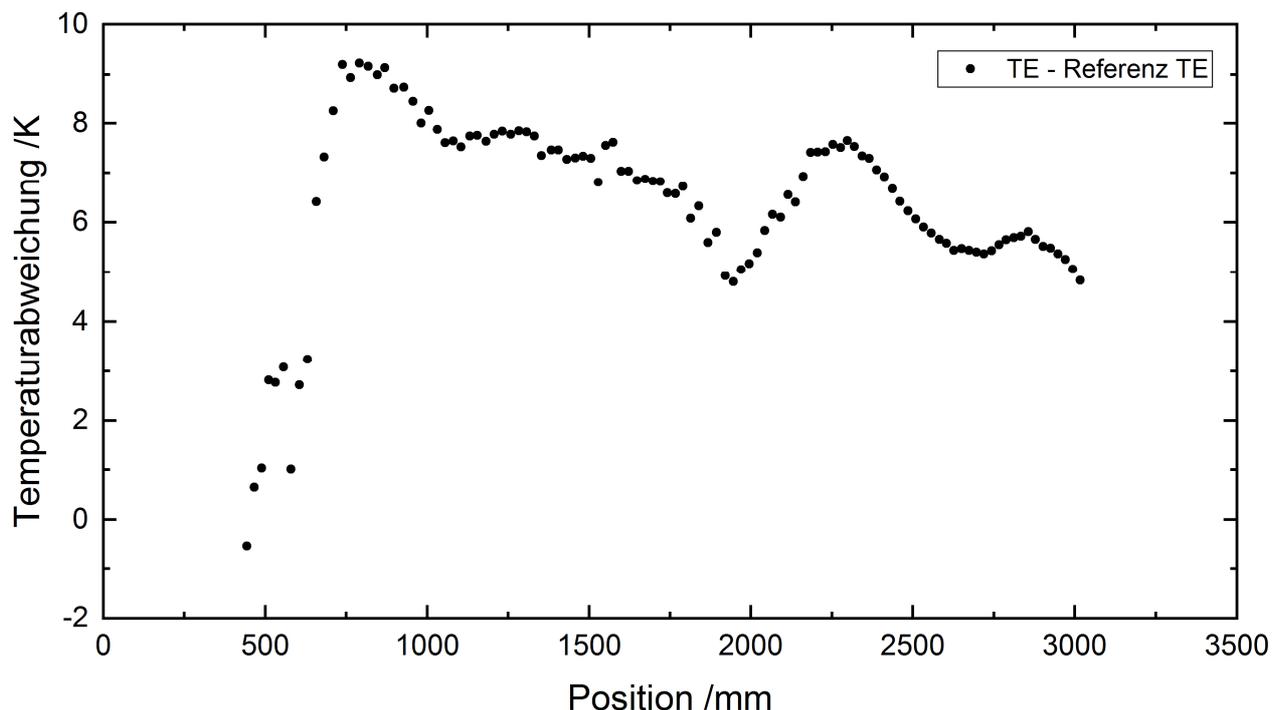


Abbildung 5-6: Positionsabhängige Temperaturabweichungen zwischen dem Mantelthermoelement in Rohr 1 und dem kalibrierten Referenz-TE in Rohr 2, gemessen am 24. April 2019. [53]

Über die Anwendungsdauer von 758 Tagen waren mehrere Baumaßnahmen am Testreaktor notwendig. Dadurch kam es zu axialen Verschiebungen der RFBG-Sensornetzwerke um bis zu 100 mm im Vergleich zur ursprünglichen Einbauposition. Diese Verschiebungen wurden anhand von Markierungen an den Sensorkapillaren erfasst und damit die Positionen der RFBG-Sensorelemente aktualisiert. Ansonsten hatte die Verschiebung aber keinen Einfluss auf die Funktionalität der RFBG-Sensornetzwerke [53]. In Abbildung 5-7 sind die Ergebnisse der Langzeitmessung dargestellt. Der Graph zeigt alle mit den RFBG-Arrays gemessenen Temperaturprofile und die korrigierten Daten des Mantelthermoelements an den jeweiligen Messtagen. Dabei ist ersichtlich, dass die RFBG-basierten Temperaturen sehr gut mit den Vergleichsdaten des Mantelthermoelements übereinstimmen.

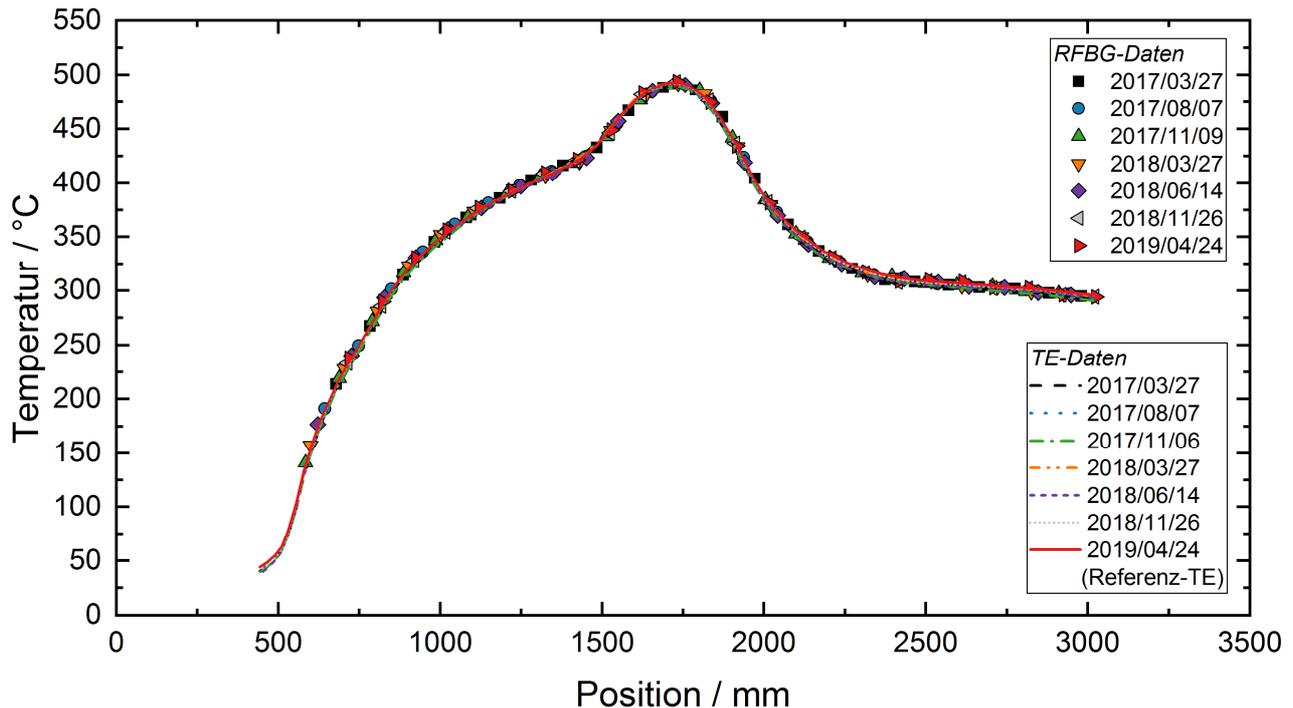


Abbildung 5-7: Während einer Betriebsdauer von 758 Tagen im Testreaktor mit den RFBG-Sensornetzwerken und den verschiebbaren Thermoelementen gemessene Temperaturprofile. [53]

5.3 Diskussion

Um die Anwendbarkeit der verwendeten Kalibrierfunktion zu überprüfen, werden zunächst alle über die Einsatzdauer mit dem RFBG-Sensornetzwerk gemessenen Temperaturen auf die Messwerte des kalibrierten Referenz-TEs bezogen. In Abbildung 5-8 ist der entsprechende Graph mit einer linearen Anpassung an die Messdaten dargestellt. Die aus dem Fit erhaltenen Werte für die Steigung von $1,000(2)$ und den Achsenabschnitt von $-0,3(8)$ K zeigen dabei, dass die Kalibrierfunktion über die Anwendungsdauer gültig ist. Ein weiterer wichtiger Punkt ist die Temperaturgenauigkeit des RFBG-Sensornetzwerks. Um diese zu evaluieren, wird das mit dem Referenz-TE gemessene Temperaturprofil von den RFBG-basierten Temperaturprofilen abgezogen. Wie der Graph in Abbildung 5-9 zeigt, liegen die dadurch ermittelten positionsaufgelösten Temperaturabweichungen zwischen den RFBG-Daten und dem Referenz-TE bei ± 4 K. Dies liegt innerhalb der erwarteten Messabweichung der universellen Kalibrierfunktion von $4,5$ K (vgl. Abschnitt 5.1). Weitere Quellen für die beobachteten Temperaturabweichungen könnten in einer Drift der RFBG oder in Temperaturschwankungen der Anlage liegen.

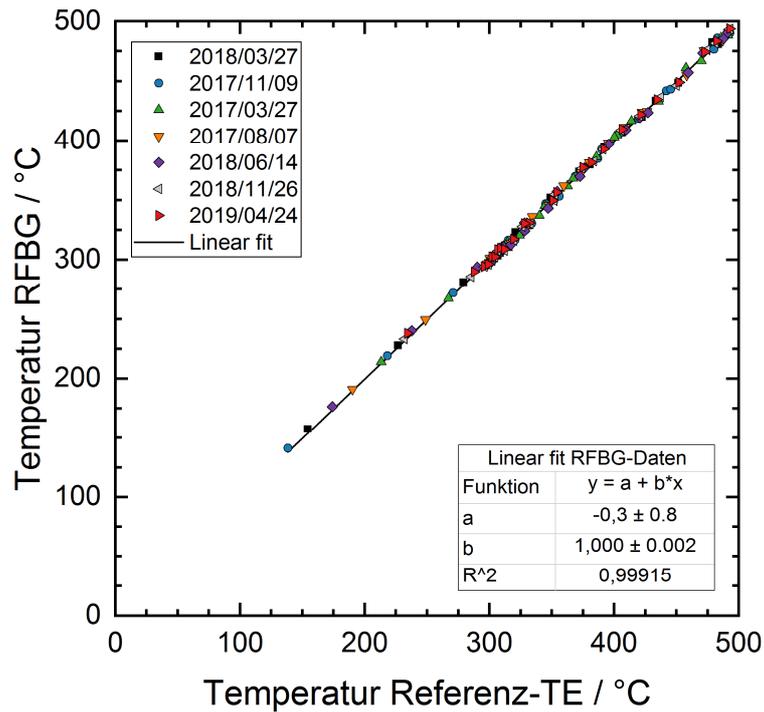


Abbildung 5-8: Mit dem RFBG-Sensornetzwerk gemessene Temperaturen in Abhängigkeit von den mit dem kalibrierten Referenz-TE gemessenen Temperaturen. Die Linie repräsentiert eine lineare Anpassung an die abgebildeten Messdaten. [53]

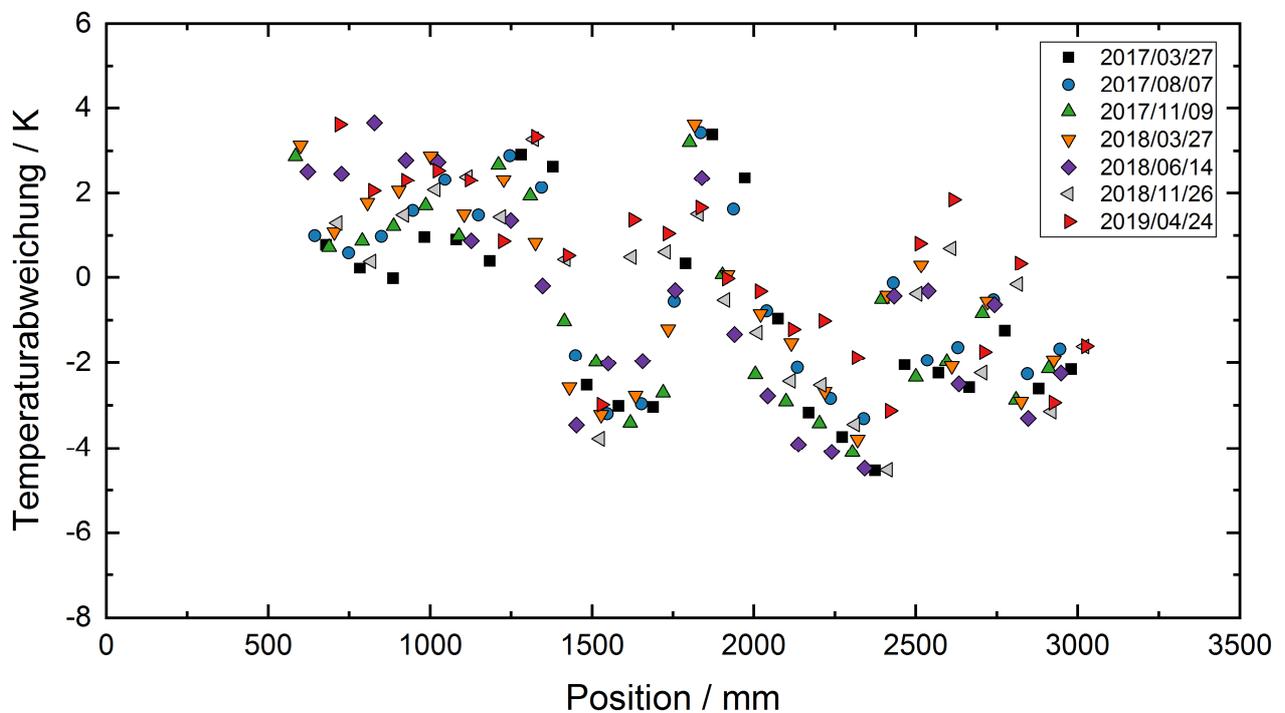


Abbildung 5-9: Abweichungen zwischen den RFBG-basierten Temperaturprofilen und der Messung mit dem Referenz-TE vom 24. April 2019. [53]

Um die Stabilität der Anlage zu charakterisieren, werden nun die Temperaturabweichungen der mit dem verschiebbaren Mantelthermoelement gemessenen Temperaturprofile und den Werten des Referenz-TEs betrachtet. Entsprechend der in Abbildung 5-10 dargestellten Verläufe liegen die ermittelten Abweichungen bei +3 K bis -7 K und sind damit sogar etwas größer als bei den RFBG-Daten.

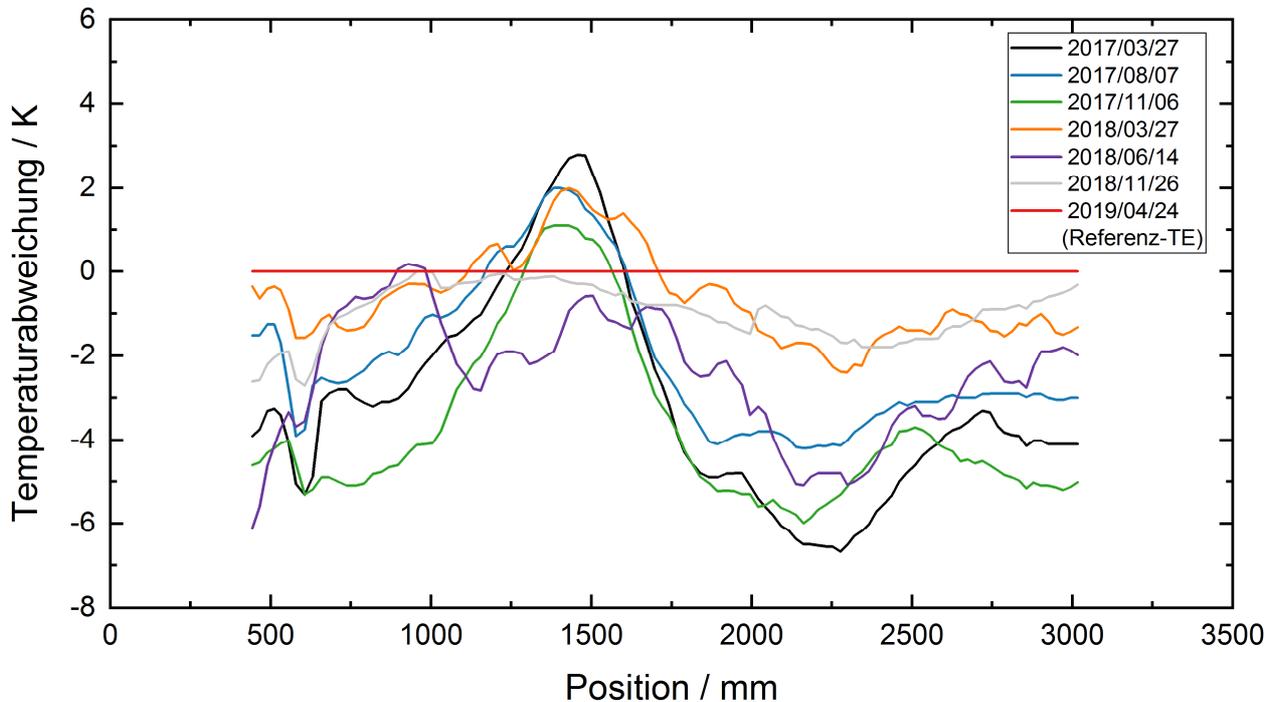


Abbildung 5-10: Abweichungen zwischen den TE-basierten Temperaturprofilen und der Messung mit dem Referenz-TE vom 24. April 2019. [53]

Auf Grund der Messunsicherheit und der zeitlichen Temperaturschwankungen der Anlage kann aus den in Abbildung 5-8, Abbildung 5-9 und Abbildung 5-10 gezeigten Daten keine eindeutige Aussage über eine temperaturbedingte Wellenlängendrift der RFBG-Sensoren getroffen werden. Um eine mögliche Drift feststellen zu können, wurden die RFBG-Sensornetzwerke nach der zweijährigen Betriebszeit ausgebaut und im Labor erneut die Bragg-Wellenlängen bei Raumtemperatur entsprechend der in Abschnitt 5.1 beschriebenen Methode bestimmt [53]. In Tabelle 5-2 sind alle Messwerte der Bragg-Wellenlängen bei einer Referenztemperatur von ca. 24°C vor und nach dem Einsatz im Testreaktor zusammengefasst. Dabei ist ersichtlich, dass alle gefertigten RFBG-Sensornetzwerke trotz der Belastungen durch Transport, Installation und Langzeiteinsatz immer noch funktionierten. Dies zeigt die Zuverlässigkeit des angewandten Herstellungsprozesses und der Aufbautechnik. Dabei war die Handhabung der RFBG-Sensornetzwerke nicht wesentlich komplizierter als beispielsweise bei Mantelthermoelementen. Die Bragg-Wellenlängen der RFBG weisen nach dem zweijährigen Einsatz Verschiebungen um 0 pm bis 48 pm auf (Tabelle 5-2).

Tabelle 5-2: Bragg-Wellenlängen der RFBG-Sensoren bei einer Temperatur T von ca. 24°C vor ($\lambda_{B,Start}$) und nach ($\lambda_{B,Ende}$) einer Einsatzdauer von 758 Tagen im Testreaktor bei Temperaturen zwischen 150°C und 500°C. Die Verschiebungen der Bragg-Wellenlängen $\Delta\lambda_B$ ergeben sich aus der Subtraktion der Startwerte von den Endwerten. Unter Annahme einer Temperaturempfindlichkeit von 10 pm/K bei Raumtemperatur ergeben sich daraus die entsprechenden Driftraten. [53]

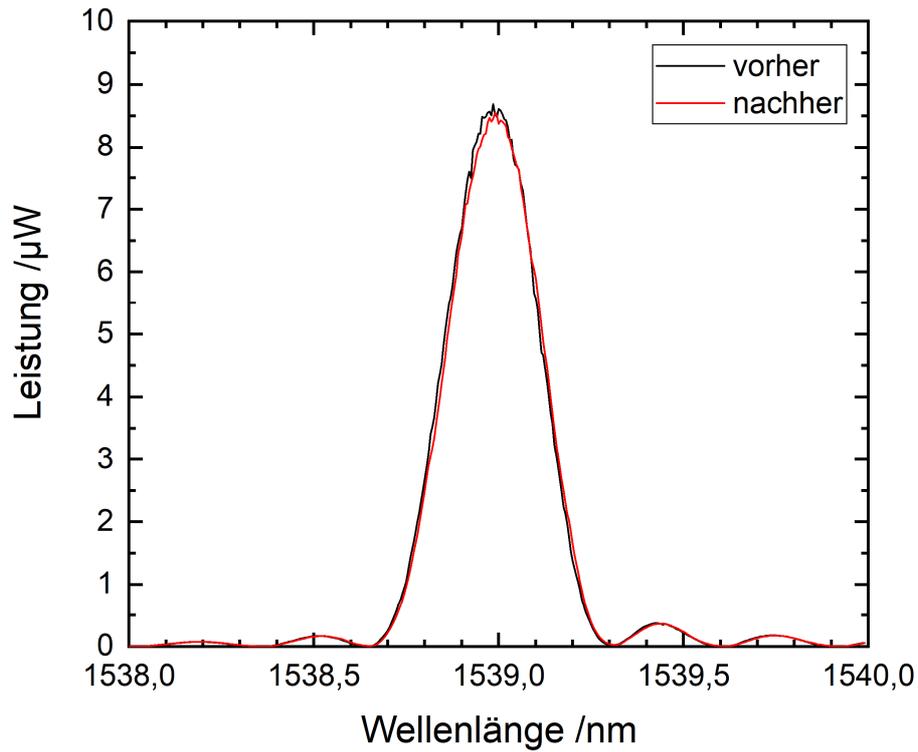
Array	RFBG	$\lambda_{B,Start}(T) / \text{nm}$	$\lambda_{B,Ende}(T) / \text{nm}$	$\Delta\lambda_B / \text{pm}$	Driftrate / $\text{K} \cdot \text{a}^{-1}$
A1	#1	1533,512	1533,521	9	0,4
A1	#2	1538,990	1538,990	0	0,0
A1	#3	1543,428	1543,444	16	0,8
A1	#4	1548,778	1548,785	7	0,3
A1	#5	1553,626	1553,639	13	0,6
A1	#6	1558,352	1558,375	23	1,1

A2	#1	1533,524	1533,531	7	0,3
A2	#2	1538,954	1538,962	8	0,4
A2	#3	1543,460	1543,479	19	0,9
A2	#4	1548,758	1548,773	15	0,7
A2	#5	1553,794	1553,840	46	2,2
A2	#6	1558,391	1558,439	48	2,3

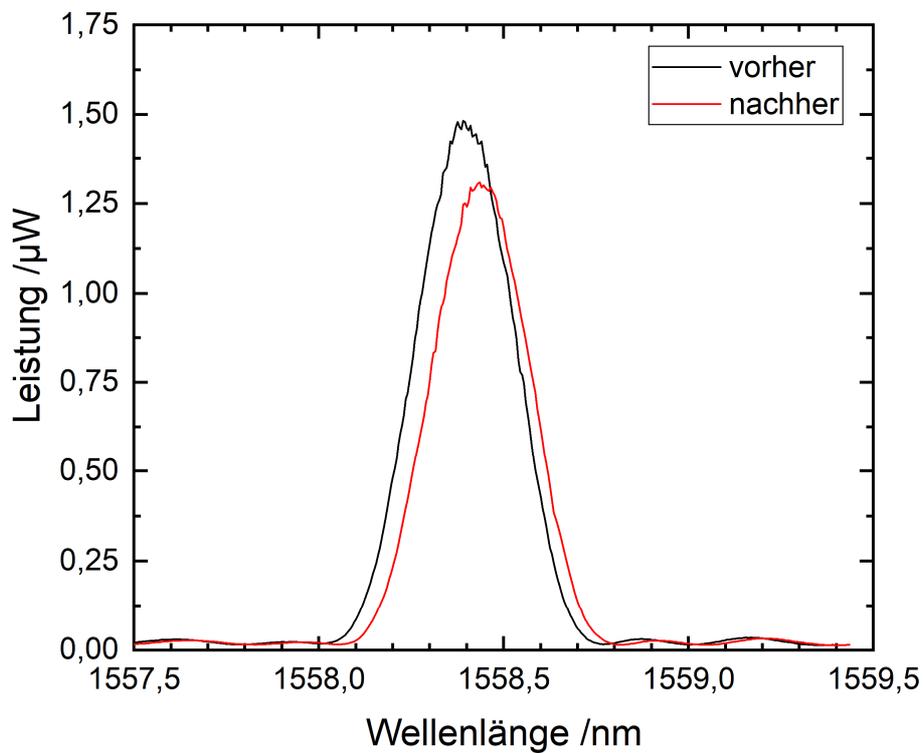
A3	#1	1533,542	1533,575	33	1,6
A3	#2	1538,956	1538,997	41	2,0
A3	#3	1543,479	1543,498	19	0,9
A3	#4	1548,816	1548,820	4	0,2
A3	#5	1553,747	1553,748	1	0,0
A3	#6	1558,382	1558,386	4	0,2

A4	#1	1533,493	1533,538	45	2,2
A4	#2	1538,970	1539,011	41	2,0
A4	#3	1543,495	1543,525	30	1,4
A4	#4	1548,813	1548,848	35	1,7
A4	#5	1553,846	1553,870	24	1,2
A4	#6	1558,509	1558,543	34	1,6

In Abbildung 5-11 sind die Spektren der gefunden Extremfälle dargestellt: RFBG #2 aus Array A1 zeigt keinerlei Änderungen (Abbildung 5-11a), während RFBG #6 aus Array A2 nach dem Einsatz eine positive Wellenlängenverschiebung um 48 pm und eine leichte Degradierung aufweist. Unter Annahme einer Temperaturempfindlichkeit von 10 pm/K bei Raumtemperatur entspricht dies einer maximalen Temperaturdrift von 4,8 K nach 758 Tagen bei Temperaturen bis 500°C. Durch die Anwendung einer linearen Interpolation ergeben sich die in Tabelle 5-2 aufgeführten Driftraten pro Jahr (365 Tage).



(a)



(b)

Abbildung 5-11: RFBG-Spektren bei einer Referenztemperatur von ca. 24°C vor und nach dem zweijährigen Einsatz bei Temperaturen bis 500°C. **(a)** RFBG #2 von Array A1 ist unverändert. **(b)** RFBG #6 von Array A2 weist eine Verschiebung um 48 pm und eine leichte Degradierung auf. [53]

Um zu überprüfen, ob die Drift von der Betriebstemperatur abhängt, sind die Driftraten in Abbildung 5-12 zusammen mit dem Temperaturprofil der Langzeitmessung graphisch dargestellt. Dabei zeigt sich insgesamt keine eindeutige Temperaturabhängigkeit der Driftraten, welche von 0,0 K/a bis 2,3 K/a reichen. Betrachtet man allerdings die Sensorkapillaren einzeln, so ist ein Anstieg der Driftrate mit der Temperatur ersichtlich. Der Mittelwert der Driftraten aus allen RFBG beträgt 1,0 K/a.

Diese Werte sind deutlich geringer, als aus den in Abschnitt 4.2.2 ermittelten Driftraten von ca. 0,5 – 1,0 K/Monat bei 450°C zu erwarten wäre. Prozesse, die einer Arrhenius-Beziehung folgen, verlangsamten sich bei Zuführung konstanter Aktivierungsenergie mit der Zeit. Es kann somit durchaus sein, dass die Messungen über ein bis vier Monate aus Abschnitt 4.2.2 nur die Anfangsdrift abbilden und sich die Driftrate der RFBG später reduziert. Bisher gibt es kaum veröffentlichte Driftwerte von RFBG aus Messungen, die mehr als ein Jahr dauerten. In [72] beschreiben die Autoren eine Langzeitmessung von RFBG-Sensoren bei Temperaturen von 760°C bis 890°C. Nach ungefähr einem Jahr unter isothermen Bedingungen zeigten die RFBG-Elemente Wellenlängenveränderungen um mehr als 500 pm, was Driftraten über 30 K/a entspricht [72]. Das ist im Vergleich zu den hier erzielten Driftraten von maximal 2,3 K/a deutlich mehr, was aber auch durch die höheren Temperaturen in [72] begründet werden kann.

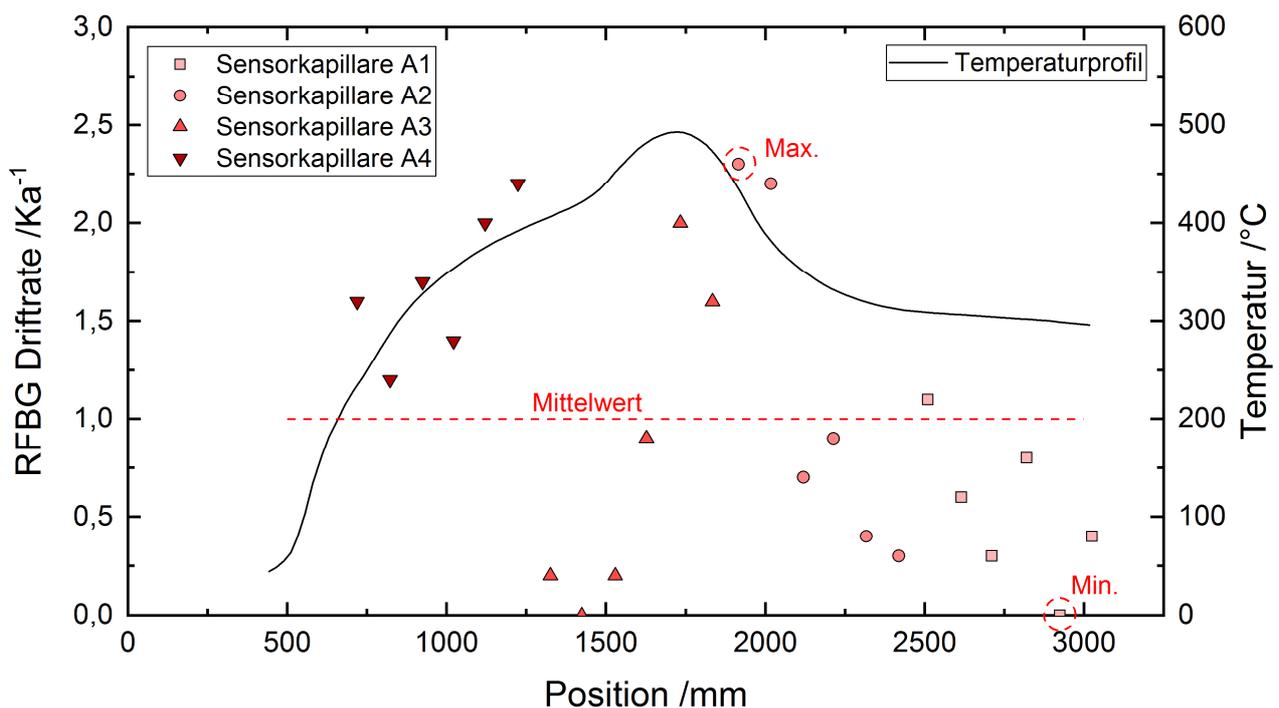


Abbildung 5-12: Temperaturdriftraten der RFBG-Elemente im Vergleich zur jeweils lokalen Temperatur. Die Driftraten reichen von 0,0-2,3 K/a und die Strichlinie markiert den Mittelwert von 1,0 K/a. [53]

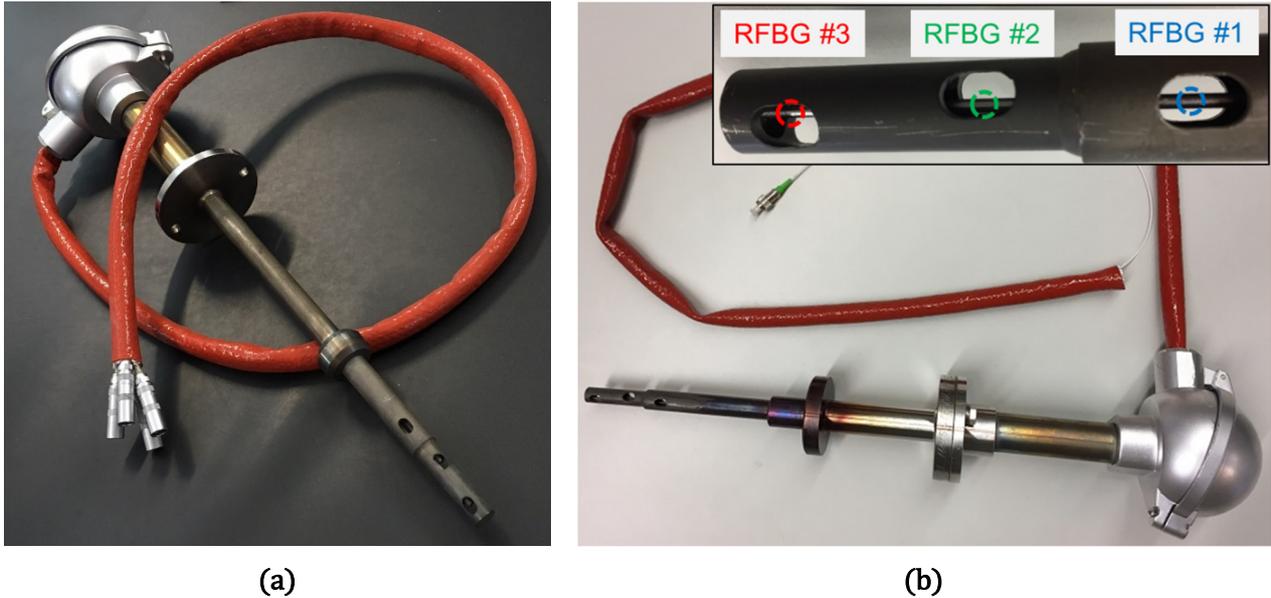
Kapitel 6

Messung der radialen Temperaturverteilung im Abgastrakt von Gasturbinen

6.1 3-Punkt RFBG-Sensornetzwerk

6.1.1 Sensordesign

Um die Tauglichkeit der RFBG-Sensortechnik auch im Bereich von Gasturbinen zu testen, wurden Messungen mit RFBG-Sensornetzwerken im Abgasstrahl von Gasturbinen durchgeführt. Zur Erfassung der Temperatur im Abgasstrahl der Gasturbinen werden standardmäßig Temperatursonden mit mehreren konventionellen Thermoelementen verwendet (Abbildung 6-1a). Für den Funktionstest der RFBG-Sensoren erfolgte ein Austausch der Thermoelemente durch ein RFBG-Sensornetzwerk mit drei Messstellen (Abbildung 6-1b). Aufbau und Herstellung des RFBG-Arrays waren analog zu dem in Abschnitt 5.1 beschriebenen Sensor, es wurde nur eine dickere Kapillare mit 1,6 mm Außendurchmesser gewählt, um den Umgebungsbedingungen mit bis zu 100 m/s Luftgeschwindigkeit sicher standhalten zu können. Die Abstände der drei RFBG-Sensoren in Abbildung 6-1b betragen jeweils 21,5 mm zueinander und sind durch die Strömungsbohrungen vorgegeben. Damit sich die Kapillare nicht unter der hohen Strömungsgeschwindigkeit verbiegen kann, ist diese am Flansch durch eine Schweißverbindung und an der Sondenspitze mittels einer Bohrung fixiert. Da die montierten Sensoren auf Grund ihrer Größe nicht kalibriert werden konnten, kam auch hier die in Abschnitt 5.1 beschriebene Methode auf Basis der Standardkennlinie zum Einsatz [110,127].



(a)

(b)

Abbildung 6-1: Bilder von Temperatursonden für den Einsatz im Abgasstrahl der Gasturbinen. (a) Konventionelle Sonde mit drei einzelnen Thermoelementen. (b) Dieselbe Sonde bestückt mit einem 3-Punkt RFBG-Sensornetzwerk und angepasst an den Turbinentyp. Die Abstände der RFBG vom Flansch betragen 94 mm (#1), 116 mm (#2) und 137 mm (#3).

6.1.2 Messaufbau

Die Messung erfolgte an einer Gasturbine des Typs MGT6000 (Abbildung 6-3a) mit einer Nennleistung von 6,9 MW bei MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery in Oberhausen während eines Testlaufs auf dem werkseigenen Prüfstand (Abbildung 6-2b).



(a)



(b)

Abbildung 6-2: (a) Gasturbine des Typs MGT6000 mit einer Nennleistung von 6,9 MW. (b) Gasturbinenprüfstand. (Bilder: MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery, Oberhausen).

Für die Messung wurde eine der normalerweise sechs im Abstand von 60 Grad angeordneten TE-Messsonden durch das RFBG-Sensornetzwerk ersetzt. In Abbildung 6-3a ist die Einbaulage dargestellt. Die RFBG-Messsonde befindet sich bei 240° und RFBG #3 (vgl. Abbildung 6-1b) an derselben radialen Position wie die Einzelpunkt-Thermoelemente. Die Erfassung der Spektren und die Berechnung der Temperaturen erfolgt analog zu Abschnitt 5.2 mit einem sm125 Interrogator (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) und einem entsprechenden LabVIEW-Programm.

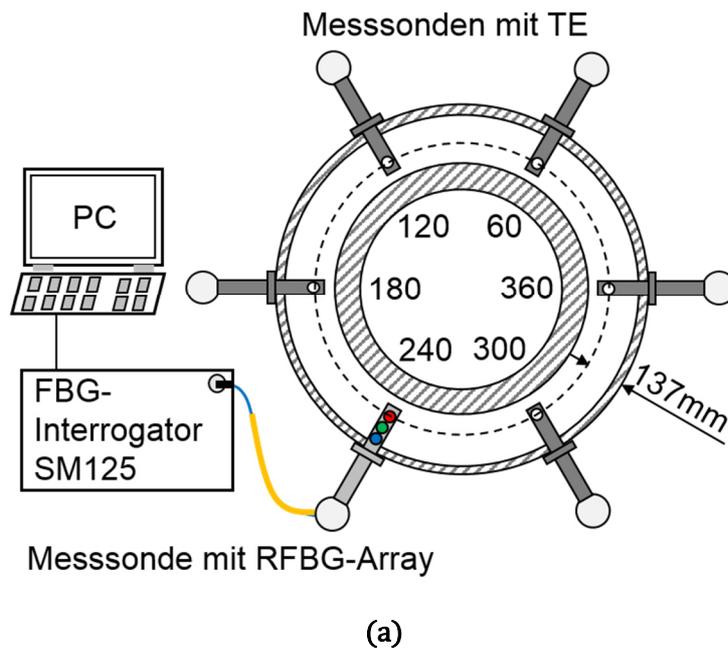


Abbildung 6-3: (a) Azimutale Anordnung (Winkelgrad) der Messsonden im Abgasstrang der Gasturbine (Strömungsrichtung senkrecht zur Zeichnungsebene). (b) Foto der eingebauten faseroptischen Temperatursonde.

6.1.3 Ergebnisse und Diskussion

Abbildung 6-4a zeigt in einem Graphen die mit dem RFBG-Array gemessenen Temperaturen während des Betriebs der Turbine. Zusätzlich sind die mit den benachbarten Thermoelementen an den Winkelpositionen 180° und 300° angezeigten Temperaturen eingetragen. Für alle Sensoren beträgt das Messintervall fünf Sekunden. Nach dem Hochfahren der Turbine auf die Nenndrehzahl von ca. 13000 Umdrehungen pro Minute läuft diese zunächst im Leerlauf, wo sich Temperaturen von 310°C (RFBG #1, außen) bis 340°C (RFBG #3, innen) einstellen (Abbildung 6-4b). Anschließend wird die Last kontinuierlich bis zum Maximum erhöht. Bei Volllast treten Temperaturen bis ca. 520°C auf, wobei der radiale Gradient nur ca. 10 K beträgt (Abbildung 6-4c). Die beiden Thermoelemente und RFBG #3 befinden sich auf derselben radialen Position und zeigen auch eine sehr gute Übereinstimmung in den gemessenen Temperaturwerten [127].

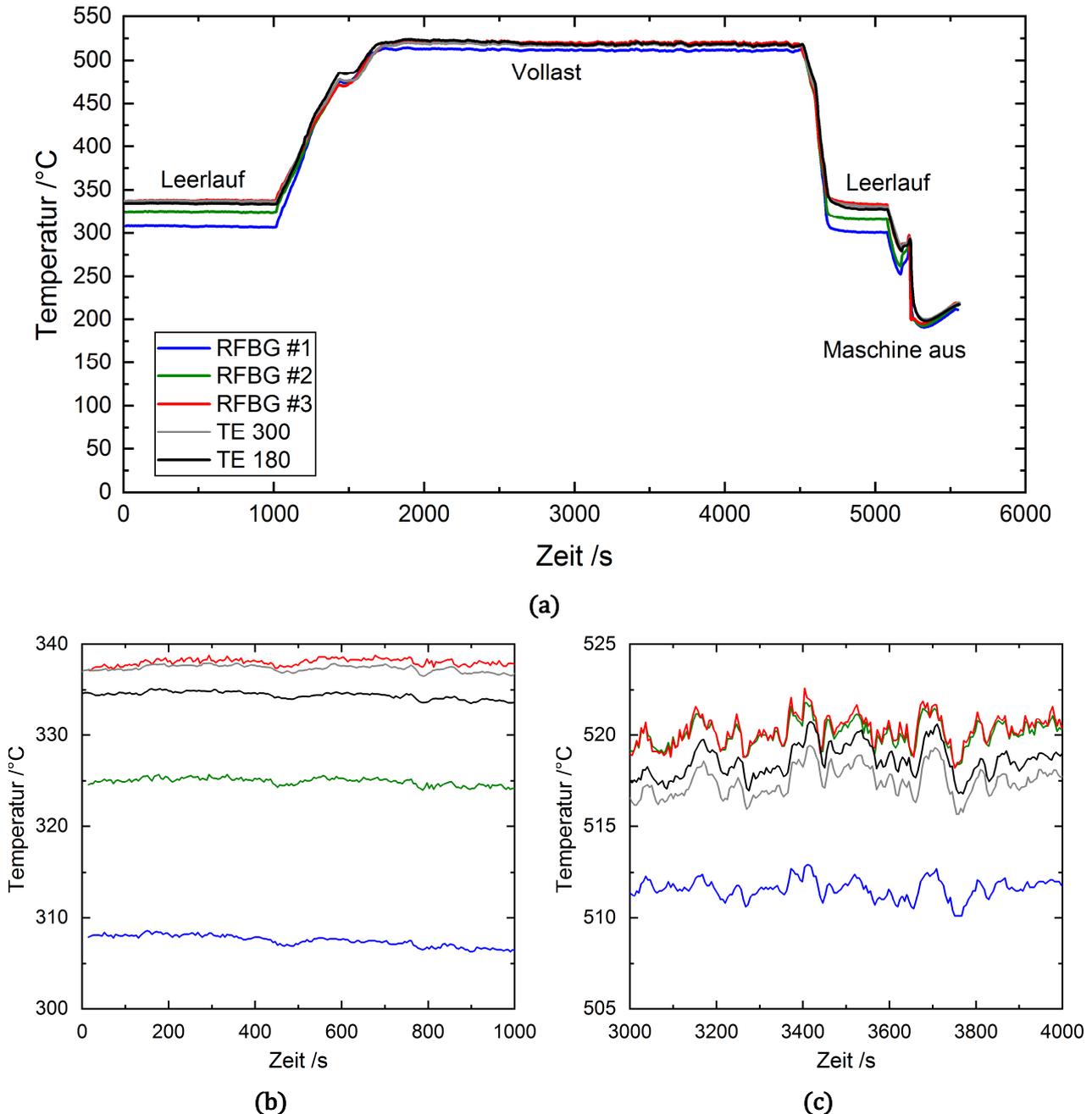


Abbildung 6-4: (a) Zeitlicher Temperaturverlauf während des Betriebs der Turbine. Bei Laständerungen steigt die Temperatur von 340°C im Leerlauf (b) auf 520°C bei Vollast (c) an. Zum Vergleich sind die mit den direkt benachbarten Thermoelementen gemessenen Temperaturen eingezeichnet. RFBG #3 und die Thermoelemente befinden sich dabei auf der gleichen radialen Position und zeigen eine sehr gute Übereinstimmung.

Um die Messunsicherheit zu evaluieren, werden die Messwerte von RFBG #3 und allen Thermoelementen bei Leerlauf und Vollastbetrieb der Gasturbine über die Zeitabschnitte $t_L = 0 - 1000$ s und $t_V = 3000 - 4000$ s jeweils gemittelt und in Tabelle 6-1 gegenübergestellt. Bedingt durch unterschiedlich verlaufende heiße Strömungen im Abgas treten azimutale Temperaturunterschiede von 6,8 K im Leerlauf und 13,9 K bei Vollast auf. Dabei sind die zeitlichen Schwankungen, ausgedrückt über die Standardabweichung, bei allen Sensoren ähnlich niedrig. Vergleicht man RFBG #3 mit dem benachbarten TE 300, so sind die

Abweichungen von 0,7 K und 2,8 K innerhalb der abgeschätzten Messabweichung der RFBG-Kennlinie von $\pm 4,5$ K (Abschnitt 5.1, [53]) und deutlich kleiner als die gesamte Variation über die peripheren Winkellagen.

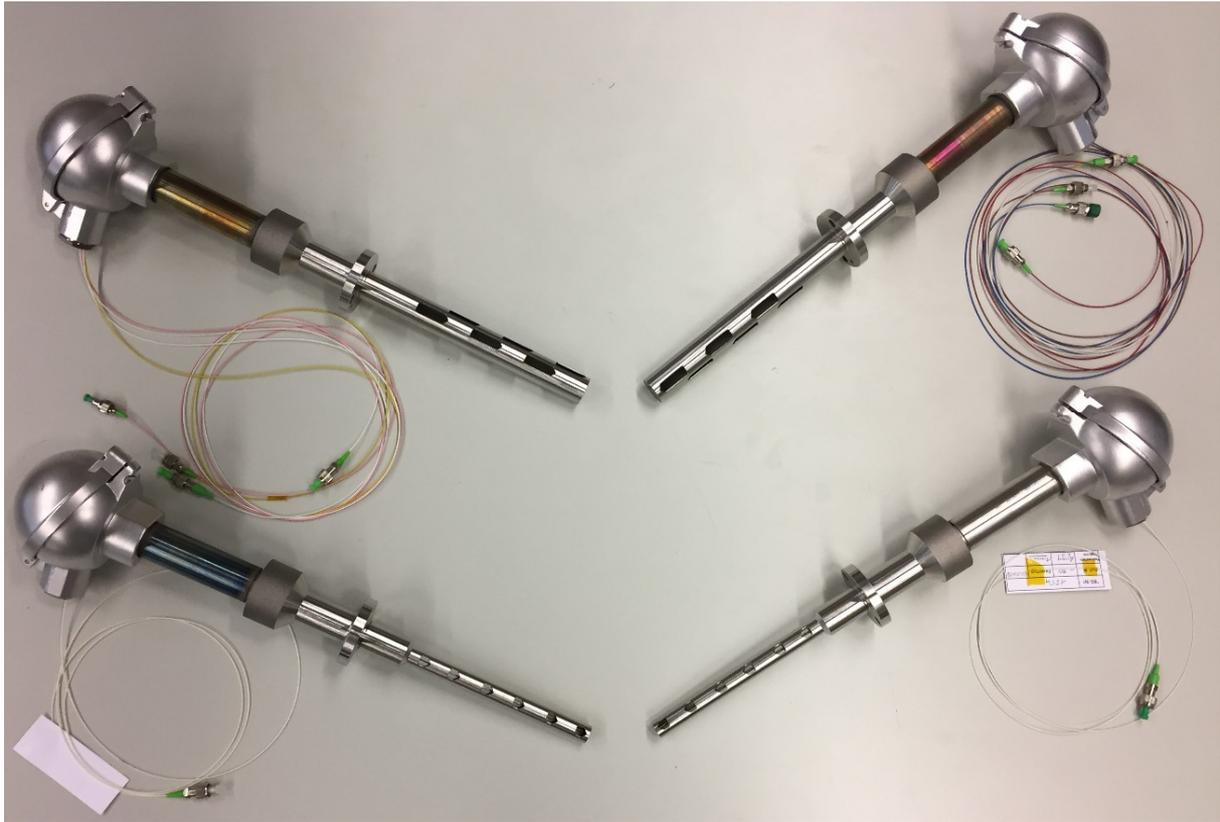
Tabelle 6-1: Zeitlich gemittelte Temperaturwerte und entsprechende Standardabweichung von RFBG #3 und den Thermoelementen bei Leerlauf (t_L) und Vollastbetrieb (t_V) der Gasturbine.

Sensorbezeichnung	$\bar{T}(t_L) / ^\circ\text{C}$	σ_T / K	$\bar{T}(t_V) / ^\circ\text{C}$	σ_T / K
TE 60		--- keine Messwerte ---		
TE 120	333,9	0,5	507,7	0,7
TE 180	334,4	0,4	518,6	0,9
RFBG #3	338,1	0,4	520,3	0,8
TE 300	337,4	0,3	517,5	0,8
TE 360	331,3	0,2	521,6	0,6

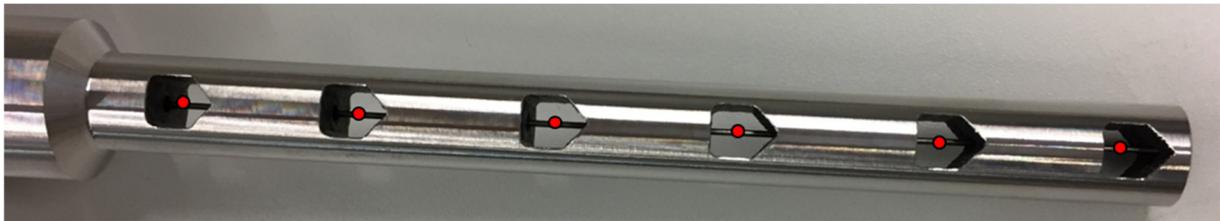
6.2 6-Punkt und 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerk

6.2.1 Sensordesign

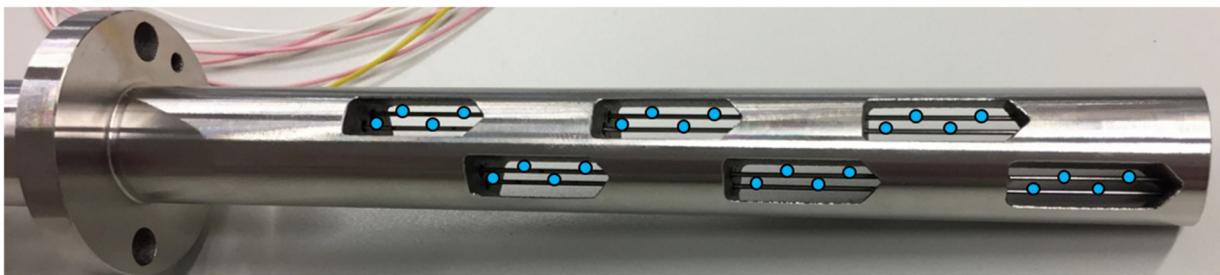
Nachdem in der vorangegangenen Messung das Messprinzip und die Funktionalität der RFBG-Sensornetzwerke erfolgreich getestet werden konnten, erfolgte im nächsten Schritt die Herstellung von Messsonden mit höherer Anzahl an RFBG-Elementen. Dafür wurden speziell an die geplanten RFBG-Sensornetzwerke angepasste Messsondenprototypen aus Inconel, einer hochtemperaturstabilen Nickellegierung, angefertigt. Diese bestanden jeweils aus einem zylinderförmigen Vollkörper mit einer oder vier 2-mm-Bohrungen, welche sich über die gesamte Länge von ca. 160 mm erstreckten. Auf Grund dieser besonderen Geometrie kam bei der Herstellung ein additives Fertigungsverfahren (3D-Druck) zum Einsatz. Die RFBG-Sensornetzwerke wurden dann in die Bohrlöcher der Sonden eingeführt. Am oberen Ende der Sensorkapillaren befand sich dabei eine angeschweißte Dichtscheibe, um den im Abgaskanal befindlichen Teil der Messsonde in Richtung des Flansches zu versiegeln. An den Messstellen der einzelnen RFBG-Sensoren befanden sich transversale Kanäle, durch die das heiße Abgas hindurchströmen konnte. In Abbildung 6-5a sind die fertig instrumentierten Messsonden abgebildet. Der Aufbau der RFBG-Sensornetzwerke erfolgte analog zur ersten Messung, nur dass hier neben den Kapillaren mit 1,6 mm auch welche mit 0,8 mm Außendurchmesser zum Einsatz kamen [146]. Diese weisen einen noch geringeren Einfluss auf die Strömungsverhältnisse im Abgasdiffusor der Turbine auf und verkürzen wegen der geringeren thermischen Kapazität die Reaktionszeit des Sensors im Vergleich zu den dickeren Kapillaren. Es gibt dabei jeweils zwei unterschiedliche Ausführungen. Im ersten Fall befindet sich ein 6-Punkt RFBG-Array axial in der Messsonde (Abbildung 6-5b), in der zweiten Variante sind vier 6-Punkt RFBG-Arrays versetzt angeordnet, so dass sich die insgesamt 24 Messpunkte gleichmäßig in radialer Richtung auf den Strömungskanal verteilen (Abbildung 6-5c) [146]. Mit den abgebildeten Messsonden können die Temperaturprofile mit einer Positionsauflösung von ca. 20 mm beziehungsweise 5 mm gemessen werden.



(a)



(b)



(c)

Abbildung 6-5: (a) Temperaturmesssonden aus 3D-gedrucktem Inconel-Körper für RFBG-Sensornetzwerke. Jeweils zwei Sonden weisen RFBG-Arrays in 1,6 mm Kapillaren und 0,8 mm Kapillaren auf. (b) Spitze der Messsonde mit einem RFBG-Array in einer 0,8 mm Kapillare und sechs Messstellen. (c) Spitze der Messsonde mit vier versetzt eingebauten RFBG-Arrays in 0,8 mm Kapillaren und insgesamt 24 Messstellen. [146]

6.2.2 Messaufbau

Die zweite Messkampagne erfolgte wie zuvor an einer MGT6000 Gasturbine bei MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery in Oberhausen. In Abbildung 6-6a ist der Messaufbau dargestellt. Die Temperatursonden mit den 6-Punkt und 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerken befinden sich azimuthal um 120° versetzt im Abgasdiffusor der Gasturbine. Im Vergleich zur ersten Messkampagne sind die Sensoren in einer anderen Ebene weiter hinten im Abgastrakt eingebaut [146]. Mittels Glasfaser-Verlängerungsleitungen gelangen die Signale der faseroptischen Temperatursonden aus dem Teststand zu den beiden FBG-Interrogatoren. Die Messung der Spektren des 6-Punkt RFBG-Arrays erfolgt mit dem Modell sm125 (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) mit einer Frequenz von ca. 0,5 Hz und des 24-Punkt RFBG-Arrays mit dem Modell si255 (Micron Optics, Atlanta, GA, USA) mit einer Frequenz von ca. 10 Hz. Über einen LAN-Switch werden die Daten zu einem Rechner zur weiteren Bearbeitung gesendet (Abbildung 6-6a). Abbildung 6-6b zeigt die Einbauposition der 6-Punkt RFBG-Messsonde im Abgasdiffusor. Dabei betragen die radialen Abstände der RFBG #1 bis #6 von der Außenwand 5 mm, 25,6 mm, 49,1 mm, 71,1 mm, 94,6 mm und 115,3 mm, bei einer vollen Weite des Strömungskanals von 132 mm.

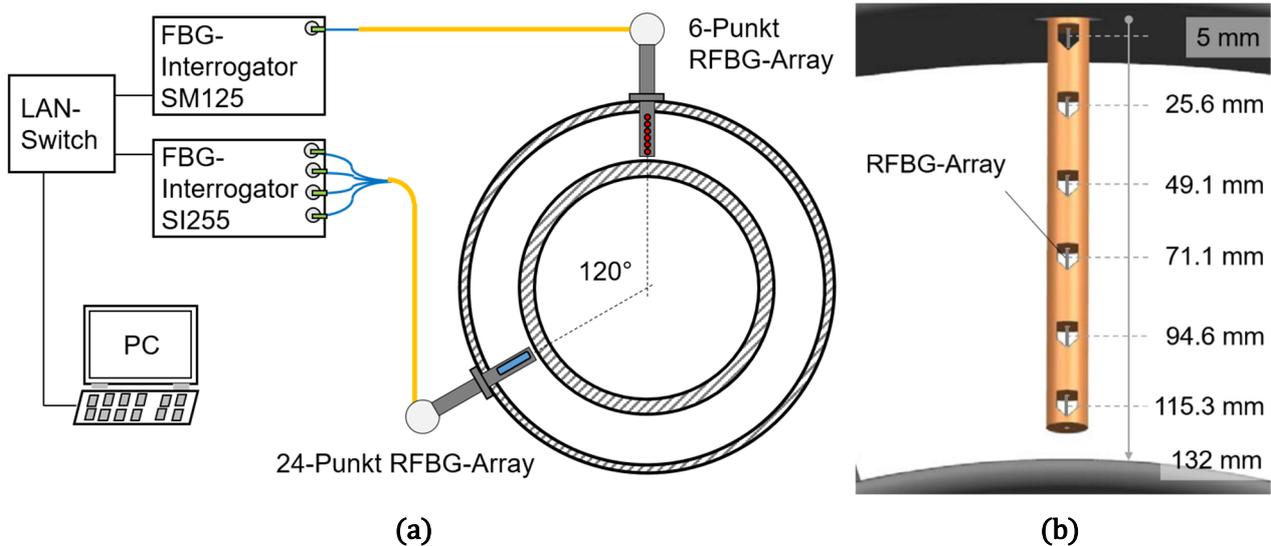


Abbildung 6-6: (a) Azimutale Anordnung der Messsonden im Abgasdiffusor der Gasturbine (Strömungsrichtung senkrecht zur Zeichnungsebene). (b) Einbauposition der 6-Punkt RFBG-Messsonde im Strömungskanal mit den radialen Abständen der Messstellen von der Außenwand [12].

6.2.3 Ergebnisse

Die Messungen wurden an zwei aufeinanderfolgenden Tagen jeweils während eines typischen Testlaufs der Gasturbine durchgeführt. In Abbildung 6-7 sind die Messdaten des ersten Testtags dargestellt. Nach dem Start der Gasturbine durch einen Elektromotor lief die Turbine zunächst für etwa 20 Minuten im Leerlauf. Während der Periode von 40 Minuten bis 200 Minuten erfolgte eine schrittweise Erhöhung der mechanischen Last mit einer jeweiligen Verweildauer von 20 Minuten zwischen den Stufen. Anschließend wurde die Last reduziert und die Maschine heruntergefahren [12]. Abbildung 6-7 zeigt den entsprechenden zeitlichen Verlauf der mit dem 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerk in 1,6 mm Kapillaren gemessenen

Temperaturen [12]. Die RFBG-Bezeichnungen sind aufsteigend nach dem Abstand von der Außenwand des Strömungskanals nummeriert (vgl. Abbildung 6-6b). Nach der Zündung steigen die Temperaturen schnell an und stabilisieren sich im Leerlauf auf 325-350°C (Abbildung 6-7, 30 min). Mit zunehmender Leistung der Gasturbine steigen auch die Temperaturen, bis nach 100 Minuten die maximale Abgastemperatur von ca. 500°C erreicht und über die Gasturbinenregelung gehalten wird. Nach dem Abschalten weist das Gehäuse der Turbine noch Temperaturen über 200 °C auf (Abbildung 6-7, 220 min) [12].

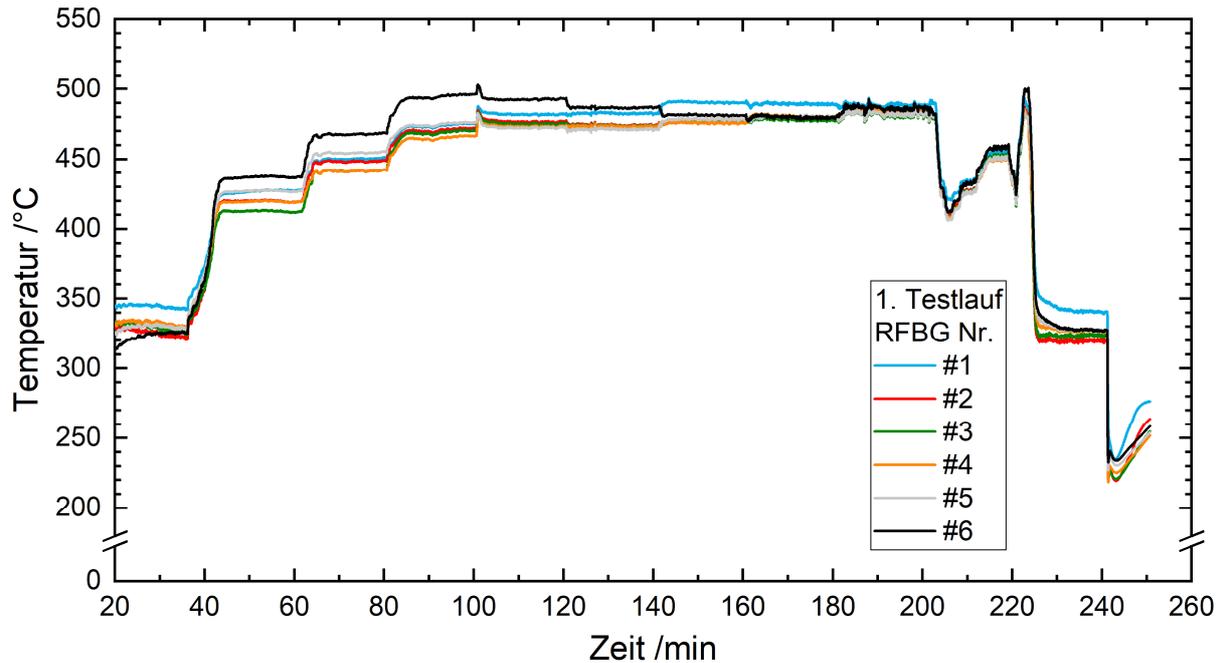


Abbildung 6-7: Zeitlicher Verlauf der mit dem 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerk in 1,6 mm Kapillaren gemessenen Abgastemperaturen während des ersten Testlaufs der Gasturbine. RFBG #1 bis #6 waren dabei radial 5 mm, 25,6 mm, 49,1 mm, 71,1 mm, 94,6 mm und 115,3 mm von der Außenwand des Abgasdiffusors entfernt. [12]

Abbildung 6-8 bietet einen genaueren Blick auf die Entwicklung der radialen Temperaturprofile während der Erhöhung der Leistung der Gasturbine. Dazu ist in Abbildung 6-8a ein 2D-Konturdiagramm der Temperaturen in Abhängigkeit der radialen Position und der Zeit dargestellt. Wie zuvor beschrieben, entspricht dabei die Position 0 mm der Außenwand des Diffusors und die zeitliche Auflösung der Messdaten beträgt ca. 2 s. Die Strichlinien in Abbildung 6-8a markieren die Stellen der RFBG-Temperatur Sensoren und die Temperaturen dazwischen wurden linear interpoliert. Abbildung 6-8b zeigt dabei ausgewählte Temperaturprofile nach 35, 55, 150 und 200 Minuten [12].

Wie bereits erwähnt, steigen die Temperaturen zunächst analog zur Leistung der Turbine an (Abbildung 6-8a, zwischen 20 und 100 Minuten). In diesem Zeitraum ist es im Bereich der Innen- und Außenwand des Abgasdiffusors heißer als im Zentrum. Dagegen sinken die radialen Temperaturunterschiede nach dem Durchwärmen der Maschine und das Temperaturprofil ist bei Volllast annähernd uniform, was auf eine homogene Temperaturverteilung des Abgasstroms schließen lässt (Abbildung 6-8, 200 min) [12].

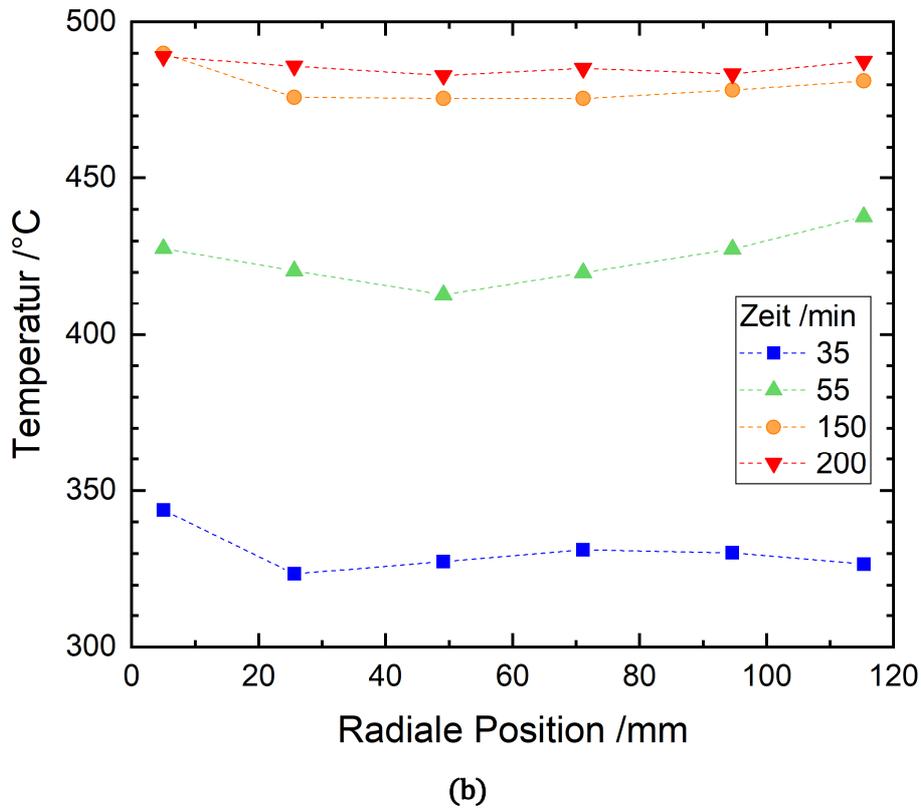
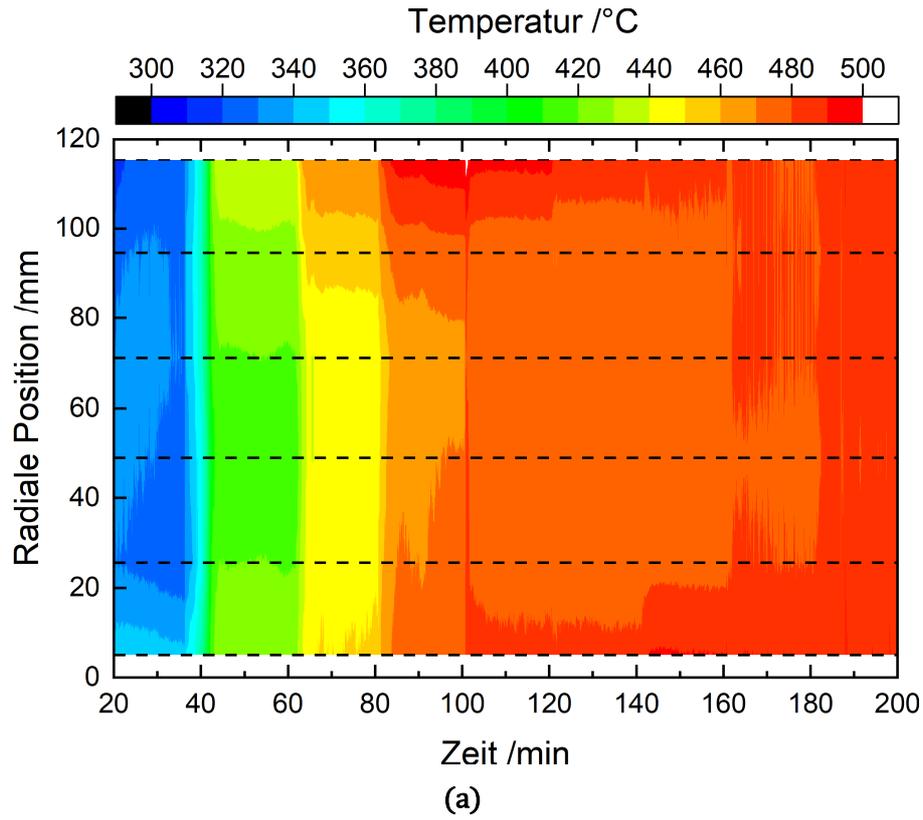


Abbildung 6-8: (a) 2D-Konturdiagramm des zeitlichen Verlaufs der Temperaturen im Abgassdiffusor aus Abbildung 6-7. (b) Aus dem Konturdiagramm extrahierte radiale Temperaturprofile. [12]

Nachfolgend werden die Ergebnisse der 6-Punkt-RFBG-Sensornetzwerke in 0,8 mm Kapillaren vom zweiten Testlauf am darauffolgenden Tag betrachtet. Auch hier lief die Gasturbine nach dem Hochfahren für etwa 20 Minuten im Leerlauf, bevor wiederum eine schrittweise Erhöhung der mechanischen Last erfolgte, welche dann aber für mehrere Stunden konstant blieb. In Abbildung 6-9 ist die entsprechende zeitliche Entwicklung der mit dem 6-Punkt RFBG-Array gemessenen Temperaturen dargestellt. Die radialen Positionen der jeweiligen Sensoren sind dabei identisch mit der ersten Messung aus Abbildung 6-7. Im Leerlauf betragen die Temperaturen 310-330°C (Abbildung 6-9, 40 min) und mit steigender Leistung der Gasturbine treten auch höhere Temperaturen bis maximal 490°C (Abbildung 6-9, 120 min) auf, welche dann von der Gasturbinenregelung gehalten werden. Im Zeitraum von 230-410 Minuten sind die Temperaturverläufe konstant, da hier die Gasturbine mit einer gleichbleibenden Leistung betrieben wurde. Insgesamt entsprechen die charakteristischen Temperaturen des zweiten Testlaufs während der Leistungssteigerung (Abbildung 6-9, 50 – 210 min) dem des ersten Testlaufs (Abbildung 6-7, 40 – 200 min). Allerdings ist das Temperaturniveau in Abbildung 6-9 um 5-10 K niedriger, was in etwa dem Unterschied der Außentemperatur zwischen den beiden Messtagen entspricht, da die Gasturbinenaustrittstemperatur von der Außentemperatur abhängt.

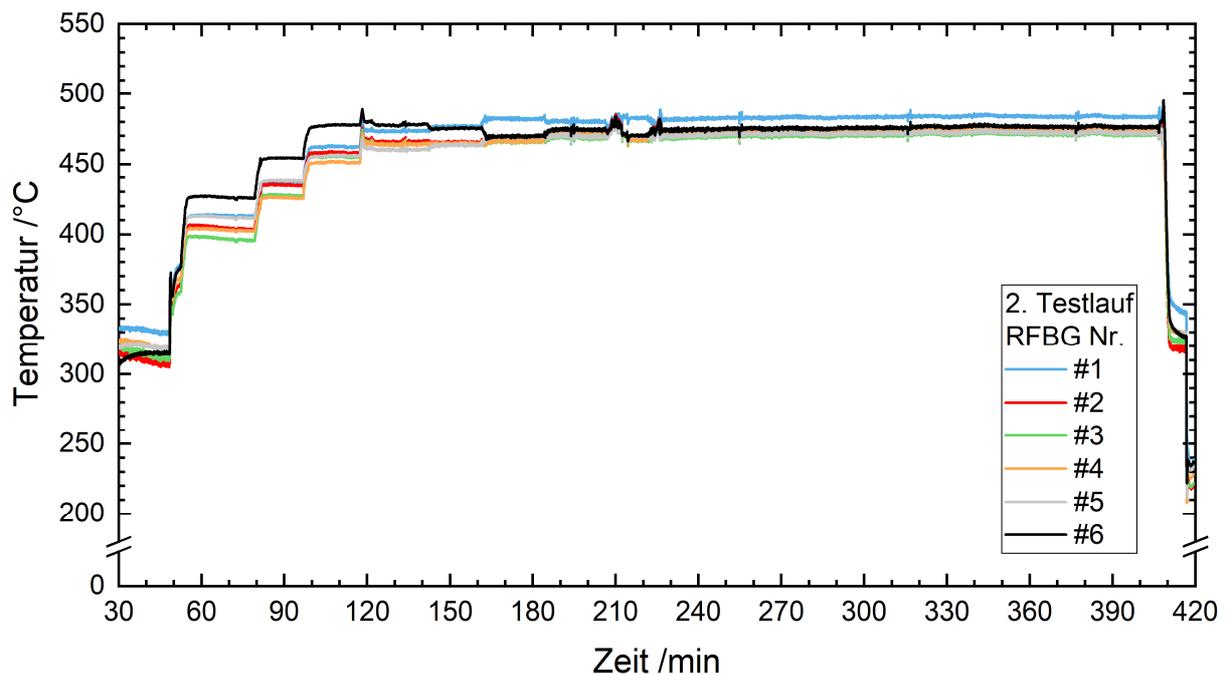


Abbildung 6-9: Zeitlicher Verlauf der mit dem 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerk in 0,8 mm Kapillaren gemessenen Abgastemperaturen während des zweiten Testlaufs der Gasturbine. RFBG #1 bis #6 waren dabei radial 5 mm, 25,6 mm, 49,1 mm, 71,1 mm, 94,6 mm und 115,3 mm von der Außenwand des Abgaddiffusors entfernt.

Bei der Messung mit dem 6-Punkt RFBG-Array in Abbildung 6-9 sind in der Periode zwischen 190 und 240 Minuten zwei ausgeprägte Temperaturspitzen zu erkennen. Hier erfolgten je zwei schnelle Laständerungen. Der betreffende Bereich ist in Abbildung 6-10 als 2D-Konturdiagramm der parallel aufgezeichneten Temperaturdaten des 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerks dargestellt. Radial befanden sich die Messstellen im Bereich von 6 mm bis

121 mm in gleichmäßigen Abständen von jeweils 5 mm, entsprechend der Skaleneinteilung. Temperaturwerte dazwischen sind linear interpoliert und die zeitliche Auflösung der Daten in Abbildung 6-9 beträgt ca. 0,1 s. In den Zeiträumen von 190-207 Minuten und 227-240 Minuten wurden ca. 90 % der Nennleistung der Gasturbine abgerufen und das Temperaturprofil weist dabei im Zentrum ein breites Plateau mit Temperaturen bis $\sim 490^{\circ}\text{C}$ auf. Bei 207 und 223 Minuten in Abbildung 6-9 stieg die Leistung der Maschine jeweils schnell auf den Maximalwert, wodurch sich die Temperaturen auf ca. 500°C erhöhen und die radialen Unterschiede auf unter 10 K sinken. Zwischen den beiden Temperaturspitzen lief die Gasturbine auf ca. 80 % der Nennleistung und das Profil weist in dieser Periode ein etwas niedrigeres Niveau mit Temperaturen von $\sim 480^{\circ}\text{C}$ auf (Abbildung 6-9, 240-222 Minuten).

Sämtliche RFBG-Sensornetzwerke funktionierten in der Gasturbine über die komplette Messdauer hinweg. Die hohe lokale und zeitliche Auflösung der mit den RFBG-Sensornetzwerken gemessenen Temperaturen ermöglichte eine sehr detaillierte Beobachtung der für die jeweiligen Leistungsstufen der Gasturbine charakteristischen Temperaturprofile. Dies ist die Grundlage für eine Optimierung der Gasturbinenregelung hinsichtlich Effizienz und Schadstoffausstoß.

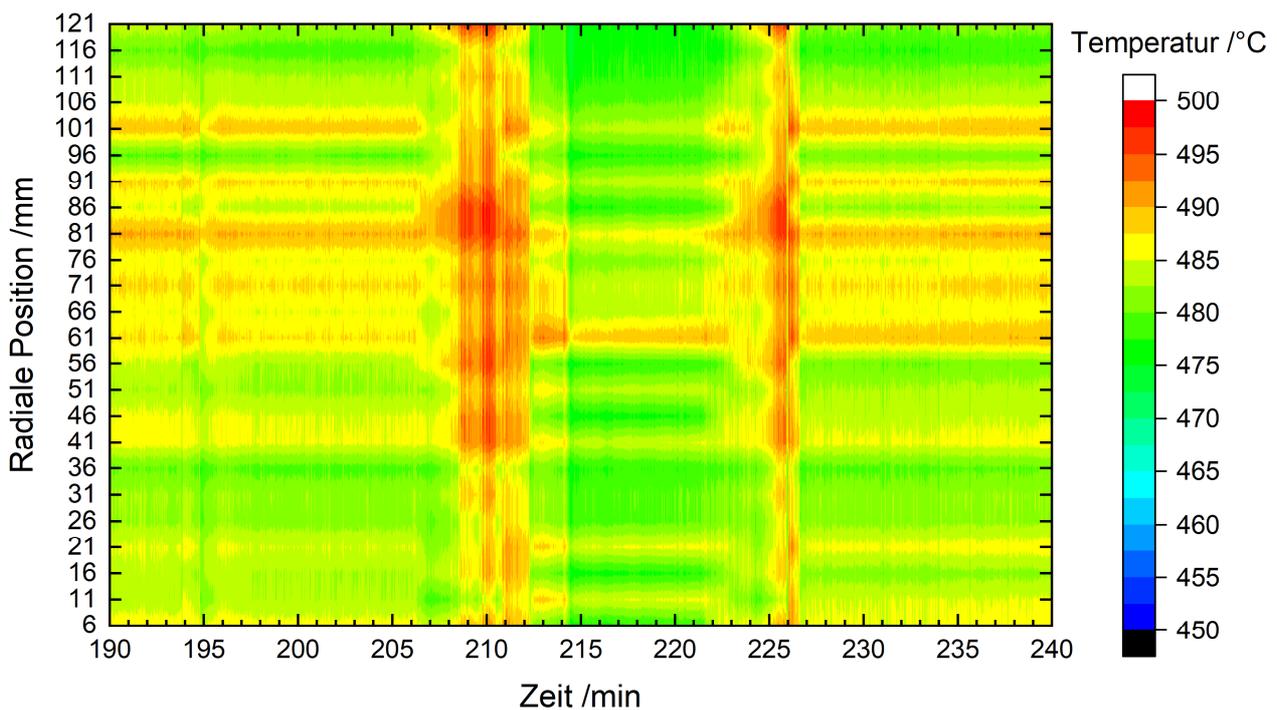
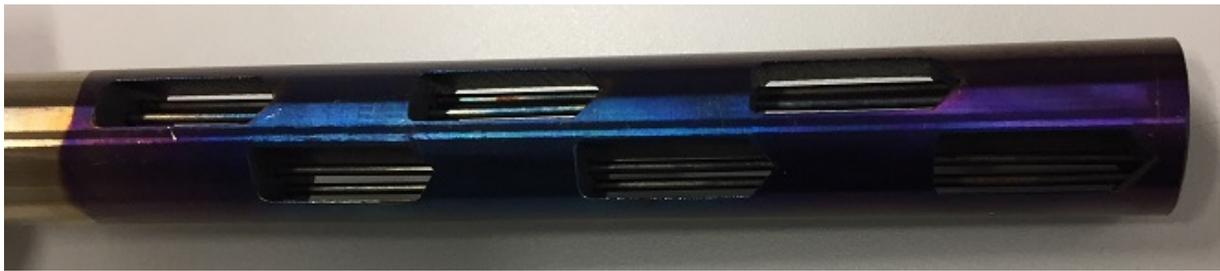


Abbildung 6-10: 2D-Konturdiagramm der Messdaten des 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerks vom zweiten Testtag während zweier schneller Leistungsänderungen. Die Messstellen befinden sich an radialen Positionen von 6-121 mm in gleichmäßigen Abständen von 5 mm. Die zeitliche Auflösung beträgt 0,1 s.

Nach der Messkampagne wurden die RFBG-Sensornetzwerke ausgebaut und im Labor die Auswirkungen des Einsatzes bezüglich möglicher Beschädigungen oder temperaturbedingter Wellenlängendrift untersucht. In Abbildung 6-11 sind Bilder der Messsonden nach der Anwendung dargestellt. Deutlich erkennbar sind dabei die Anlauffarben an der Oberfläche der

erhitzten Bereiche. Darüber hinaus sind keine äußerlichen Veränderungen an den Sensorkapillaren erkennbar.



(a)



(b)

Abbildung 6-11: Bilder der faseroptischen Temperatursonden mit RFBG-Sensornetzwerken in (a) 1,6 mm Kapillaren und (b) 0,8 mm Kapillaren nach dem Einsatz im Abgasstrahl der Gasturbine. Die erhitzten Bereiche sind anhand der Anlauffarben deutlich erkennbar. Es zeigen sich ansonsten keine Veränderungen oder Schäden an den Sensorkapillaren.

Um zu überprüfen, ob eine Drift vorliegt, wurden die Spektren der RFBG-Sensornetzwerke bei Raumtemperatur gemessen und mit den Daten vor dem Einsatz verglichen (vgl. Abschnitt 5.3). Abbildung 6-12 zeigt exemplarisch die Gegenüberstellung der Daten für ein RFBG-Sensornetzwerk der 24-Punkt Messsonde mit 1,6 mm Kapillaren, wobei keine Verschiebungen der Wellenlängen oder Degradierung der Reflektivität erkennbar sind. Dies trifft auch für die anderen RFBG-Sensornetzwerke zu und ist auf Grund der kurzen Einsatzzeit von maximal 7h bei Temperaturen bis 500°C auch so zu erwarten (vgl. Kapitel 4.2.2).

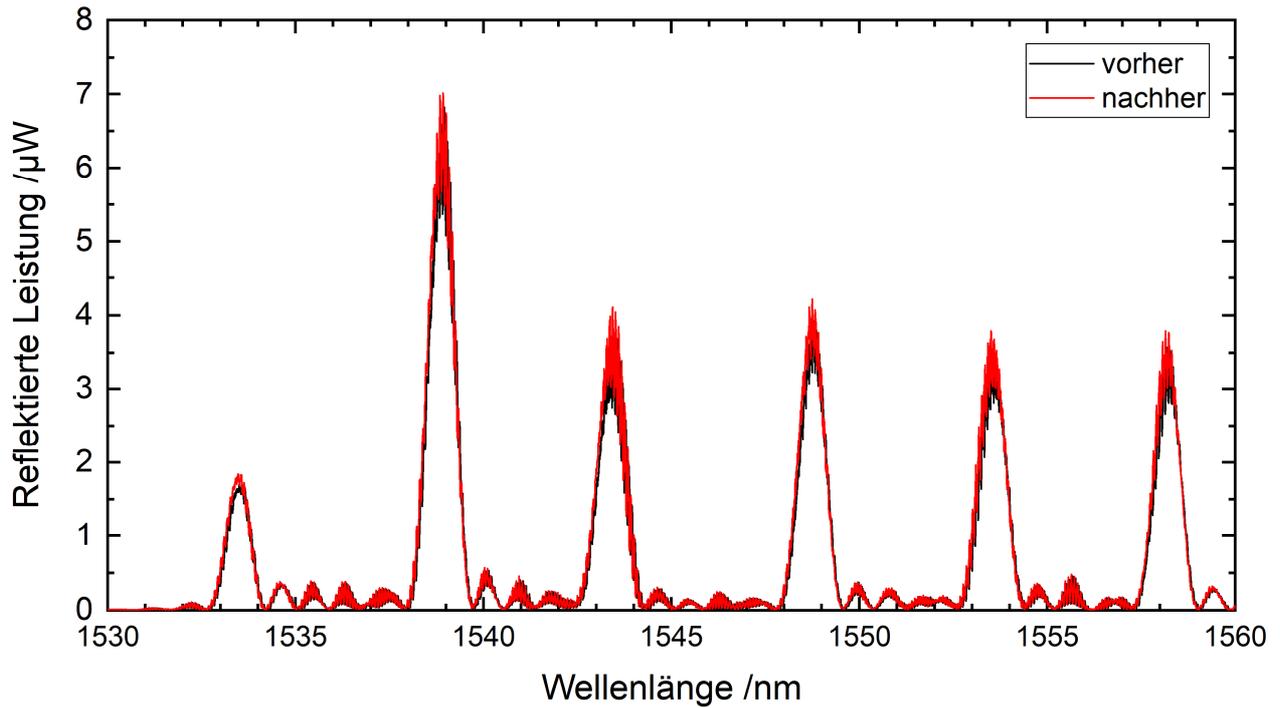


Abbildung 6-12: Spektren eines RFBG-Sensornetzwerks vor und nach dem Einsatz in der Gasturbine bei Raumtemperatur. Es zeigen sich keine driftbedingten Verschiebungen der Bragg-Wellenlängen oder Degradierung der Reflektivität.

Kapitel 7

Zusammenfassung und Ausblick

Gasturbinen und chemische Reaktoren haben als Bestandteile großer industrieller Anlagen eine hohe wirtschaftliche Bedeutung. In beiden Fällen hängen die Effizienz und die Anlagensicherheit von der Messung und Einhaltung bestimmter Temperaturprofile ab. Um eine höhere lokale Auflösung bei der Messung der Temperaturprofile ohne zusätzlichen Verkabelungsaufwand zu realisieren, sollten faseroptische Multipunkt-Temperatursensoren auf Basis von regenerierten Faser-Bragg-Gittern (RFBG) zum Einsatz kommen. Obwohl es schon einige Berichte über den Einsatz von RFBG-Sensornetzwerken gab, konnten bisher die Anforderungen der Industrie bezüglich Langzeitstabilität und Messunsicherheit nicht erfüllt werden. Im Rahmen dieser Arbeit gelang es, durch umfangreiche Untersuchungen optimale Parameter und Verfahren für den Herstellungsprozess von RFBG-Sensornetzwerken zu entwickeln. Zum Nachweis der Funktionalität wurden verschiedene Prototypen mit bis zu 24 Temperatursensoren bei Durchmessern kleiner als 2 mm produziert und in industriellen Anlagen getestet.

Zu Beginn der Arbeit erfolgten die Planung und der Aufbau einer für das Einschreiben von FBG-Netzwerken optimierten Anlage. Hierbei kam die Phasenmaskenmethode in Verbindung mit einem KrF-Excimer-Laser zum Einsatz. Untersuchungen des Regenerationsvorgangs von RFBG führten zu einem besseren Verständnis der zu Grunde liegenden Mechanismen. Dadurch konnte ein neues Regenerationsprofil in Form eines isothermen Heizprozesses über mindestens 35 h bei 800°C entwickelt werden, welches im Vergleich zu bisherigen Verfahren auf Grund der niedrigeren Regenerationstemperatur eine höhere Effizienz bei gleichzeitig geringerer Korrosionsbelastung ermöglicht. Weiterhin stabilisiert sich die thermische Wellenlängendrift der RFBG während des Regenerationsprozesses, weil dabei die in industriell produzierten Glasfasern vorhandenen eingefrorenen Spannungen und Dehnungen abgebaut werden.

Anschließend durchgeführte Langzeitmessungen mit RFBG zeigten ein temperaturabhängiges lineares Driftverhalten, welches stets positiv und sehr gut reproduzierbar war. Die daraus abgeleitete Aktivierungsenergie von 49 kJ/mol stimmt dabei mit temperaturinduzierten plastischen Verformungen von Quarzglas, dem Hauptbestandteil von Glasfasern, überein. Insgesamt weisen die Untersuchungen zu den Drift- und Korrosionsprozessen darauf hin, dass

sich beide Prozesse zwar reduzieren, aber nicht vermeiden lassen, da es sich um charakteristische Materialeigenschaften der verwendeten Glasfasertypen handelt. Jedoch konnten durch die Entwicklung eines chemischen Verfahrens zur Entfernung der Kunststoffschicht der Fasern die Angriffspunkte für eine Korrosion deutlich verringert werden. Dies ermöglichte in Verbindung mit dem neuen Regenerationsprofil die Herstellung von RFBG-Sensornetzwerken mit ausreichender Langzeitstabilität.

Um die Eignung der Multipunkt-Hochtemperatursensorik auf Basis von RFBG für die Messung von ausgedehnten Temperaturprofilen in Rohrreaktoren nachzuweisen, wurde ein faseroptisches Messsystem mit 24 RFBG-Temperatursensoren angefertigt und über einen Zeitraum von mehr als zwei Jahren in einem Testreaktor eingesetzt. Das Messsystem bestand aus vier RFBG-Arrays mit jeweils sechs Elementen, welche sich zum mechanischen Schutz der Fasern in drei Meter langen Edelstahlkapillaren mit Außendurchmessern von 0,8 mm befanden. Durch eine versetzte Anordnung der Sensornetzwerke konnte das Messsystem ein konstantes Temperaturprofil mit einer Länge von 2,3 m und Temperaturen von 150°C bis 500°C mit einer zeitlichen Auflösung von 1 Hz erfassen. Die Messungen des Temperaturprofils erfolgten über einen Zeitraum von 758 Tagen in Abständen von drei bis fünf Monaten. Dabei lagen die Messabweichungen zwischen den RFBG-Daten und einem kalibrierten Referenz-Thermoelement bei ± 4 K und damit innerhalb der erwarteten Grenzen. Das bestätigt die Gültigkeit der auf die Fasersensoren angewendeten Kalibriermethode, welche nur auf der Bestimmung der Referenzwellenlängen der jeweiligen Sensoren bei einer Referenztemperatur und der Anwendung einer universellen Wellenlänge-Temperatur-Kennlinie beruhte. Diese Kalibrierfunktion wurde experimentell aus den temperaturabhängigen Wellenlängenverschiebungen identisch produzierter Einzelpunkt-RFBG für den Temperaturbereich von 20°C bis 800°C ermittelt. Da die Wellenlängen eines RFBG-Sensornetzwerks prinzipbedingt unterschiedlich sind, beträgt die maximale Messabweichung dieses Kalibrierverfahrens bis 500°C noch $\pm 4,5$ K. Um die temperaturinduzierte Drift der RFBG-Elemente zu untersuchen, erfolgte ein Vergleich der vor und nach dem Langzeiteinsatz bei einer genau bestimmten Referenztemperatur gemessenen Bragg-Wellenlängen. Die gefundenen Wellenlängenunterschiede entsprechen Driftraten von 0,0 – 2,3 K/a, der durchschnittliche Wert beträgt lediglich 1,0 K/a. Dass die Sensorkapillaren über zwei Jahre in einer industriellen Umgebung funktionierten, belegt die ausreichende mechanische Robustheit der Fasersensoren und der Aufbautechnik.

RFBG-Sensornetzwerke können dabei auch den schwierigen Bedingungen im Abgasstrahl von Gasturbinen standhalten, wie zwei Messkampagnen an 6,9 MW Gasturbinen des Typs MGT6000 zeigten. Für die erste Messung wurde eine Standardmesssonde mit einem 3-Punkt RFBG-Array instrumentiert und im Abgasdiffusor der Gasturbine eingebaut. Bei dem anschließenden Testlauf war das radiale Temperaturprofil im Leerlauf mit 310 – 340 °C deutlich breiter als bei Vollast mit 510 – 520°C. Dabei lagen die Temperaturabweichungen zwischen den RFBG-Daten und einem benachbarten Thermoelement mit 0,7 – 2,8 K innerhalb der erwarteten Messabweichung der RFBG-Kennlinie. Im zweiten Schritt kamen speziell angepasste Messsonden und mehrere 6-Punkt RFBG-Arrays zum Einsatz. Dies ermöglichte die Erfassung des radialen Temperaturprofils mit einer Positionsauflösung von bis zu 5 mm und einer Frequenz von 10 Hz bei minimalen Strömungswiderständen. Dadurch konnten für den

jeweiligen Lastzustand der Gasturbine charakteristische Temperaturniveaus und Temperaturverteilungen beobachtet werden. Bei Nennleistung betragen die Temperaturen ca. 500°C und das Profil war annähernd uniform, was auf einen stabilen Abgasstrom ohne Turbulenzen hindeutet.

Insgesamt demonstrieren die erfolgreichen Anwendungen die Eignung von RFBG-Sensornetzwerken für die Messung von Temperaturverteilungen in industriellen Anlagen wie chemischen Reaktoren und Gasturbinen. Dabei konnten die Anforderungen hinsichtlich einer adäquaten mechanischen Robustheit und Messunsicherheit nachweislich erfüllt werden. Als Schutzumhausung der RFBG-Arrays eignete sich ein dehnungsfreier Aufbau mit Fasern ohne Kunststoffschicht in Edelstahlkapillaren mit Durchmessern von 0,8 mm und 1,6 mm. Zusätzlich ermöglichte die Überführung und Weiterentwicklung des sogenannten Tandem-Messkonzepts auf die RFBG-Technologie eine Kompensation von eingebrachten Kräften bei der Temperaturmessung mit RFBG. Trotz Belastungen von bis zu 0,7 N konnte eine RFBG-Messstelle damit im Temperaturbereich von 20°C bis 700°C eine Messunsicherheit von 1 K einhalten. Dies erlaubt in zukünftigen Anwendungen längere Messstrecken als der dehnungsfreie Aufbau, welcher bei gerader Verlegung der Sensorkapillare auf etwa zwei Meter begrenzt ist. In der verwendeten universellen Kalibrierfunktion ist die Wellenlängenabhängigkeit der Temperaturempfindlichkeit von RFBG noch nicht enthalten. Dies sollte mit zunehmender Temperatur zu einer ansteigenden systematischen Messabweichung führen. Durch eine Berücksichtigung der Wellenlängenabhängigkeit der Kennlinie ist in Zukunft eine weitere Reduktion der Unsicherheit zu erwarten.

Während der Langzeitmessung im Testreaktor betrug die maximale Driftrate der RFBG-Sensoren 2,3 K/a bei Temperaturen bis 500°C. Damit ist für diesen Temperaturbereich die gesetzte Zielmarke von 10 K/a klar erreicht. Bei höheren Temperaturen wird dieser Zielwert aber noch überschritten. Trotzdem sind mit den erreichten Driftraten bereits viele relevante Anwendungen durchführbar. Beispielsweise können Gasturbinen je nach Bauart zwar Abgastemperaturen von bis zu 700°C aufweisen, bei Testmessungen für Modellvalidierungen liegen die Einsatzdauern der Sensoren aber nur in der Größenordnung von Tagen. Hierfür reichen die Driftraten und Messabweichungen der RFBG-Sensoren jetzt schon aus. Bei den meisten Anwendungen in der Prozessindustrie liegen die Betriebstemperaturen dagegen unter 500°C, so dass die erzielten Driftraten hier bereits den Anforderungen entsprechen. Weiterhin kann der Drift auch durch kürzere Kalibrierungsintervalle begegnet werden. Durch die Anwendung einer universellen Kennlinie reicht für eine Rekalibrierung die erneute Messung der Bragg-Wellenlängen bei einer bekannten Referenztemperatur.

Basierend auf den in der Erforschung der Regeneration, Drift und Korrosion erlangten Erkenntnissen konnte eine Spezialfaser gefunden werden, welche höheren Temperaturen standhält als die bisher verwendete Standardfaser und überdies eine deutliche Reduktion der Temperaturdrift von RFBG ermöglicht. Dies verspricht zukünftig eine weitere Verbesserung der Sensoreigenschaften von RFBG.

Zusammengefasst steht mit den Multipunkt-RFBG-Sensoren eine neue Sensortechnologie zur Verfügung, welches Innovationsimpulse für die technologische Weiterentwicklung industrieller Anlagen liefern kann. Auf Grund dieser Ergebnisse konnte ein Forschungsauftrag der Firma Siemens über die Messung von Temperaturverteilungen in deren

60 MW – Gasturbinen akquiriert werden. Die Bayerische Forschungsstiftung stellte das Forschungsvorhaben, in dessen Rahmen die Promotion gefördert wurde, im Jahresbericht 2019 unter der Rubrik „Erfolgsgeschichten“ vor.

Eigene Publikationen

Journal-Artikel

Polz, L.; **Dutz, F.J.**; Maier, R.R.J.; Bartelt, H.; Roths, J. Regenerated Fibre Bragg Gratings: A Critical Assessment of more than 20 Years of Investigations. *Optics and Laser Technology* 2020, 134, 106650, doi:10.1016/j.optlastec.2020.106650.

Dutz, F.J.; Boje, S.; Orth, U.; Koch, A.W.; Roths, J. High-Temperature Profile Monitoring in Gas Turbine Exhaust-Gas Diffusers with Six-Point Fiber-Optic Sensor Array. *International Journal of Turbomachinery, Propulsion and Power* 2020, 5, 25, doi:10.3390/ijtp5040025.

Dutz, F.J.; Heinrich, A.; Bank, R.; Koch, A.W.; Roths, J. Fiber-Optic Multipoint Sensor System with Low Drift for the Long-Term Monitoring of High-Temperature Distributions in Chemical Reactors. *Sensors* 2019, 19, 24, doi:10.3390/s19245476.

Hopf, B.; **Dutz, F.J.**; Bosselmann, T.; Willsch, M.; Koch, A.W.; Roths, J. Iterative matrix algorithm for high precision temperature and force decoupling in multiparameter FBG sensing. *Optics Express* 2018, 26, 12092-12105, doi:10.1364/OE.26.012092.

Dutz, F.J.; Stephan, V.; Marchi, G.; Koch, A.W.; Roths, J.; Huber, H.P. Fabrication of locally micro-structured fiber Bragg gratings by fs-laser machining. *Applied Physics A* 2018, 124, 1-8, doi:10.1007/s00339-018-1840-x.

Marchi, G.; Stephan, V.; **Dutz, F.J.**; Hopf, B.; Polz, L.; Huber, H.P.; Roths, J. Femtosecond laser machined micro-structured fiber Bragg grating for simultaneous temperature and force measurements. *Journal of Lightwave Technology* 2016, 34, 4557-4563, doi:10.1109/JLT.2016.2567779.

Konferenzbeiträge

Dutz, F.J.; Boje, S.; Orth, U.; Koch, A.W.; Roths, J. High-temperature profile monitoring in gas turbine exhaust-gas diffusors with multipoint fibre-optic sensor arrays. Presented at The 9th EVI-GTI International Gas Turbine Instrumentation Conference 2019, Graz.

Dutz, F.J.; Lindner, M.; Heinrich, A.; Seydel, C.G.; Bosselmann, T.; Koch, A.W.; Roths, J. Multipoint high temperature sensing with regenerated fiber Bragg gratings. Proceedings of SPIE 2018, 10654, 1065407, doi:10.1117/12.2305300.

Dutz, F.J.; Marchi, G.; Stephan, V.; Huber, H.P.; Roths, J. Force and temperature characteristics of a fs-laser machined locally micro-structured FBG. Proceedings of SPIE 2016, 9916, 991621, doi:10.1117/12.2236836.

Marchi, G.; Stephan, V.; **Dutz, F.J.;** Huber, H.P.; Roths, J. Stress tuneable phase shifts of femtosecond-laser microstructured FBG for indentation measurements of biological tissue: experimental and theoretical investigation. Proceedings of SPIE 2016, 9886, 98860P, doi:10.1117/12.2225600.

Schutzrecht

Dutz, F.J.; Roths, J. Lichtleitfaser mit einem Faser Bragg Gitter. Gebrauchsmuster (Utility model) DE 202019002314 U1, July 18, 2019.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: (a) Typische SM-Fasern bestehen aus einem Kern mit ca. 10 μm Durchmesser, einem Mantel mit einem Durchmesser von 125 μm und einer Kunststoffschicht (engl. Coating). (b) Durch den höheren Brechungsindex im Kern wird das Licht im Grundmode als radialsymmetrische gaußförmige Mode entlang der Faser geführt. Wegen der Ausdehnung in den Mantel gilt für die Translation ein effektiver Brechungsindex n_{eff} 6

Abbildung 2-2: Entwicklung des Brechungsindex von Quarzglas durch die Beimengung verschiedener Dotierstoffe. Bild aus [20]..... 7

Abbildung 2-3: Darstellung des Faserziehprozesses. Die Vorform wird angeschmolzen und dabei in die Länge gezogen. Bild aus [20]..... 8

Abbildung 2-4: Korrosion an der Faseroberfläche (a) bei 1200°C durch Kristallisation [34] und (b) bei 950°C durch wasserdampfbedingtes Risswachstum [35]. 9

Abbildung 2-5: Funktionsprinzip eines Faser-Bragg-Gitters (FBG). Einkoppeltes Licht wird an periodischen Brechungsindexhüben reflektiert. Nur für die Bragg-Wellenlänge λ_B interferieren die reflektierten Teilwellen konstruktiv, es entsteht ein charakteristisches Maximum im Reflexionsspektrum.10

Abbildung 2-6: Funktionsprinzip eines FBG-Interrogators. Das Licht eines durchstimmbaren Lasers wird in eine Faser mit FBG eingekoppelt. Ein Detektor misst die zeitabhängig zurückreflektierte Leistung, welche durch Korrelation mit der Laserwellenlänge zu einem Spektrum geformt wird.13

Abbildung 2-7: Mit einem FBG-Interrogator gemessenes Reflexionsspektrum mit Parabelanpassung (schwarze Linie) an alle Datenpunkte, die oberhalb des halben Maximalwerts liegen, zur Ermittlung der Bragg-Wellenlänge und der reflektierten Leistung des FBGs..... 14

Abbildung 2-8: Einschreiben von FBG mit der Phasenmaskenmethode. Die Phasenmaske ist ein Phasengitter mit der Periode Λ_{PM} . Der senkrecht einfallende UV-Laserstrahl wird hauptsächlich in die ± 1 . Beugungsordnung gebeugt. Dabei entsteht ein Beugungsmuster mit der Periode $\Lambda = \Lambda_{PM}/2$, welches sich in der Faser abbildet..... 15

- Abbildung 2-9:** Anstieg der Reflektivität verschiedener FBG während des Einschreibeprozesses. Die Gitter wurden in SMF28-Fasern mit H₂ (schwarze Datenpunkte), und ohne H₂ (hellgraue und dunkelgraue Datenpunkte) eingeschrieben. Bild aus [43]. 16
- Abbildung 2-10:** Zeitlicher Zerfall der Gitterstärke zweier Typ-I-FBG bei 350°C bzw. 550°C. Der ICC-Wert entspricht der auf den Anfangswert normierten Brechungsindexmodulation. Bild aus [46] 17
- Abbildung 3-1:** (a) Verschiebung der Wellenlängen von vier Typ-II-PbP FBG unter jeweils isothermen Bedingungen. (b) Nach einer Messdauer von 2200 h treten keine Änderungen der Reflektivität auf. Bilder aus [72]. 23
- Abbildung 3-2:** Zeitliche Entwicklung der Reflektivität eines FBGs in wasserstoffbeladener SMF28-Faser (Typ-I-H₂, blau) beim stufenweisen Aufheizen bis 950°C. Nach dem Zerfall des Seed-FBGs bildet sich ein neues temperaturstabiles Gitter, ein sogenanntes regeneriertes FBG (RFBG)..... 24
- Abbildung 3-3:** Schematische Darstellung der CCG-Theorie von Fokine: 1) Eine Faser mit Ge- und F-dotiertem Kern wird mit Wasserstoff beladen. 2) Beim Einschreiben des FBGs bilden sich in den belichteten Bereichen OH-Gruppen. 3) Dort entstehen beim Aufheizen der Struktur durch chemische Reaktionen HF-Moleküle. 4) Bei hohen Temperaturen diffundieren die HF-Moleküle aus den belichteten Bereichen. Bild aus [77]. 25
- Abbildung 3-4:** Entstehung von RFBG nach der Kristallisationstheorie von John Canning: (a) Durch das Faserziehen steht der Faserkern radial unter Zugspannung. (b) In den belichteten Bereichen bauen sich die Spannungen durch die Erzeugung von OH-Gruppen ab. (c) Bei hohen Temperaturen dehnt sich der Kern stärker aus als der Mantel, wodurch die radiale Zugspannung abnimmt. In den belichteten Bereichen kann hohe Druckspannung entstehen, welche dann zu lokaler Kristallbildung führt. (d) Mit der Zeit dehnen sich die Kristallstrukturen auch in axialer Richtung aus, so dass der Gitterkontrast sinkt. Effektiv sinkt damit die Reflektivität. Bild aus [88]. 27
- Abbildung 3-5:** Langzeitmessung von vier RFBG-Temperatursensoren unter isothermen Bedingungen. (a) Während der Messung bleiben die Reflektivitätswerte annähernd stabil. (b) Wellenlängenverschiebungen der RFBG bedingt durch thermische Drift. Bild aus [72]. 29
- Abbildung 4-1:** (a) Foto der Anlage zum Einschreiben von FBG-Sensornetzwerken nach dem Phasenmaskenprinzip. Der Strahl des UV-Lasers (violetter Pfeil) wird über zwei hochreflektierende (HR) Spiegel und eine Zylinderlinse auf die Einschreibeeinheit gelenkt. (b) Die Einschreibeeinheit beinhaltet eine Blende #1, die Phasenmaske #2, zwei Faserklemmen #3 zur Fixierung der Faser (blaue Linie), eine Linearverstellung #4 und ein zusätzliches Schienensystem #5..... 36
- Abbildung 4-2:** Horizontales und vertikales Strahlprofil des Excimer-Lasers. Die Pfeile zeigen die jeweilige Halbwertsbreite der Profile bei einer Entfernung $z = 265$ mm vom Laseraustritt. 37
- Abbildung 4-3:** Vertikaler Verlauf des Laserstrahls nach der Fokussierung durch die Zylinderlinse. 38
- Abbildung 4-4:** Entwicklung der spektralen Reflexionslinienform eines 3 mm langen Typ-I-FBGs in einer GF1B Faser während dem Einschreiben. Die Reflektivität steigt sukzessive mit der Bestrahlungsdosis und erreicht nach 10 Scans eine Stärke von 90 %. Die Übereinstimmung

mit der theoretischen Linienform eines uniformen Gitters zeigt, dass das FBG gleichmäßig belichtet wurde.....	39
Abbildung 4-5: (a) Messplatz mit Kalibrierofen Pegasus Plus1200S. (b) Schematischer Aufbau des Kalibrierofens. Die thermische Kapazität des erhitzten Metallblocks sorgt für eine homogene und zeitlich konstante Temperatur im Innern der Bohrung. Die relative Messunsicherheit zwischen RFBG und dem kalibrierten Thermoelement (Referenz-TE) beträgt nur 0,32 K [39,56].....	40
Abbildung 4-6: Entwicklung der Brechungsindexmodulation Δn_{AC} verschiedener Seed-FBG während der isothermen Regeneration bei (a) 750°C (die Unterbrechung bei 40 – 60 h beruht auf einer Trennung des Interrogators von den Sensoren), (b) 800°C, (c) 850°C und (d) 900°C. Aus den Verläufen lassen sich der Regenerationsbeginn t_0 und die maximal erreichte Gitterstärke der RFBG Δn_{AC} , RFBG zum Zeitpunkt t_{max} ablesen.....	41
Abbildung 4-7: Zeit bis zum Erreichen der maximalen Stärke der RFBG nach dem Eintauchen in den auf die Regenerationstemperatur aufgeheizten Ofen.....	43
Abbildung 4-8: Darstellung der Daten aus Abbildung 4-7 als Arrhenius-Graph mit einer linearen Anpassung an die Werte.....	44
Abbildung 4-9: Zeitabhängiger Verlauf der Brechungsindexmodulation eines Seed-FBGs während des isothermen Regenerierens bei einer Temperatur von 800°C (schwarze Dreiecke). Nach dem Regenerieren wird das Vorzeichen üblicherweise als positiv angenommen (rote Kreise). Theoretisch möglich ist aber auch eine negative Variation des Brechungsindex (blaue Quadrate), hier durch die Multiplikation der Daten mit -1 dargestellt. [88].....	45
Abbildung 4-10: Vergleich der in der vorliegenden Arbeit ermittelten Regenerationseffizienz in Abhängigkeit der Regenerationstemperatur mit aus publizierten Daten von Holmberg [95], Biswas [126] und Celikin [100] berechneten Werten.....	46
Abbildung 4-11: Zeitlicher Verlauf der Reflektivität eines Seed-FBGs und eines Typ-II-FBGs während eines isothermen Temperprozesses bei 800°C. Nach ca. 6 h entsteht das RFBG. [127]	48
Abbildung 4-12: Verschiebung der Bragg-Wellenlänge der verschiedenen FBG während des isothermen Temperprozesses bei 800°C. [127]	49
Abbildung 4-13: Temperaturdrift der untersuchten RFBG in SMF28-Fasern bei einer konstanten Temperatur von 550°C. Während der Unterbrechungen wurden keine Daten aufgezeichnet, da der Interrogator für andere Aufgaben gebraucht wurde.....	51
Abbildung 4-14: Zusammenfassung aller gemessenen Driftraten in Kelvin pro Monat in Abhängigkeit der Temperatur.	52
Abbildung 4-15: Auf Grund des erkennbar exponentiellen Verhaltens sind die Daten Abbildung 4-14 hier als Arrhenius-Graph aufgetragen.	53
Abbildung 4-16: Zeitlicher Verlauf der Reflektivität zweier Seed-FBG in einer SMF28 und einer LMA-Faser während einem isothermen Temperprozess bei 900°C. (a) Ausschnitt der ersten fünf Stunden. Nach ca. 0,3 h (SMF28) und 0,5 h (LMA) entstehen die RFBG. (b) Kompletter Verlauf über 110 h.....	56
Abbildung 4-17: Temperaturdrift zweier RFBG in einer SMF28-Faser und einer LMA-Faser bei einer konstanten Temperatur von 600°C. Die Strichlinien markieren die relative Unsicherheit des Messaufbaus.....	57

Abbildung 4-18: Mikroskopaufnahmen von je einer (a) SMF28-Faser [34] und (b) einer LMA-Faser [141] nach 23 Stunden bei 1200°C.	58
Abbildung 4-19: Kalibrierdaten (60 Messpunkte pro Temperaturstufe) des Endpunkt-Sensors RFBG #1. Die gefüllten Datenpunkte wurden im Kalibrierofen Pegasus Plus1200 gemessen, während die offenen Datenpunkte aus einer Messung bei Raumtemperatur T_R in einem Peltier-Ofen stammen. Die Linie ist eine Anpassung mit einem Polynom fünfter Ordnung an die Messdaten und entspricht der Wellenlängen-Temperatur-Kennlinie von RFBG #1. [127]	59
Abbildung 4-20: Temperaturabweichungen zwischen den aus der Kennlinie von RFBG #1 berechneten Werten und den Temperaturen der Referenznormalen.	60
Abbildung 4-21: Kalibrierdaten von vier individuell mit denselben Parametern hergestellten RFBG-Elementen. Die temperaturinduzierten Wellenlängenverschiebungen bezogen auf die jeweiligen Werte bei der Referenztemperatur T_R sind als Funktion der Temperatur aufgetragen. Die Linie repräsentiert eine Anpassung mit einem Polynom fünfter Ordnung an alle Messdaten und entspricht einer universellen Kalibrierfunktion für identisch produzierte RFBG-Sensorelemente [127].	61
Abbildung 4-22: Temperaturabweichungen zwischen den über die universelle Kennlinie berechneten Temperaturen der vier RFBG und den Temperaturen der Referenznormalen aus Abbildung 4-21.	62
Abbildung 4-23: Prinzipskizze des dehnungsfreien Aufbaus eines RFBG-Sensornetzwerks in einer Stahlkapillare.	63
Abbildung 4-24: Prototyp eines 6-Punkt RFBG-Arrays mit einem Messpunktabstand von 20 mm.	64
Abbildung 4-25: Vergleich von Faseroberflächen nach drei Tagen bei 800°C. Die Kunststoffbeschichtung wurde zuvor bei (a) mechanisch mittels Metall-Stripper und bei (b) chemisch mit Aceton entfernt. [144].	65
Abbildung 4-26: (a) Prinzipskizze eines RFBG-Tandems. Zwei Fasern mit unterschiedlichem Durchmesser sind aneinander gespleißt. Möglichst nahe an der Verbindungsstelle befinden sich zwei RFBG mit verschiedenen Gitterperioden. (b) Mikroskopaufnahme der Spleißverbindung des RFBG-Tandems. [145].	66
Abbildung 4-27: Messaufbau für den Test des Tandem-Prinzips mit RFBG. Während den Messungen wurde das Tandem mit zusätzlichen Gewichtskräften von 0 – 0,7 N belastet.	66
Abbildung 4-28: Verläufe der Bragg-Wellenlängen während der Belastung des RFBG-Tandems mit Gewichtskräften von 0 – 0,7 N bei den unterschiedlichen Temperaturstufen. (a) RFBG 1 in der LMA125-Faser. (b) RFBG 2 in der LMA250-Faser.	68
Abbildung 4-29: (a) Kraftempfindlichkeiten von RFBG 1 und RFBG 2 in Abhängigkeit der Temperatur. (b) Temperaturkennlinien der beiden RFBG.	69
Abbildung 4-30: Abweichungen der Temperaturmesswerte des RFBG Tandems zu den Temperaturmesswerten eines kalibrierten Thermoelements (Referenz-TE).	70
Abbildung 5-1: (a) Schematischer Aufbau eines von vier identisch gefertigten Sensornetzwerken mit jeweils sechs Seed-FBG [53]. (b) Foto der vier fertig montierten Sensornetzwerke für den Einsatz im Testreaktor.	72
Abbildung 5-2: (a) Schematischer Aufbau zum Regenerieren der RFBG-Sensornetzwerke in einem Hochtemperatur-Rohrofen. (b) Vertikale Temperaturverteilung im Innern des	

Rohrofens bei einem eingestellten Sollwert von 800°C. Die vertikale Position entspricht der Eintauchtiefe gemessen von der oberen Kante des Keramikrohrs. [53].....	73
Abbildung 5-3: Zeitlicher Verlauf der reflektierten Maximalleistung von RFBG #6 (1558 nm) von Array A1 während des isothermen Regenerierens bei 800°C. [53]	74
Abbildung 5-4: Spektren des RFBG-Arrays A1 bei Raumtemperatur vor und nach dem Regenerationsprozess. [53]	74
Abbildung 5-5: (a) Skizze des Messaufbaus. Der Testreaktor besteht aus zwei nahe beieinander liegenden parallelen Schutzrohren, drei über die Länge verteilten Heizspulen und einer umgebenden Isolierung. In Schutzrohr 1 befinden sich drei Typ-K Mantelthermoelemente (TE), welche über eine Linearverstellung vertikal verschiebbar sind. Im zweiten Schutzrohr befinden sich die vier RFBG-Sensornetzwerke. Während der letzten Messung wurde ein zusätzliches kalibriertes Thermoelement (Referenz-TE) manuell durch Schutzrohr 2 geführt. (b) Foto des Testreaktors bei MAN Energy Solutions SE, DWE-Reactors in Deggendorf. [53].....	77
Abbildung 5-6: Positionsabhängige Temperaturabweichungen zwischen dem Mantelthermoelement in Rohr 1 und dem kalibrierten Referenz-TE in Rohr 2, gemessen am 24. April 2019. [53].....	78
Abbildung 5-7: Während einer Betriebsdauer von 758 Tagen im Testreaktor mit den RFBG-Sensornetzwerken und den verschiebbaren Thermoelementen gemessene Temperaturprofile. [53]	79
Abbildung 5-8: Mit dem RFBG-Sensornetzwerk gemessene Temperaturen in Abhängigkeit von den mit dem kalibrierten Referenz-TE gemessenen Temperaturen. Die Linie repräsentiert eine lineare Anpassung an die abgebildeten Messdaten. [53]	80
Abbildung 5-9: Abweichungen zwischen den RFBG-basierten Temperaturprofilen und der Messung mit dem Referenz-TE vom 24. April 2019. [53]	80
Abbildung 5-10: Abweichungen zwischen den TE-basierten Temperaturprofilen und der Messung mit dem Referenz-TE vom 24. April 2019. [53]	81
Abbildung 5-11: RFBG-Spektren bei einer Referenztemperatur von ca. 24°C vor und nach dem zweijährigen Einsatz bei Temperaturen bis 500°C. (a) RFBG #2 von Array A1 ist unverändert. (b) RFBG #6 von Array A2 weist eine Verschiebung um 48 pm und eine leichte Degradierung auf. [53].....	83
Abbildung 5-12: Temperaturdriftraten der RFBG-Elemente im Vergleich zur jeweils lokalen Temperatur. Die Driftraten reichen von 0,0-2,3 K/a und die Strichlinie markiert den Mittelwert von 1,0 K/a. [53].....	84
Abbildung 6-1: Bilder von Temperatursonden für den Einsatz im Abgasstrahl der Gasturbinen. (a) Konventionelle Sonde mit drei einzelnen Thermoelementen. (b) Dieselbe Sonde bestückt mit einem 3-Punkt RFBG-Sensornetzwerk und angepasst an den Turbinentyp. Die Abstände der RFBG vom Flansch betragen 94 mm (#1), 116 mm (#2) und 137 mm (#3).....	86
Abbildung 6-2: (a) Gasturbine des Typs MGT6000 mit einer Nennleistung von 6,9 MW. (b) Gasturbinenprüfstand. (Bilder: MAN Energy Solutions SE, Turbomachinery, Oberhausen).....	86
Abbildung 6-3: (a) Azimutale Anordnung (Winkelgrad) der Messsonden im Abgasstrang der Gasturbine (Strömungsrichtung senkrecht zur Zeichnungsebene). (b) Foto der eingebauten faseroptischen Temperatursonde.	87

- Abbildung 6-4:** (a) Zeitlicher Temperaturverlauf während des Betriebs der Turbine. Bei Laständerungen steigt die Temperatur von 340°C im Leerlauf (b) auf 520°C bei Vollast (c) an. Zum Vergleich sind die mit den direkt benachbarten Thermoelementen gemessenen Temperaturen eingezeichnet. RFBG #3 und die Thermoelemente befinden sich dabei auf der gleichen radialen Position und zeigen eine sehr gute Übereinstimmung.....88
- Abbildung 6-5:** (a) Temperaturmesssonden aus 3D-gedrucktem Inconel-Körper für RFBG-Sensornetzwerke. Jeweils zwei Sonden weisen RFBG-Arrays in 1,6 mm Kapillaren und 0,8 mm Kapillaren auf. (b) Spitze der Messsonde mit einem RFBG-Array in einer 0,8 mm Kapillare und sechs Messstellen. (c) Spitze der Messsonde mit vier versetzt eingebauten RFBG-Arrays in 0,8 mm Kapillaren und insgesamt 24 Messstellen. [146]90
- Abbildung 6-6:** (a) Azimutale Anordnung der Messsonden im Abgasdiffusor der Gasturbine (Strömungsrichtung senkrecht zur Zeichnungsebene). (b) Einbauposition der 6-Punkt RFBG-Messsonde im Strömungskanal mit den radialen Abständen der Messstellen von der Außenwand [12].....91
- Abbildung 6-7:** Zeitlicher Verlauf der mit dem 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerk in 1,6 mm Kapillaren gemessenen Abgastemperaturen während des ersten Testlaufs der Gasturbine. RFBG #1 bis #6 waren dabei radial 5 mm, 25,6 mm, 49,1 mm, 71,1 mm, 94,6 mm und 115,3 mm von der Außenwand des Abgasdiffusors entfernt. [12].....92
- Abbildung 6-8:** (a) 2D-Konturdiagramm des zeitlichen Verlaufs der Temperaturen im Abgasdiffusor aus Abbildung 6-7. (b) Aus dem Konturdiagramm extrahierte radiale Temperaturprofile. [12]93
- Abbildung 6-9:** Zeitlicher Verlauf der mit dem 6-Punkt RFBG-Sensornetzwerk in 0,8 mm Kapillaren gemessenen Abgastemperaturen während des zweiten Testlaufs der Gasturbine. RFBG #1 bis #6 waren dabei radial 5 mm, 25,6 mm, 49,1 mm, 71,1 mm, 94,6 mm und 115,3 mm von der Außenwand des Abgasdiffusors entfernt.....94
- Abbildung 6-10:** 2D-Konturdiagramm der Messdaten des 24-Punkt RFBG-Sensornetzwerks vom zweiten Testtag während zweier schneller Leistungsänderungen. Die Messstellen befinden sich an radialen Positionen von 6-121 mm in gleichmäßigen Abständen von 5 mm. Die zeitliche Auflösung beträgt 0,1 s.95
- Abbildung 6-11:** Bilder der faseroptischen Temperatursonden mit RFBG-Sensornetzwerken in (a) 1,6 mm Kapillaren und (b) 0,8 mm Kapillaren nach dem Einsatz im Abgasstrahl der Gasturbine. Die erhitzten Bereiche sind anhand der Anlauffarben deutlich erkennbar. Es zeigen sich ansonsten keine Veränderungen oder Schäden an den Sensorkapillaren.96
- Abbildung 6-12:** Spektren eines RFBG-Sensornetzwerks vor und nach dem Einsatz in der Gasturbine bei Raumtemperatur. Es zeigen sich keine driftbedingten Verschiebungen der Bragg-Wellenlängen oder Degradierung der Reflektivität.97

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1: Übersicht der charakteristischen Prozessparameter während des isothermen Regenerierens: Temperatur TR , Regenerationsbeginn t_0 und Dauer t_{max} bis zur maximalen RFBG-Stärke $\Delta n_{AC, RFBG}$. Aus der bekannten Stärke des Seed-FBGs $\Delta n_{AC, Seed}$ lässt sich daraus die Regenerationseffizienz η berechnen.....	42
Tabelle 4-2: Temperaturdrift der RFBG aus Abbildung 4-13 bei 550°C über 700 h, ermittelt aus den Steigungen der jeweiligen linearen Anpassung.....	52
Tabelle 4-3: Parameter und Werte der universellen Kalibrierfunktion (4-10) [127].....	61
Tabelle 4-4: Werte der Parameter in der Temperaturempfindlichkeit von RFBG 1 und RFBG 2.	67
Tabelle 5-1: Parameter der universellen Kalibrierfunktion (5-1)......	75
Tabelle 5-2: Bragg-Wellenlängen der RFBG-Sensoren bei einer Temperatur T von ca. 24°C vor ($\lambda_{B, Start}$) und nach ($\lambda_{B, Ende}$) einer Einsatzdauer von 758 Tagen im Testreaktor bei Temperaturen zwischen 150°C und 500°C. Die Verschiebungen der Bragg-Wellenlängen $\Delta\lambda_B$ ergeben sich aus der Subtraktion der Startwerte von den Endwerten. Unter Annahme einer Temperaturempfindlichkeit von 10 pm/K bei Raumtemperatur ergeben sich daraus die entsprechenden Driftraten. [53]	82
Tabelle 6-1: Zeitlich gemittelte Temperaturwerte und entsprechende Standardabweichung von RFBG #3 und den Thermoelementen bei Leerlauf (t_L) und Vollastbetrieb (t_V) der Gasturbine.	89

Abkürzungsverzeichnis

CCG	Chemical Composition Grating
CMT	Coupled-Mode Theory
CVD	Chemical Vapour Deposition
DFB	Distributed Feedback
DKD	Deutscher Kalibrierdienst
DTS	Distributed Temperature Sensing
FBG	Faser-Bragg-Gitter
IR	infrarot
LMA	Large Mode Area
LWL	Lichtwellenleiter
MSA	Maleinsäureanhydrid
PC	Personal Computer
PSA	Phthalsäureanhydrid
RFBG	Regeneriertes Faser-Bragg-Gitter
SM	Single-Mode
SNG	Substitute Natural Gas
TE	Thermoelement
UV	ultraviolett
WDM	Wavelength-Division Multiplexing

Literaturverzeichnis

1. Dutz, F.J.; Roths, J. Faseroptische Hochtemperatursensornetzwerke. In *Jahresbericht 2019*, Bayerische Forschungsstiftung BFS: München, 2020; pp. 30-33, URL:https://forschungsstiftung.de/assets/mediathek/jahresberichte/BFS_Jahresbericht-2019.pdf.
2. Lorz, P.M.; Towae, F.K.; Enke, W.; Jäckh, R.; Bhargava, N.; Hillesheim, W. Phthalic Acid and Derivatives. In *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*, Wiley-VCH: Weinheim, 2007; pp. 131-180, doi:10.1002/14356007.a20_181.pub2.
3. Lohbeck, K.; Haferkorn, H.; Fuhrmann, W.; Fedtke, N. Maleic and Fumaric Acids. In *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*, Wiley-VCH: Weinheim, 2012; pp. 145-156, doi:10.1002/14356007.a16_053.
4. Goetz, M.; Lefebvre, J.; Moers, F.; McDaniel Koch, A.; Graf, F.; Bajohr, S.; Reimert, R.; Kolb, T. Renewable Power-to-Gas: A technological and economic review. *Renewable Energy* 2016, *85*, 1371-1390, doi:10.1016/j.renene.2015.07.066.
5. Eigenberger, G.; Ruppel, W. Catalytic Fixed-Bed Reactors. In *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*, Wiley-VCH: Weinheim, 2012; pp. 1-66, doi:10.1002/14356007.b04_199.pub2.
6. Egner, F.; Bank, R.; Bauer, A.; Verbeek, D.; Lainer, M. (MAN Energy Solutions SE). Fibre-optic temperature measurement in a catalyst material. European Patent EP 3233261 B1, October 31, 2018.
7. CENELEC, *Thermocouples - Part 1: EMF specifications and tolerances*; European Standard EN 60584-1; European Committee for Electrotechnical Standardization: Brussels, 2013.
8. Bank, R.; Verbeek, D.; Berndl, A. (MAN Energy Solutions SE). Tube bundle reactor. European Patent EP 2075058 A1, July 01, 2009.
9. *Stationäre Gasturbinen*. 3. ed.; Lechner, C.; Seume, J., Eds.; Springer Vieweg: Berlin, Heidelberg, 2019.
10. Willsch, M.; Bosselmann, T.; Villnow, M.; Ecke, W. Fiber Optical Sensor Trends in the Energy Field. *Proceedings of SPIE 2012, 8421*, 84210R, doi:10.1117/12.2007513.
11. Willsch, M.; Bosselmann, T.; Flohr, P.; Kull, R.; Ecke, W.; Latka, I.; Fischer, D.; Thiel, T. Design of Fiber Optical High Temperature Sensors for Gas Turbine Monitoring. *Proceedings of SPIE 2009, 7503*, 75037R, doi:10.1117/12.835875.
12. Dutz, F.J.; Boje, S.; Orth, U.; Koch, A.W.; Roths, J. High-Temperature Profile Monitoring in Gas Turbine Exhaust-Gas Diffusers with Six-Point Fiber-Optic Sensor Array.

- International Journal of Turbomachinery, Propulsion and Power* 2020, 5, 25, doi:10.3390/ijtp5040025.
13. Hopf, B. Faser-Bragg-Gitter-basierte Multiparametermessung zur Anwendung in Hochleistungsgeneratoren. Dissertation, Technische Universität München, München, 2018.
 14. Villnow, M.; Kaiser, J.; Bosselmann, T. Comparison of spatially extended fiber-optic temperature measurement systems for energy applications. In Proceedings of AMA Conferences 2013 - SENSOR 2013, Nürnberg; 564-571, doi:10.5162/sensor2013/D6.1.
 15. Bludau, W. *Lichtwellenleiter in Sensorik und optischer Nachrichtentechnik*; Springer: Berlin, Heidelberg, 1998.
 16. Saleh, B.E.A.; Teich, M.C. *Grundlagen der Photonik*; WILEY-VCH: Weinheim, 2008.
 17. Jülich, F.; Roths, J. Determination of the Effective Refractive Index of Various Single Mode Fibres for Fibre Bragg Grating Sensor Applications. In Proceedings of SENSOR+TEST Conference 2009 - OPTO 2009 Nürnberg; 119-124, doi:10.5162/opto09/op2.
 18. Othonos, A.; Kalli, K. *Fiber Bragg gratings: Fundamentals and applications in telecommunications and sensing*; Artech House: Boston, 1999.
 19. Erdogan, T. Fiber grating spectra. *J. of Lightwave Tech.* 1997, 15, 1277-1294, doi:10.1109/50.618322.
 20. Lühe, F. *Optische Signalübertragung mit Lichtwellenleitern: Einführung in die physikalischen Grundlagen*; Vieweg: Braunschweig, Wiesbaden, 1993.
 21. Eberlein, D.; Manzke, C.; Sattmann, R. *Lichtwellenleiter-Technik*; expert Verlag: Tübingen, 2019.
 22. Crowell, R.; Reisman, A.; Simpson, D.; Temple, D.; Williams, C. Differential Thermal Analysis of Glass Mixtures Containing SiO₂, GeO₂, B₂O₃, and P₂O₅. *Journal of the Electrochemical Society* 1999, 146, 4569-4579, doi:10.1149/1.1392676.
 23. Mysen, B.; Richet, P. *Silicate Glasses and Melts*, 2. ed.; Elsevier: Amsterdam, Oxford, Cambridge, 2018.
 24. Yablon, A.D. Optical and Mechanical Effects of Frozen-in Stresses and Strains in Optical Fibers. *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics* 2004, 10, 300-311.
 25. Canning, J. New Fibre and Grating Technologies for Lasers and Sensors. In *Frontiers in Laser and Electro-Optics Research*, Arkin, W.T., Ed. Nova Science Publishers: New York, 2006; pp. 1-62.
 26. Hutsel, M.R. Characterization of the stress and refractive-index distributions in optical fibers and fiber-based devices. Georgia Institute of Technology, 2011.
 27. Park, Y.; Paek, U.-C.; Han, S.; Kim, B.-H.; Kim, C.-S.; Kim, D.Y. Inelastic frozen-in stress in optical fibers. *Optics communications* 2004, 242, 431-436, doi:10.1016/j.optcom.2004.08.037.
 28. Hutsel, M.R.; Ingle, R.R.; Gaylord, T.K. Technique and Apparatus for Accurate Cross-Sectional Stress Profiling of Optical Fibers. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 2011, 60, 971-978.
 29. Wisniewski, W.; Berndt, S.; Müller, M.; Rüssel, C. Stress induced texture formation in surface crystallized SiO₂ glass. *CrystEngComm* 2013, 15, 2392-2400, doi:10.1039/C3CE26843H.
 30. Wiederhorn, S.M.; Freiman, S.W.; Fuller Jr, E.R.; Simmons, C.J. Effects of water and other dielectrics on crack growth. *Journal of Materials Science* 1982, 17, 3460-3478.
 31. Teschner, R. *Glasfasern*; Springer Vieweg: Berlin, Heidelberg, 2013.
 32. Mangstl, M. Untersuchungen und Versuche zum Aufbau einer hochtemperaturtauglichen Sensorumhüllung von regenerierten Faser-Bragg-Gittern. Bachelorarbeit, Hochschule München, München, 2014.

33. Lezzi, P.J.; Evke, E.E.; Aaldenberg, E.M.; Tomozawa, M. Surface Crystallization and Water Diffusion of Silica Glass Fibers: Causes of Mechanical Strength Degradation. *Journal of the American Ceramic Society* 2015, *98*, 2411-2421.
34. Fischer, B. Influence of ultra-high Temperature Annealing on the Temperature Drift, and Corrosion of Regenerated Fiber Bragg Gratings. Bachelor Thesis, Munich University of Applied Sciences, München, 2015.
35. Nguyen, M. Untersuchung des Korrosions- und Regenerationsverhaltens von Faser-Bragg-Gittern unter Stickstoffatmosphäre. Bachelorarbeit, Hochschule München, München, 2016.
36. Kogelnik, H.; Shank, C.V. Coupled-Wave Theory of Distributed Feedback Lasers. *Journal of Applied Physics* 1972, *43*, doi:10.1063/1.1661499.
37. *Optical Sensing Interrogator sm125*. Micron Optics, Inc.: sm125_0904.d_0904.3, 2009. (Datenblatt)
38. *si255 HYPERION Optical Sensing Instrument*. Luna, Inc.: si255 REV.2 02.18.19, 2019. (Datenblatt)
39. Polz, L. Regenerieren von Faser-Bragg-Gittern in polarisationserhaltenden optischen Fasern. Dissertation, Friedrich-Schiller-Universität Jena, Jena, 2017.
40. Othonos, A. Fiber Bragg gratings. *Review of Scientific Instruments* 1997, *68*, 4309-4341, doi:10.1063/1.1148392.
41. Hill, K.O.; Meltz, G. Fiber Bragg Grating Technology Fundamentals and Overview. *J. of Lightwave Tech.* 1997, *15*, 1263-1276.
42. Hill, K.O.; Malo, B.; Bilodeau, F.; Johnson, D.C.; Albert, J. Bragg gratings fabricated in monomode photosensitive optical fiber by UV exposure through a phase mask. *Applied Physics Letters* 1993, *62*, 1035-1037, doi:10.1063/1.108786.
43. Polz, L.; Dörfler, A.; Bartelt, H.; Roths, J. Regeneration experiments with fibre Bragg gratings in hydrogen outdiffused fibres. *Proceedings of SPIE* 2014, *9157*, 91577F, doi:10.1117/12.2059552.
44. Pal, S.; Mandal, J.; Sun, T.; Grattan, K.T.V. Analysis of Thermal Decay and Prediction of Operational Lifetime for a Type I Boron-Germanium Codoped Fiber Bragg Grating. *Applied Optics* 2003, *42*, 2188-2197, doi:10.1364/AO.42.002188.
45. Baker, S.R.; Rourke, H.N.; Baker, V.; Goodchild, D. Thermal Decay of Fiber Bragg Gratings Written in Boron and Germanium Codoped Silica Fiber. *J. of Lightwave Tech.* 1997, *15*, 1470-1477, doi:10.1109/50.618379.
46. Erdogan, T.; Mizrahi, V.; Lemaire, P.J.; Monroe, D. Decay of ultraviolet-induced fiber Bragg gratings. *Journal of Applied Physics* 1994, *76*, 73-80, doi:10.1063/1.357062.
47. Jülich, F.; Aulbach, L.; Wilfert, A.; Kratzer, P.; Kuttler, R.; Roths, J. Gauge factors of fibre Bragg grating strain sensors in different types of optical fibres. *Measurement Science and Technology* 2013, *24*, doi:10.1088/0957-0233/24/9/094007.
48. Roths, J.; Jülich, F. Determination of strain sensitivity of free fiber Bragg gratings. *Proceedings of SPIE* 2008, *7003*, 700308, doi:10.1117/12.781426.
49. Hopf, B.; Dutz, F.J.; Bosselmann, T.; Willsch, M.; Koch, A.W.; Roths, J. Iterative matrix algorithm for high precision temperature and force decoupling in multiparameter FBG sensing. *Optics Express* 2018, *26*, 12092-12105, doi:10.1364/OE.26.012092.
50. Polz, L.; Hopf, B.; Jarsen, A.; Eitzenberger, M.; Lindner, M.; Bartelt, H.; Roths, J. Regenerated Bragg Gratings in Panda Fibers for Simultaneous Temperature and Force Measurements at High Temperatures. *J. of Lightwave Tech.* 2016, *34*, 4550-4556, doi:10.1109/JLT.2016.2530860.

51. Maier, R.R.; MacPherson, W.N.; Barton, J.S.; Jones, J.D.C.; McCulloch, S.; Burnell, G. Temperature dependence of the stress response of fibre Bragg gratings. *Measurement Science and Technology* 2004, *15*, 1601-1606.
52. Lindner, M.; Bernard, D.; Heilmeier, F.; Jakobi, M.; Volk, W.; Koch, A.W.; Roths, J. Transition from purely elastic to viscoelastic behavior of silica optical fibers at high temperatures characterized using regenerated Bragg gratings. *Optics Express* 2020, *28*, 7323-7340.
53. Dutz, F.J.; Heinrich, A.; Bank, R.; Koch, A.W.; Roths, J. Fiber-Optic Multipoint Sensor System with Low Drift for the Long-Term Monitoring of High-Temperature Distributions in Chemical Reactors. *Sensors* 2019, *19*, 24, doi:10.3390/s19245476.
54. Pal, S.; Sun, T.; Grattan, K.T.V.; Wade, S.A.; Collins, S.F.; Baxter, G.W.; Dussardier, B.; Monnom, G. Non-linear temperature dependence of Bragg gratings written in different fibres, optimised for sensor applications over a wide range of temperatures. *Sensors and Actuators A: Physical* 2004, *112*, 211-219, doi:10.1016/j.sna.2004.01.024.
55. Flockhart, G.M.H.; Maier, R.R.J.; Barton, J.S.; MacPherson, W.N.; Jones, J.D.C.; Chisholm, K.E.; Zhang, L.; Bennion, I.; Read, I.; Foote, P.D. Quadratic Behavior of Fiber Bragg Grating Temperature Coefficients. *Applied Optics* 2004, *43*, 2744-2751, doi:10.1364/AO.43.002744.
56. Polz, L.; Dutz, F.; Kuttler, R.; Roths, J. Temperature calibration of regenerated fibre Bragg gratings in the range from 150°C to 800°C. In Proceedings of 23rd International Scientific Conference Mittweida 2014, Mittweida; 37-40.
57. Ghosh, G. Model for the thermo-optic coefficients of some standard optical glasses. *J. of Non-Cryst. Solids* 1995, *189*, 191-196, doi:10.1016/0022-3093(95)00247-2.
58. James, S.W.; Dockney, M.L.; Tatam, R.P. Simultaneous independent temperature and strain measurement using in-fibre Bragg grating sensors. *Electronics Letters* 1996, *32*, 1133-1134.
59. Smelser, C.W.; Mihailov, S.J.; Grobnic, D. Formation of Type I-IR and Type II-IR gratings with an ultrafast IR laser and a phase mask. *Optics Express* 2005, *13*, 5377-5386.
60. Lindner, E. Erzeugung und Eigenschaften hoch-temperaturstabiler Faser-Bragg-Gitter. Dissertation, Friedrich Schiller University, Jena, 2012.
61. Gamaly, E.G.; Juodkasis, S.; Nishimura, K.; Misawa, H.; Luther-Davies, B. Laser-matter interaction in the bulk of a transparent solid: Confined microexplosion and void formation. *Physical Review B* 2006, *73*, 1-15.
62. Zimmermann, F.; Plech, A.; Richter, S.; Döring, S.; Tünnermann, A.; Nolte, S. Structural evolution of nanopores and cracks as fundamental constituents of ultrashort pulse-induced nanogratings. *Applied Physics A* 2014, *114*, 75-79.
63. Mihailov, S.J.; Hnatovsky, C.; Grobnic, D. Novel Type II Bragg Grating Structures in Silica Fibers Using Femtosecond Lasers and Phase Masks. *J. of Lightwave Tech.* 2019, *37*, 2549-2556, doi:10.1109/JLT.2018.2866784.
64. Grobnic, D.; Hnatovsky, C.; Mihailov, S.J. Low loss Type II regenerative Bragg gratings made with ultrafast radiation. *Optics Express* 2016, *24*, 28704-28712, doi:10.1364/OE.24.028704.
65. Mihailov, S.J.; Smelser, C.W.; Lu, P.; Walker, R.B.; Grobnic, D.; Ding, H.; Henderson, G.; Unruh, J. Fiber Bragg gratings made with a phase mask and 800-nm femtosecond radiation. *Opt Lett* 2003, *28*, 995-997, doi:10.1364/OL.28.000995.
66. Mihailov, S.J.; Smelser, C.W.; Grobnic, D.; Walker, R.B.; Lu, P.; Ding, H.; Unruh, J. Bragg Gratings Written in All-SiO₂ and Ge-Doped Core Fibers With 800-nm Femtosecond Radiation and a Phase Mask. *J. of Lightwave Tech.* 2004, *22*, 94-100, doi:10.1109/JLT.2003.822169.

67. Martinez, A.; Dubov, M.; Khrushchev, I.; Bennion, I. Direct writing of fibre Bragg gratings by femtosecond laser. *Electronics Letters* 2004, *40*, 1170-1172, doi:10.1049/el:20046050.
68. Martinez, A.; Khrushchev, I.Y.; Bennion, I. Thermal properties of fibre Bragg gratings inscribed point-by-point by infrared femtosecond laser. *Electronics Letters* 2005, *41*, 176-178.
69. Grobnic, D.; Smelser, C.W.; Mihailov, S.J.; Walker, R.B. Long-term thermal stability tests at 1000 °C of silica fibre Bragg gratings made with ultrafast laser radiation. *Measurement Science and Technology* 2006, *17*, 1009-1013, doi:10.1088/0957-0233/17/5/S12.
70. Grobnic, D.; Mihailov, S.J.; Smelser, C.W.; Ding, H. Sapphire Fiber Bragg Grating Sensor Made Using Femtosecond Laser Radiation for Ultrahigh Temperature Applications. *IEEE Photonics Technology Letters* 2004, *16*, 2505-2507, doi:10.1109/LPT.2004.834920.
71. Habisreuther, T.; Elsmann, T.; Pan, Z.; Graf, A.; Willsch, R.; Schmidt, M.A. Sapphire fiber Bragg gratings for high temperature and dynamic temperature diagnostics. *Applied Thermal Engineering* 2015, *91*, 860-865.
72. Laffont, G.; Cotillard, R.; Roussel, N.; Desmarchelier, R.; Rougeault, S. Temperature Resistant Fiber Bragg Gratings for On-Line and Structural Health Monitoring of the Next-Generation of Nuclear Reactors. *Sensors* 2018, *18*, 1791, doi:10.3390/s18061791.
73. Li, Y.; Yang, M.; Wang, D.N.; Lu, J.; Sun, T.; Grattan, K.T.V. Fiber Bragg gratings with enhanced thermal stability by residual stress relaxation. *Optics Express* 2009, *17*, 19785-19790.
74. Mihailov, S.J.; Grobnic, D.; Hnatovsky, C.; Walker, R.B.; Lu, P.; Coulas, D.; Ding, H. Extreme Environment Sensing Using Femtosecond Laser-Inscribed Fiber Bragg Gratings. *Sensors* 2017, *17*, 2909, doi:10.3390/s17122909.
75. Zhou, K.; Dubov, M.; Mou, C.; Zhang, L.; Mezentsev, V.; Bennion, I. Line-by-line fiber Bragg grating made by femtosecond laser. *IEEE Photonics Technology Letters* 2010, *22*, 1-3.
76. Lu, P.; Grobnic, D.; Mihailov, S.J. Characterization of the Birefringence in Fiber Bragg Gratings Fabricated With an Ultrafast-Infrared Laser. *J. of Lightwave Tech.* 2007, *25*, 779-786, doi:10.1109/JLT.2006.889662.
77. Fokine, M.; Sahlgren, B.E.; Stubbe, R. A Novel Approach to Fabricate High-Temperature Resistant Fiber Bragg Gratings. In *Bragg gratings, Photosensitivity, and Poling in Glass Fibers and Waveguides (BGPP)* 1997, Washington, DC; BSuD5-1, 58-60.
78. Bandyopadhyay, S.; Canning, J.; Stevenson, M.; Cook, K. Ultrahigh-temperature regenerated gratings in boron-codoped germanosilicate optical fiber using 193 nm. *Opt Lett* 2008, *33*, 1917-1919, doi:10.1364/OL.33.001917.
79. Fokine, M. Thermal stability of oxygen-modulated chemical-composition gratings in standard telecommunication fiber. *Opt Lett* 2004, *29*, 1185-1187, doi:10.1364/OL.29.001185.
80. Fokine, M. Underlying mechanisms, applications, and limitations of chemical composition gratings in silica based fibers. *J. of Non-Cryst. Solids* 2004, *349*, 98-104, doi:10.1016/j.jnoncrysol.2004.08.208.
81. Bandyopadhyay, S.; Canning, J.; Biswas, P.; Stevenson, M.; Dasgupta, K. A study of regenerated gratings produced in germanosilicate fibers by high temperature annealing. *Optics Express* 2011, *19*, 1198-1206, doi:10.1364/OE.19.001198.
82. Polz, L.; Nguyen, Q.; Bartelt, H.; Roths, J. Fiber Bragg gratings in hydrogen-loaded photosensitive fiber with two regeneration regimes. *Optics communications* 2014, *313*, 128-133, doi:10.1016/j.optcom.2013.09.061.

83. Fokine, M. Formation of thermally stable chemical composition gratings in optical fibers. *Journal of the Optical Society of America B* 2002, 19, 1759-1765, doi:10.1364/JOSAB.19.001759.
84. Fokine, M. Growth dynamics of chemical composition gratings in fluorine-doped silica optical fibers. *Opt Lett* 2002, 27, 1974-1976, doi:10.1364/OL.27.001974.
85. Fokine, M. Thermal stability of chemical composition gratings in fluorine-germanium-doped silica fibers. *Opt Lett* 2002, 27, 1016-1018, doi:10.1364/OL.27.001016.
86. Canning, J.; Stevenson, M.; Bandyopadhyay, S.; Cook, K. Ultra-High Temperature (UHT) Gratings. In Proceedings of 1st Asia-Pacific Optical Fiber Sensors Conference 2008, Chengdu; 1-3, doi:10.1109/APOS.2008.5226307.
87. Canning, J.; Stevenson, M.; Bandyopadhyay, S.; Cook, K. Extreme Silica Optical Fibre Gratings. *Sensors* 2008, 8, 6448-6452, doi:10.3390/s8106448.
88. Polz, L.; Dutz, F.J.; Maier, R.R.J.; Bartelt, H.; Roths, J. Regenerated Fibre Bragg Gratings: A Critical Assessment of more than 20 Years of Investigations. *Optics and Laser Technology* 2020, 134, 106650, doi:10.1016/j.optlastec.2020.106650.
89. Canning, J.; Bandyopadhyay, S.; Palas, B.; Matthias, A.; Stevenson, M.; Cook, K. Regenerated Fibre Bragg Gratings. In *Frontiers in Guided Wave Optics and Optoelectronics*, Pal, B., Ed. InTech: Rijeka, 2010; pp. 363-384.
90. Canning, J.; Bandyopadhyay, S.; Stevenson, M.; Biswas, P.; Fenton, J.; Aslund, M. Regenerated gratings. *Journal of the European Optical Society - Rapid Publications* 2009, 4, 09052 - 09052-09057, doi:10.2971/jeos.2009.09052.
91. Cook, K.; Shao, L.-Y.; Canning, J. Regeneration and helium: regenerating Bragg gratings in helium-loaded germanosilicate optical fibre. *Opt. Mat. Express* 2012, 2, 1733-1742, doi:10.1364/OME.2.001733.
92. Canning, J.; Cook, K.; L.Y., S. Helium and regeneration in optical fibres. *Proceedings of SPIE* 2012, 8421, 8421CA, doi:10.1117/12.2013196.
93. Yang, H.; Chong, W.Y.; Cheong, Y.K.; Lim, K.-S.; Pua, C.H.; Harun, S.W.; Ahmad, H. Thermal Regeneration in Etched-Core Fiber Bragg Grating. *IEEE Sensors Journal* 2013, 13, 2581-2585, doi:10.1109/jsen.2013.2256344.
94. Cheong, Y.K.; Chong, W.Y.; Chong, S.S.; Lim, K.S.; Ahmad, H. Regenerated Type-IIa Fibre Bragg Grating from a Ge-B codoped fibre via thermal activation. *Optics and Laser Technology* 2014, 62, 69-72, doi:10.1016/j.optlastec.2014.01.007.
95. Holmberg, P.; Laurell, F.; Fokine, M. Influence of pre-annealing on the thermal regeneration of fiber Bragg gratings in standard optical fibers. *Optics Express* 2015, 23, 27520-27535, doi:10.1364/OE.23.027520.
96. Bueno, A.; Kinet, D.; Megret, P.; Caucheteur, C. Fast thermal regeneration of fiber Bragg gratings. *Opt Lett* 2013, 38, 4178-4181, doi:10.1364/OL.38.004178.
97. Xia, H. Advanced Fiber Optical Sensor and Instrumentation for Power Generation Industrial Monitoring and Diagnostics. *Proceedings of SPIE* 2012, 8370, 83700F, doi:10.1117/12.922587.
98. Zhu, J.-J.; Zhang, A.P.; Zhou, B.; Tu, F.; Guo, J.-T.; Tong, W.-J.; He, S.; Xue, W. Effects of doping concentrations on the regeneration of Bragg gratings in hydrogen loaded optical fibers. *Optics communications* 2011, 284, 2808-2811, doi:10.1016/j.optcom.2011.01.074.
99. Li, G.; Guan, B.-o. Improvement on reflectivity of Chemical Composition Gratings at high temperatures. *Microwave and optical technology letters* 2011, 53, 963-966.
100. Celikin, M.; Barba, D.; Bastola, B.; Ruediger, A.; Rosei, F. Development of regenerated fiber Bragg grating sensors with long-term stability. *Optics Express* 2016, 24, 21897-21909, doi:10.1364/OE.24.021897.

101. Laffont, G.; Cotillard, R.; Ferdinand, P. 9000 hours-long high temperature annealing of regenerated Fiber Bragg Gratings. *SPIE Proceedings* 2013, 8794, 87941X, doi:10.1117/12.2025838.
102. Busboom, A.; Xia, H.; Lee, B.K.; Koste, G.P. Drift in high-temperature FBG sensors. *Proceedings of SPIE* 2010, 7653, 76530C, doi:10.1117/12.864206.
103. Walker, R.B.; Ding, H.; Coulas, D.; Grobnic, D.; Mihailov, S.J.; Duchesne, M.A.; Hughes, R.W.; McCalden, D.J.; Burchat, R. Entrained-flow gasifier and fluidized-bed combustor temperature monitoring using arrays of fs-IR written fiber Bragg gratings. *Proceedings of SPIE* 2015, 9634, 96343X, doi:10.1117/12.2194161.
104. Walker, R.B.; Ding, H.; Coulas, D.; Grobnic, D.; Lu, P.; Mihailov, S.J.; Duchesne, M.A.; Hughes, R.W.; McCalden, D.J.; Burchat, R., et al. High temperature monitoring of an oxy-fuel fluidized bed combustor using femtosecond infrared laser written fiber Bragg gratings. *Proceedings of SPIE* 2016, 9754, 975413, doi:10.1117/12.2209399.
105. Walker, R.B.; Yun, S.; Ding, H.; Charbonneau, M.; Coulas, D.; Ramachandran, N.; Mihailov, S.J. High-resolution fast temperature mapping of a gas turbine combustor simulator with femtosecond infrared laser written fiber Bragg gratings. *Proceedings of SPIE* 2017, 10110, 101101H, doi:10.1117/12.2251037.
106. Walker, R.B.; Yun, S.; De Silva, M.; Charest, N.; Hnatovsky, C.; Lu, P.; Robertson, D.; Mihailov, S.J.; Vena, P. High temperature measurement of a low emission, high pressure combustor using femtosecond laser written fiber Bragg gratings. *Proceedings of SPIE* 2018, 10654, 1065408, doi:10.1117/12.2304489.
107. von Dosky, S.; Ens, W.; Grieb, H.; Hilsendegen, M.; Schorb, H. Optical Fiber Temperature Measurement for Process Industry. In *Proceedings of AMA Conferences 2013 - SENSOR 2013*, Nürnberg; 578-582, doi:10.5162/sensor2013/D6.3.
108. Heiberg, G.; Skaar, J.; Fokine, M.; Arnberg, L. A new method for temperature measurement in solidifying aluminum alloys by use of optical fiber Bragg grating sensors. *Transactions of American Foundry Society* 2002, 110, 383-392.
109. Willsch, M. Fiber Optical Sensors in Power Generation. *Proceedings of SPIE* 2012, 8351, 835137.
110. Lindner, 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 Aluminum Casting Process. *IEEE Sensors Journal* 2018, 18, 5352-5360, doi:10.1109/JSEN.2018.2837164.
111. Laffont, G.; Cotillard, R.; Ferdinand, P.; Jeannot, J.-P.; Rodriguez, G. Regenerated Fiber Bragg Grating sensors for high temperature monitoring in Sodium-cooled Fast Reactor. In *Proceedings of Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Safe Techn. and Sustainable Scenarios (FR13)*, Paris; 4-7.
112. Laffont, G.; Cotillard, R.; Ferdinand, P. Multiplexed regenerated fiber Bragg gratings for high-temperature measurement. *Measurement Science and Technology* 2013, 24, doi:10.1088/0957-0233/24/9/094010.
113. Laffont, G.; Cotillard, R.; Ferdinand, P. Multiplexed regenerated Fiber Bragg Gratings for high temperature measurement. *Proceedings of SPIE* 2012, 8421, 842123, doi:10.1117/12.970624.
114. Xia, H.; Byrd, D.; Dekate, S.; Lee, B. High-Density Fiber Optical Sensor and Instrumentation for Gas Turbine Operation Condition Monitoring. *J. of Sensors* 2013, 2013, 1-10, doi:10.1155/2013/206738.
115. Marchi, G.; Stephan, V.; Dutz, F.J.; Hopf, B.; Polz, L.; Huber, H.P.; Roths, J. Femtosecond laser machined micro-structured fiber Bragg grating for simultaneous temperature and

- force measurements. *J. of Lightwave Tech.* 2016, 34, 4557-4563, doi:10.1109/JLT.2016.2567779.
116. Dutz, F.J.; Stephan, V.; Marchi, G.; Koch, A.W.; Roths, J.; Huber, H.P. Fabrication of locally micro-structured fiber Bragg gratings by fs-laser machining. *Applied Physics A* 2018, 124, 1-8, doi:10.1007/s00339-018-1840-x.
117. Dutz, F.J.; Marchi, G.; Stephan, V.; Huber, H.P.; Roths, J. Force and temperature characteristics of a fs-laser machined locally micro-structured FBG. *Proceedings of SPIE* 2016, 9916, 991621, doi:10.1117/12.2236836.
118. Marchi, G.; Stephan, V.; Dutz, F.J.; Huber, H.P.; Roths, J. Stress tuneable phase shifts of femtosecond-laser microstructured FBG for indentation measurements of biological tissue: experimental and theoretical investigation. *Proceedings of SPIE* 2016, 9886, 98860P, doi:10.1117/12.2225600.
119. Marchi, G.; Baier, V.; Alberton, P.; Foehr, P.; Burgkart, R.; Aszodi, A.; Clausen-Schaumann, H.; Roths, J. Microindentation sensor system based on an optical fiber Bragg grating for the mechanical characterization of articular cartilage by stress-relaxation. *Sensors and Actuators B: Chemical* 2017, 252, 440-449.
120. Yang, H.Z.; Qiao, X.G.; Wang, Y.P.; Ali, M.M.; Lai, M.-H.; Lim, K.-S.; Ahmad, H. In-Fiber Gratings for Simultaneous Monitoring Temperature and Strain in Ultrahigh Temperature. *IEEE Photonics Technology Letters* 2015, 27, 58-61, doi:10.1109/LPT.2014.2361768.
121. Zhang, P.; Yang, H.; Wang, Y.; Liu, H.; Lin, K.-S.; Gunawardena, D.S.; Ahmad, H. Strain measurement at temperatures up to 800°C using regenerated gratings produced in the high Ge-doped and B/Ge-doped fibers. *Applied Optics* 2017, 56, 6073-6078.
122. Hopf, B.; Koch, A.W.; Roths, J. Iterative matrix inversion technique for simultaneous strain and temperature sensing in an extended temperature range. *Proceedings of SPIE* 2016, 9916, 991600, doi:10.1117/12.2236852.
123. Canning, J. Regeneration, regenerated gratings and composite glass properties: the implications for high temperature micro and nano milling and optical sensing. *Measurement* 2016, 79, 236-249, doi:10.1016/j.measurement.2015.09.020.
124. ISO, *Lasers and laser-related equipment - Test methods for laser beam widths, divergence angles and beam propagation ratios - Part 3: Intrinsic and geometrical laser beam classification, propagation and details of test methods*; International Standard ISO/TR 11146-3; International Organization for Standardization: Geneva, 2004.
125. Mück, O. *Calibration Certificate*. TP Temperature Products GmbH: B-03790, Freigericht, Germany, 2013.
126. Biswas, P.; Sharma, S.; Canning, J.; Bandyopadhyay, S. Regenerated Gratings Redefined. In *Photonics and Fiber Technology 2016 (ACOFT, BGPP, NP)*, OSA Technical Digest (online) (Optical Society of America, 2016), BTh3B.3, doi:10.1364/BGPP.2016.BTh3B.3.
127. Dutz, F.J.; Lindner, M.; Heinrich, A.; Seydel, C.G.; Bosselmann, T.; Koch, A.W.; Roths, J. Multipoint high temperature sensing with regenerated fiber Bragg gratings. 2018, 10654, 1065407, doi:10.1117/12.2305300.
128. Fleming, J.W. Sub Glass Transition Relaxation in Optical Fibers. In *Optical Fiber Communication Conference, Technical Digest (CD)* (Optical Society of America, 2004), TuB2.
129. Shiraishi, K.; Aizawa, Y.; Kawakami, S. Beam Expanding Fiber Using Thermal Diffusion of the Dopant. *Journal of Lightwaves Technology* 1990, 8, 1151-1161.
130. Lyytikäinen, K.; Huntington, S.T.; Carter, A.L.G.; P., M.; S., F.; J., A.; L., K.; G., S. Dopant diffusion during optical fibre drawing. *Optics Express* 2004, 12, 972-977.

131. Ratuszek, M.; Zakrzewski, Z.; Majewski, J. Characteristics of Thermally Diffused Transit Areas of Single-Mode Telecommunication Fibers. *J. of Lightwave Tech.* 2009, 27, 3050-3056, doi:10.1109/JLT.2009.2022339.
132. Hellsing, M.; Fokine, M.; Claesson, Å.; Nilsson, L.-E.; Margulis, W. ToF-SIMS imaging of dopant diffusion in optical fibers. *Applied Surface Science* 2003, 203-204, 648-651, doi:10.1016/S0169-4332(02)00783-3.
133. Yablon, A.D.; Yan, M.F.; DiGiovanni, D.J.; Lines, M.E.; Jones, S.L.; Ridgway, D.N.; Sandels, G.A.; White, I.A.; Wisk, P.; DiMarcello, F.V., et al. Frozen-In Viscoelasticity for Novel Beam Expanders and High-Power Connectors. *J. of Lightwave Tech.* 2004, 22, 16-23, doi:10.1109/JLT.2003.822161.
134. Hutsel, M.R.; Gaylord, T.K. Residual-stress relaxation and densification in CO₂-laser-induced long-period fiber gratings. *Applied Optics* 2012, 51, 6179-6187, doi:10.1364/AO.51.006179.
135. Yablon, A.D.; Yan, M.F.; Wisk, P.; DiMarcello, F.V.; Fleming, J.W.; Reed, W.A.; Monberg, E.M.; DiGiovanni, D.J.; Jasapara, J.; Lines, M.E. Refractive index perturbations in optical fibers resulting from frozen-in viscoelasticity. *Applied Physics Letters* 2004, 84, 19-21.
136. Shao, L.-Y.; Canning, J.; Wang, T.; Cook, K.; Tam, H.-Y. Viscosity of silica optical fibres characterized using regenerated gratings. *Acta Materialia* 2013, 61, 6071-6081, doi:10.1016/j.actamat.2013.06.049.
137. Otto, W.H. Compaction Effects in Glass Fibers. *Journal of the American Ceramic Society* 1961, 44, 68-72.
138. Neely, J.E.; Mackenzie, J.D. Hardness and Low-Temperature Deformation of Silica Glass. *Journal of Materials Science* 1968, 3, 603-609.
139. Yoshida, S.; Isono, S.; Matsuoka, J.; Soga, N. Shrinkage Behavior of Knoop Indentations in Silica and Soda-Lime-Silica Glasses. *Journal of the American Ceramic Society* 2001, 84, 2141-2143.
140. Just, F.; Spittel, R.; Bierlich, J.; Grimm, S.; Jäger, M.; Bartelt, H. The influence of the fiber drawing process on intrinsic stress and the resulting birefringence optimization of PM fibers. *Optical Materials* 2015, 42, 345-350, doi:10.1016/j.optmat.2015.01.025.
141. Preitnacher, J. Untersuchung der Funktionalität von regenerierten Faser-Bragg-Gitter Sensoren für den Einsatz bei Temperaturen bis 1200°C. Bachelorarbeit, Hochschule München, München, 2018.
142. DKD, *Kalibrierung von Thermoelementen*; Richtlinie DKD-R 5-3; Deutscher Kalibrierdienst: Braunschweig, 2002.
143. Barrera, D.; Finazzi, V.; Villatoro, J.; Sales, S.; Pruneri, V. Packaged Optical Sensors Based on Regenerated Fiber Bragg Gratings for High Temperature Applications. *IEEE Sensors Journal* 2012, 12, 107-112, doi:10.1109/JSEN.2011.2122254.
144. Wittmann, S. Entwicklung von langen Temperatursensoren auf Basis von regenerierten Faser-Bragg-Gittern für den Einsatz in chemischen Reaktoren. Bachelorarbeit, Hochschule München, München, 2017.
145. Hauptenbuchner, S. Temperatur- und Kraftentkopplung mit Tandem-RFBG-Sensoren im Temperaturbereich bis 700°C. Masterarbeit, Hochschule München, München, 2017.
146. Dutz, F.J.; Boje, S.; Orth, U.; Koch, A.W.; Roths, J. High-temperature profile monitoring in gas turbine exhaust-gas diffusors with multipoint fibre-optic sensor arrays. Presented at The 9th EVI-GTI International Gas Turbine Instrumentation Conference 2019, Graz.