

**Experimentelle Untersuchung elastokalorischer Kühlprozesse: konvektive
Thermodynamik, latente Wärme und Materialzustandsüberwachung**

Dissertation

zur Erlangung des Grades
des Doktors der Ingenieurwissenschaften
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität des Saarlandes

von

M.Sc. Nicolas Michaelis

Saarbrücken

2020

Tag des Kolloquiums:	11.11.2020
Dekan:	Prof. Dr. Jörn Eric Walter
Berichterstatter:	Prof. Dr. Andreas Schütze Prof. Dr. Stefan Seelecke
Vorsitz:	Prof. Dr. Michael Vielhaber
Akad. Mitarbeiter:	Dr. Michael Roland

Kurzfassung

Im Bereich der Kühltechnik stellt die Elastokalorik eine umweltfreundliche und effiziente Alternative zur konventionellen Kältekompression dar. Nach weitreichender Grundlagenforschung wurden in den letzten Jahren erste elastokalorische Kühlsysteme entwickelt, die unter anderem auf direkter Luftkühlung basieren. Um einen Beitrag zur Weiterentwicklung dieser Systeme zu leisten, beschäftigt sich diese Arbeit im ersten Schritt mit der experimentellen Untersuchung der thermodynamischen Prozesse zur Luftkühlung. In diesem Zusammenhang wird außerdem ein neuer, experimenteller Ansatz zur Messung der latenten Wärme des Materials, die maßgeblich für die Kühlleistung der elastokalorischen Systeme verantwortlich ist, vorgestellt.

Weiterhin ist die Lebensdauer des verwendeten Materials ein essenzieller und kritischer Punkt für die Systementwicklung. Vor diesem Hintergrund beinhaltet diese Arbeit eine Analyse der Materiallebensdauer wie auch der Ausfallmechanismen. Hierzu wurde ein neuer Langzeitprüfstand konzipiert, realisiert und charakterisiert, der es ermöglicht, mehrere Materialproben parallel hinsichtlich ihrer Lebensdauer zu analysieren.

Abschließend werden datengetriebene Ansätze zur Überwachung des Materialzustands mithilfe von Impedanz- und Widerstandsmessung untersucht und die Ergebnisse vorgestellt. Dies ermöglicht unter Verzicht auf teure Messtechnik die Überwachung des Materialtrainings sowie die Wartungsplanung bei drohendem Materialversagen.

Abstract

Elastocaloric cooling is an environmentally friendly and energy efficient alternative for conventional compression-based cooling systems. After intensive fundamental research in recent years, first elastocaloric cooling devices have recently been developed, which are partly based on direct air cooling. To contribute to the development of these systems, this thesis addresses an experimental investigation of the thermodynamic processes regarding air cooling beginning a first step. In this context a novel experimental approach is presented allowing the determination of the latent heat of the material which contributes greatly to the cooling power of elastocaloric systems.

For the development of elastocaloric cooling systems, the working life of the material is an essential and critical point. Therefore, this thesis also contains an analysis of the material lifetime as well as the failure mechanisms. For these studies, a long-term test setup was developed, realized, and characterized, which offers the opportunity to analyze multiple material samples at the same time to determine their working life.

Finally, data-driven approaches to monitor the material condition are examined with the help of impedance and resistance measurement and the results are presented. This enables monitoring of material training as well as maintenance planning in the event of impending material failure, without the need for expensive measurement technology.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG - AUFBAU UND ZIELE DER ARBEIT	1
2	STAND DER TECHNIK	4
2.1	FORMGEDÄCHNISLEGIERUNGEN – FUNKTIONSWEISE UND ANWENDUNGEN	4
2.2	ELASTOKALORISCHE EIGENSCHAFTEN VON FGL	5
2.3	ELASTOKALORISCHE KÜHLSYSTEME.....	7
3	GRUNDLAGEN	10
3.1	ELASTOKALORISCHER KÜHLPROZESS	10
3.1.1	<i>Prozessgrößen</i>	10
3.1.2	<i>Latente Wärme</i>	12
3.1.3	<i>Elastokalorische Prozessvariation</i>	13
3.1.4	<i>Materialzusammensetzung und Oberflächenbehandlung</i>	14
3.2	STRÖMUNGSMECHANIK UND THERMODYNAMIK	17
3.2.1	<i>Strömungsformen</i>	17
3.2.2	<i>Spezifische Wärmekapazität und Wärmemenge</i>	18
3.2.3	<i>Wärmeübergang</i>	18
3.3	ZUSTANDSÜBERWACHUNG.....	20
3.3.1	<i>Widerstandscharakteristik</i>	20
3.3.2	<i>Impedanzanalyse</i>	21
3.3.3	<i>Mustererkennung</i>	25
4	EXPERIMENTELLER VERSUCHSAUFBAU	28
4.1	GRUNDLEGENDE WISSENSCHAFTLICHE VERSUCHSPLATTFORM.....	28
4.2	ERWEITERUNG DES VERSUCHSAUFBAUS ZUR LUFTSTROMMESSUNG.....	29
4.2.1	<i>Einstellung und Messung der Strömungsgeschwindigkeit</i>	31
4.2.2	<i>Messung der Lufttemperatur</i>	34
4.2.3	<i>Kalibrierung der Lufttemperatursensorik</i>	38
4.3	ERWEITERUNG DES VERSUCHSAUFBAUS ZUR ERFASSUNG DER ELEKTRISCHEN KENNGRÖßEN	43
4.3.1	<i>Messung der Impedanz</i>	43
4.3.2	<i>Widerstandsmessung</i>	46
5	WISSENSCHAFTLICHE UNTERSUCHUNGEN	47
5.1	MATERIALSTABILISIERUNG	47
5.1.1	<i>Mechanische Stabilisierung</i>	47
5.1.2	<i>Thermische Homogenisierung</i>	49
5.1.3	<i>Monitoring des Trainingsprozesses auf Basis von Widerstandsmessung</i>	52
5.2	MATERIALCHARAKTERISIERUNG.....	58
5.2.1	<i>Elastokalorische Eigenschaften</i>	58
5.2.2	<i>Dehnungsabhängigkeit der elastokalorischen Eigenschaften</i>	61
5.3	NEUER ANSATZ ZUR MESSUNG DER LATENTEN WÄRME.....	63
5.3.1	<i>Grundprinzip</i>	63
5.3.2	<i>Messung der latenten Wärme bei kompletter Phasenumwandlung</i>	65
5.3.3	<i>Validierung über die Variation der mechanischen Versuchparameter</i>	68

5.4	LUFTSTROMMESSUNGEN	71
5.4.1	Wärmeübergangskoeffizient	71
5.4.2	Lufttemperatureinfluss Einzeldraht	75
5.4.3	Messung der latenten Wärme über die Lufttemperatur	79
5.4.4	Lufttemperatureinfluss Drahtbündel	83
5.4.5	Simulationsergebnisse	86
5.5	LEBENSDAUERANALYSE.....	94
5.5.1	Dehnungsabhängigkeit der Lebensdauer	95
5.5.2	Ursache der Rissbildung	97
5.5.3	Mustererkennung auf Basis der Impedanzmessung.....	98
5.5.4	Langzeitprüfstand.....	113
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....	122
	LITERATURVERZEICHNIS	CXXV
	ANHANG.....	CXXXVII
	EIGENE VERÖFFENTLICHUNGEN	CXLII
	DANKSAGUNG	CXLIV

1 Einleitung - Aufbau und Ziele der Arbeit

Mit steigender Bedeutung von Umweltschutz und Energieeffizienz werden auch Systeme im Bereich der Klima- und Kältetechnik immer weiter optimiert. Zur Kälteerzeugung werden aktuell hauptsächlich Kompressionskälte- sowie Absorptionskältemaschinen verwendet, in welchen Fluide als Kältemittel verwendet werden. Zur Verminderung des Treibhauseffektes und der Schädigung der Ozonschicht wurde im Laufe der Zeit die Verwendung von klimaschädlichen Kältemitteln (beispielsweise Fluorchlorkohlenwasserstoffe) verboten [1]–[4]. Aufgrund dieser Entwicklung kommen aktuell hauptsächlich optimierte, kohlenstoffbasierte Kältemittel wie Propan und Kohlendioxid [5], [6] zum Einsatz, die ein geringes Treibhauspotential aufweisen und keine ozonschädigende Wirkung nach sich ziehen, jedoch andere Risiken wie Brennbarkeit aufweisen [5].

Umweltfreundliche Alternativen zu den bestehenden Prozessen stellen ferroische Kühlprozesse dar. Diese basieren nicht auf einem fluidischen Kältemittel, sondern nutzen stattdessen Festkörper als Energieerzeuger, die weder den Treibhauseffekt vorantreiben oder die Ozonschicht schädigen noch andere negative Eigenschaften wie Toxizität oder Brennbarkeit aufweisen. Neben der erhöhten Umweltfreundlichkeit bieten ferroische Kühlprozesse außerdem eine verbesserte Energieeffizienz [7], was ebenfalls zur Attraktivität beiträgt. Die Kühlprozesse umfassen im Wesentlichen drei Ansätze: Magnetokalorik, Elektrokolorik und Elastokalorik [7].

Der magnetokalorische Effekt wurde bereits 1917 entdeckt und basiert auf einer Entropieänderung im Festkörper bei Anlegen eines magnetischen Feldes, was eine Temperaturänderung nach sich zieht [8]–[10]. Die benötigte Flussdichte des magnetischen Feldes zur Auslösung des magnetokalorischen Effektes ist hierbei materialabhängig und liegt meist im Bereich von mehreren Tesla, um relevante Energiemengen erzeugen zu können [9]. Dies hat zur Folge, dass in magnetokalorischen Systemen üblicherweise Permanentmagnete verwendet werden [11]–[13], die oftmals ein hohes Gewicht mit sich bringen, was sich nachteilig auf die Systemanwendung auswirken kann. Zusätzlich werden zur Herstellung der Magnete seltene Erden benötigt, wodurch die Umweltfreundlichkeit der Magnetokalorik stark eingeschränkt wird [14]. Magnetokalorische Systeme erstrecken sich von rotatorischen Ansätzen [15], [16] bis hin zu aktiven Regeneratoren [17], [18], welche meist ein Fluid als Energieträger verwenden.

Da der elektrokalorische Effekt erst im Jahr 1950 entdeckt wurde, befindet sich dieser noch in einem etwas früheren Entwicklungsstadium. Im Vergleich zur Magnetokalorik, bei der man sich schon mit der Entwicklung marktreifer Systeme befasst, beschränkt sich die aktuelle Forschung im Bereich der Elektrokalorik vor allem auf Materialerforschung, Simulation von Kühlprozessen und die Realisierung erster Prototypen [19]–[22]. Das Funktionsprinzip elektrokalorischer Materialien basiert auf der Änderung des anliegenden elektrischen Feldes, was Entropie- und Temperaturänderungen zur Folge hat [23].

Im Gegensatz zur Magneto- und Elektrokalorik basiert die Elastokalorik nicht auf einem sich ändernden magnetischen oder elektrischen Feld, sondern verwendet mechanische Energie in Form von Zug- oder Druckbelastung, welche eine Änderung der Kristallstruktur des Materials und damit freiwerdende latente Wärme hervorruft. Verglichen mit Magneto- und Elektrokalorik konnten nahe Raumtemperatur wesentlich höhere latente Wärmen von bis zu 22 J/g [24] und besonders große adiabate Temperaturänderungen von bis zu 40 K nachgewiesen werden [25]. Auf Basis dieser vielversprechenden Erkenntnisse wurden in den letzten Jahren Versuchsplattformen zur grundlegenden Erforschung des elastokalorischen Effekts [26] wie auch diverse Demonstratoren mit realitätsnahen Anwendungsbeispielen [27], [28] entwickelt. Neben der zugbasierten Elastokalorik werden in aktuellen Forschungsprojekten außerdem kompressionsbasierte Kühlmechanismen erforscht, in denen die Änderung des Kristallgitters mit freiwerdender latenter Wärme durch mechanische Kompression hervorgerufen wird [29], [30]. Basierend auf Analysen des US Department of Energy und der EU-Kommission stellt die Elastokalorik im Vergleich zu allen anderen aktuell erforschten Kühlmethode die zukunftsträchtigste Alternative zur konventionellen Kältekompression dar. Dies ist vor allem in der hohen Effizienz und dem damit zusammenhängenden, enormen Energieeinsparpotential begründet [31][32].

Die Forschung an ferroischen Kühlmethode wird weltweit in Form von diversen staatlich geförderten Forschungsprojekten unterstützt. Eines davon ist das Schwerpunktprogramm der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) „SPP1599 Ferroic Cooling“ in dessen Rahmen diese Arbeit entstand [7]. Die Projektlaufzeit erstreckte sich von 2012 bis 2018 und umfasste zwei jeweils drei Jahre andauernde Projektphasen, welche im Bereich Elastokalorik zum einen die Material- und Grundlagenforschung und zum anderen die Demonstratorentwicklung mit weiterführenden experimentellen Untersuchungen beinhalteten. Diese Arbeit wurde während der zweiten Projektphase angefertigt und befasst sich mit experimentellen Untersuchungen, die sowohl die Parameterbestimmung für elastokalorische Anwendungsszenarien basierend auf Luftkühlung abdeckt als auch

Ansätze zur Zustandsüberwachung des Materialzustands untersucht. Der Fokus auf Luftkühlung als Kühlprozess erklärt sich durch den Kontext der Entwicklung eines kontinuierlich arbeitenden, elastokalorischen Kühldemonstrators basierend auf Luft als Kühlmedium, in dem diese Arbeit angefertigt wurde. Als elastokalorisches Material werden dabei superelastische Nickel-Titan-Formgedächtnislegierungen (Ni-Ti-FGL) genutzt, die exzellente elastokalorische Eigenschaften mit sich bringen [24], [25].

Zu Beginn thematisiert die Arbeit den aktuellen Stand der Technik in der Elastokalorik wie auch den theoretischen Hintergrund, welcher die Grundlagen zu Formgedächtnislegierungen, Strömungsmechanik und Thermodynamik sowie zur Funktionsweise der Zustandsüberwachung abdeckt. Danach folgt die Erläuterung der experimentellen Versuchsaufbauten, die auf der grundlegenden wissenschaftlichen Versuchsplattform von Marvin Schmidt [26] basieren. Abschließend werden die wissenschaftlichen Untersuchungen präsentiert und die daraus resultierenden Messergebnisse ausgewertet und analysiert.

Ein Ziel dieser Arbeit besteht in der Parameteridentifikation des Luftkühlprozesses bei variablen Prozessparametern, was der Validierung von Simulationsansätzen [33] und der Abschätzung der zu erwartenden Kühlleistung dient. Hierbei stehen vor allem der Wärmeübergangskoeffizient des elastokalorischen Materials zu Luft sowie die zu erwartenden Lufttemperaturänderungen im Fokus. In diesem Zusammenhang präsentiert die Arbeit zusätzlich einen neuartigen experimentellen Ansatz zur Bestimmung der latenten Wärme des Materials, die maßgeblich zur Effizienz eines elastokalorischen Kühlprozesses beiträgt. Das zweite Ziel der Arbeit besteht in der Analyse verschiedener Zustandsüberwachungsansätze und deren Eignung zur Implementierung in elastokalorischen Anwendungen zur Überwachung des Materialzustands. Abschließend erfolgt die Analyse der Lebensdauer des elastokalorischen Materials bei Variation diverser Versuchsparameter, welche außerdem die Identifizierung der Ausfallmechanismen beinhaltet. Hierzu beinhaltet die Arbeit die Konzeption und Realisierung eines zweiten, neuentwickelten Langzeitprüfaufbaus zur Lebensdauerermessung wie auch die Darstellung der dazugehörigen ersten Versuchsergebnisse.

2 Stand der Technik

2.1 Formgedächtnislegierungen – Funktionsweise und Anwendungen

Formgedächtnislegierungen (FGL) auf Nickel-Titan-Basis werden aktuell in vielen technischen Bereichen wie Automotive, Medizintechnik sowie Luft- und Raumfahrt eingesetzt. Aufgrund der einfachen Ansteuerungsmöglichkeiten und hohen Energiedichte werden sie dort oftmals als Aktoren („künstliche Muskeln“) in Form von Drähten verwendet [34], [35]. Dabei wird die FGL mithilfe eines elektrischen Stromes erhitzt, wodurch das Material eine Phasentransformation von Martensit (M) zu Austenit (A) im Kristallgitter durchführt [36]. Da die austenitische Materialphase im Vergleich zur martensitischen Phase in einer quadratischen statt rechteckigen Gitterstruktur angeordnet ist, verkürzt sich die Länge des Drahtes bei dieser Umwandlung um bis zu 10%. Dabei ist der FGL-Draht in der Lage hohe Kräfte auszuüben, was für Aktoranwendungen mit begrenztem Bauraum vorteilhaft ist [37].

Ein weiteres Anwendungsfeld für FGL-Drähte ist die Verwendung als superelastisches oder pseudoelastisches Element in der Medizintechnik. Das pseudoelastische Verhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass das Material neben einer gewöhnlichen, elastischen Verformung zusätzlich eine reversible, pseudoelastische Formänderung aufweist. Im Gegensatz zur Aktoranwendung, bei welcher das FGL-Material bei Raumtemperatur in der Martensitphase vorliegt, befindet sich das Material zur Erzeugung der pseudoelastischen Eigenschaften bei Raumtemperatur in der Austenitphase (Abbildung 2.1, 1). Wird nun eine mechanische Kraft zur Dehnung des Materials (Abbildung 2.1, 2) aufgebracht, findet bei Überschreitung einer sogenannten Transformationsspannung eine Phasenumwandlung von Austenit (A) → Martensit (M) (Abbildung 2.1, 3) statt. Zur

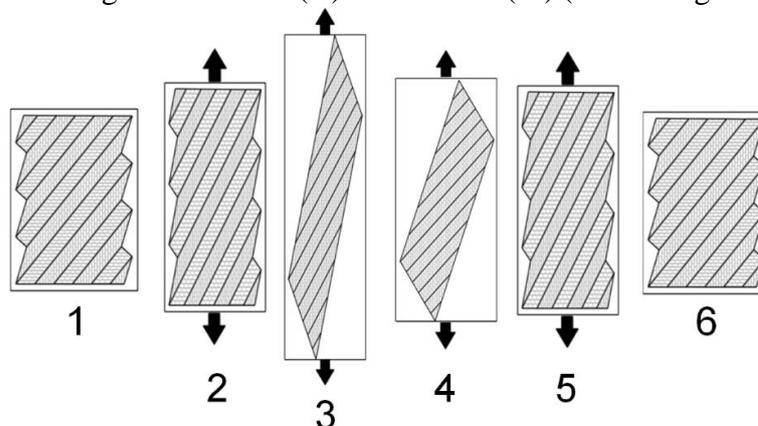


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung einer pseudoelastischen FGL-Transformation (1, 2, 3, 4, 5, 6 siehe Text).

Erzeugung einer nahezu kompletten $A \rightarrow M$ Umwandlung muss das Material ebenfalls um bis zu 10% gedehnt werden. Nach der $A \rightarrow M$ Umwandlung kann durch Verringerung der mechanischen Kraft eine Rücktransformation in die Austenitphase hervorgerufen werden (Abbildung 2.1, 4-6), wodurch das Material wieder in seine ursprüngliche Form zurückfindet.

Aufgrund dieses pseudoelastischen Effekts und der exzellenten Biokompatibilität kommt diese Art der FGL oftmals in Form von Stents oder Implantaten in medizinischen Anwendungen zum Einsatz [38], [39].

2.2 Elastokalorische Eigenschaften von FGL

Neben den medizinischen Anwendungen werden die pseudoelastischen FGL auch im Bereich des ferroischen Kühlens eingesetzt. Dies hängt damit zusammen, dass bei der Phasenumwandlung des superelastischen Materials latente Wärme frei bzw. benötigt wird. Die Umwandlung von $A \rightarrow M$ während der mechanischen Zugbelastung der Probe läuft exotherm ab, was zur Erwärmung der Probe führt. Im Gegensatz dazu benötigt die umgekehrte Umwandlung von $M \rightarrow A$ beim mechanischen Entlasten der Probe Energie, wodurch diese abkühlt [40]. Die erzeugbare Kühlleistung hängt daher stark von der latenten Wärme des Materials ab, die wiederum durch die Materialzusammensetzung selbst wie auch die Wärmebehandlung im Herstellungsprozess beeinflusst werden kann [41]. Bisher erforschte elastokalorische Materialien erzeugen bis zu 22 J/g latente Wärme und erfahren dabei eine adiabate Temperaturänderung von bis zu 40°C [25]. Die Temperaturänderung wird als adiabat bezeichnet, da bei einer entsprechend schnell durchgeführten Phasenumwandlung nahezu kein Wärmeaustausch mit der Umgebung stattfindet. Als Materialzusammensetzung existieren kupferbasierte [42]–[44], eisenbasierte [45], [46] und Nickel-Titan-basierte FGL [47]–[49] Legierungen, wobei letztere die größten latenten Wärmen und damit auch das größte Kühlpotential aufweisen [25][24].

Des Weiteren wird die Temperaturänderung des Materials durch die Austenit-Finish Temperatur (A_f) begrenzt. Die A_f Temperatur muss unter der niedrigsten im Kühlkreislauf auftretenden Temperatur liegen, um das pseudoelastische Verhalten für alle Bereiche des Kühlkreislaufs sicherzustellen und damit eine komplette Rücktransformation von $M \rightarrow A$ gewährleisten zu können. Zur Senkung der A_f Temperatur kann beim Schmelzen von Ni-Ti-FGL beispielsweise Kobalt (Co) zu geringen Anteilen hinzugegeben werden, wodurch A_f Temperaturen im Bereich von -80°C nach der Schmelze und -5°C bis 0°C nach dem Wärmebehandeln und Umformen erreicht werden [50], [51].

Basierend auf diesen Eigenschaften lassen sich die elastokalorischen Materialien in Kühlkreisläufen verwenden (Abbildung 2.2). Diese bestehen üblicherweise aus vier Phasen (Abbildung 2.2, 1-4), die im Folgenden erläutert werden [52]. In Phase 1 wird das elastokalorische Material mit einer Dehnung ε belastet, um die Transformationsspannung der exothermen A→M Transformation zu überwinden und diese damit auszulösen. Zur Maximierung des Temperaturanstiegs im Material wird eine hohe Dehnrates (üblicherweise 0.1 s^{-1} oder größer) verwendet, sodass die A→M Transformation nahezu ohne Wärmeaustausch mit der Umgebung, also adiabatisch, abläuft. Nach Erreichen der maximalen Dehnung erfolgt ein Wärmeaustausch mit einem Medium wie beispielsweise über Konvektion zu einem Fluid oder konduktive Wärmeleitung zu einem Festkörper, um die Temperatur des Materials wieder auf Umgebungstemperatur zu reduzieren und das Medium zu erwärmen. Danach folgt mit Phase 3 die ebenfalls adiabatische Entlastung des Materials über Reduktion der aufgebrauchten Dehnung. Dadurch kühlt sich das elastokalorische Material ab und es findet bei minimaler Dehnung erneut ein Wärmeaustausch mit einem zweiten Medium statt, welches sich dadurch abkühlt (Phase 4). Nachdem das Material durch den Wärmeaustausch erneut auf Umgebungstemperatur erwärmt wurde, beginnt der Kreislauf ab Phase 1 erneut, um eine kontinuierliche Wärme- und Kühlleistung in den beiden Medien zu erzeugen.

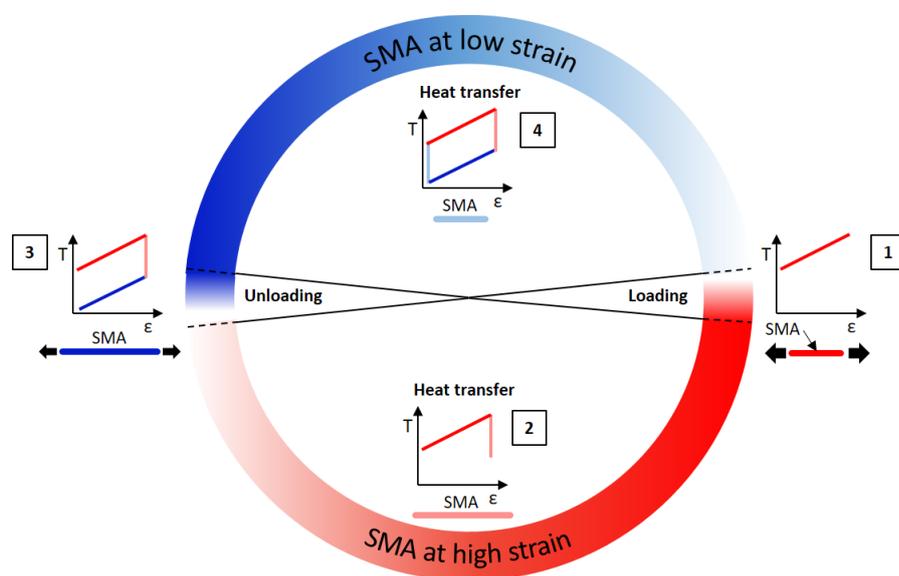


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des elastokalorischen Kühlkreislaufs.

Dieser adiabatisch gesteuerte Kühlprozess ist auch als Brayton-Kreislauf bekannt [53]. Durch Variation von Prozessparametern wie Dehnrates, Maximaldehnung oder Dauer des Wärmeaustauschs kann die Kühlleistung sowie die Leistungszahl (COP, Coefficient of Performance) beeinflusst werden [54]. Letztere dient zur Beurteilung der Effizienz eines thermischen Prozesses. Eine Prozessumkehr zur Verwendung

als Wärmekraftmaschine, bei welcher die thermische Energie in mechanische Energie umgewandelt wird, ist ebenfalls möglich [55].

Aktuelle Anwendungen des elastokalorischen Kreislaufs unterscheiden sich vor allem in der Verwendung des Energieträgers (gasförmiges/flüssiges Fluid oder Festkörper), der angestrebten Kühlleistung wie auch der Art der Leistungserzeugung (kontinuierlich oder diskontinuierlich) [27].

2.3 Elastokalorische Kühlsysteme

Die Entwicklung elastokalorischer Kühlmaschinen bzw. -demonstratoren wurde in den letzten Jahren weltweit vorangetrieben. Die ersten elastokalorischen Anwendungsbeispiele waren hauptsächlich als Wärmekraftmaschinen konzipiert, wozu der elastokalorische Kühlkreislauf, der in Abbildung 2.2 dargestellt ist, umgekehrt wurde [55].

Einer der ersten elastokalorischen Kühldemonstratoren hingegen wurde an der University of Maryland entwickelt und im Jahr 2012 auf dem „2012 ARPA-E Summit Technology Showcase“ [56] vorgestellt (Abbildung 2.3). Dieser basiert auf zwei gegenüberliegenden Kreisringflächen, die über mehrere Ni-Ti-FGL-Drähte verbunden sind und diese an ihren Enden fixieren. Die Kreisringflächen werden mithilfe eines Motors in Rotation versetzt. Dabei kann die obere Fläche über zwei Gewindestangen (Abbildung 2.3, „Inclination adjustment“) gekippt werden, wodurch während der Rotation die eine Hälfte der Drähte gedehnt (Abbildung 2.3, linke Seite) und die andere Hälfte (Abbildung 2.3, rechte Seite) entlastet wird. Zusätzlich sind die Kreisringflächen mit einem Plexiglasgehäuse versehen, sodass ein Luftstrom entlang der Drähte geführt werden kann und bei kontinuierlicher Prozessführung eine stationäre kalte sowie warme Seite entsteht. Hierbei sind jedoch keine Informationen zu der erreichbaren Temperaturspanne oder Kühlleistung dokumentiert.

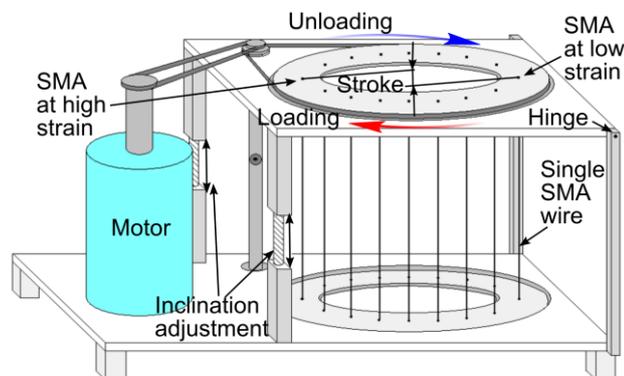


Abbildung 2.3: Der erste elastokalorische Kühldemonstrator basierend auf SMA Drähten zur Kühlung eines Luftstroms [27].

Ein weiterer Kühldemonstrator basierend auf Ni-Ti-FGL Platten und Wasser als Energieträger wurde im Jahr 2016 als Zusammenarbeit der University of Denmark und der University of Ljubljana von Tušek et al. vorgestellt [28]. Die Ni-Ti-Platten wurden hierzu mithilfe von Abstandshaltern aufeinandergestapelt und durch Klemmen fixiert (Abbildung 2.4). Durch axiale Kraftaufbringung auf das Bündel aus Ni-Ti-Platten wird dann die Phasentransformation ausgelöst und die latente Wärme bereitgestellt, welche durch ein Fluid (hier: Wasser) innerhalb der Platten zum „Cold Heat Exchanger“ (Abbildung 2.4, CHEX) und „Hot Heat Exchanger“ (Abbildung 2.4, HHEX) abgeführt wird. Hierzu umfasst der Demonstrator eine Pumpe und vier Absperrventile, die je nach Prozesszyklus geöffnet oder geschlossen werden, um das Fluid beim Belasten zum HHEX und beim Entlasten zu CHEX zu leiten (Abbildung 2.4). Die Wärme- und Kälteerzeugung ist hierbei diskontinuierlich und ermöglicht bei der Nutzung von 0,35 mm dicken Ni-Ti-Platten, die mit 3,5% maximaler Dehnung beaufschlagt werden, eine Temperaturdifferenz von 19,9 K im thermisch unbelasteten Zustand [57].

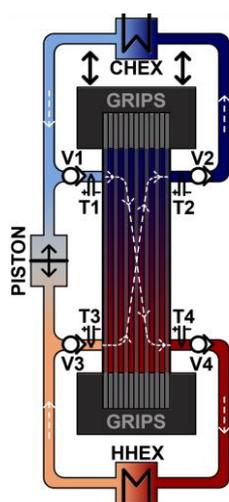


Abbildung 2.4: Elastokalorischer Regenerator basierend auf FGL-Platten und Wasser als Wärme- bzw. Kälteträger [27].

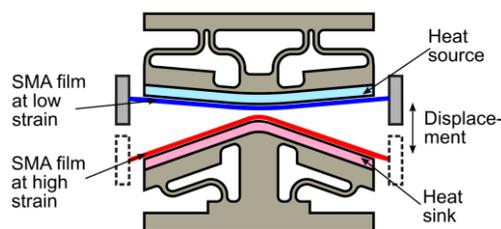


Abbildung 2.5: Kühldemonstrator basierend auf Ni-Ti-Dünnschichten und konduktivem Wärmetransfer [27].

Elastokalorik im Bereich der Mikrosystemtechnik wird am Karlsruher Institut für Technologie erforscht, wobei die Resultate von Ossmer et. al. 2013 erstmalig präsentiert wurden [58]. Hierbei verwendet man Ni-Ti-Dünnschichten mit einer Dicke von $\approx 20 \mu\text{m}$, die bis zu 4,5% gedehnt werden. Nach der Entlastung kühlt sich der Dünnschicht dabei um bis zu 16 K ab [58]. Um sich diesen Effekt zu Nutzen zu machen, wurde der in Abbildung 2.5 dargestellte Demonstrator entwickelt [59]. Dieser verwendet eine Wärmequelle und Wärmesenke aus Kupferplatten (Abbildung 2.5, „heat source“ und „heat sink“), um die latente Wärme des Films durch konduktiven Wärmetransport abzuführen. Wie bei dem vorherigen Demonstrator liegt hier

ebenso eine diskontinuierliche Wärme- und Kälteerzeugung vor. Inzwischen wurde das Konzept hinsichtlich COP und Kühlleistung erweitert und optimiert, was zu einer Temperaturdifferenz von bis zu 13 K zwischen beiden Kupferplatten führt [60], [61].

Neben dehnungsbasierten elastokalorischen Demonstratoren sind auch kompressionsbasierte Ansätze Teil der aktuellen Forschung [62], [63]. Eine daraus resultierende Kühlmaschine wurde 2016 von Qian et. al. präsentiert (Abbildung 2.6) [64]. Als elastokalorisches Material werden hierbei mehrere Ni-Ti-Rohre verwendet, die mithilfe eines Hydraulikzylinders gestaucht werden. Innerhalb der Ni-Ti-Rohre befindet sich zusätzlich ein Fluid (Abbildung 2.6, links), das, ähnlich wie in Abbildung 2.4 gezeigt, mithilfe von Absperrventilen prozessgesteuert zu einer Wärmesenke bzw. -quelle geleitet wird, sodass diese diskontinuierlich aufgeheizt bzw. abgekühlt werden [30]. Hierbei wird zwischen Wärmesenke und Wärmequelle eine Temperaturdifferenz von 4,7 K erreicht [30]. Im Vergleich zum zugbasierten Prozess erreicht man aktuell durch den kompressionsbasierten Prozess eine erheblich höhere Materiallebensdauer, wodurch die hier gezeigte schlechtere thermische Performance teilweise relativiert wird [65].

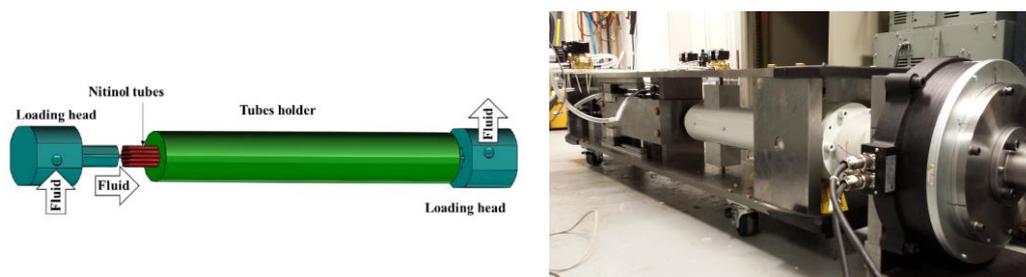


Abbildung 2.6: Kompressionsbasierte Kühlmaschine entwickelt von Qian et. al. [30]: schematische Darstellung (links) und Realisierung (rechts) [66].

Abschließend wird der kontinuierlich arbeitende Kühldemonstrator von Kirsch et. al. präsentiert, in dessen Kontext diese Arbeit entstand (Abbildung 2.7). Der Demonstrator nutzt Ni-Ti-Drähte mit variablem Drahtdurchmesser als elastokalorisches Material. Der Drahtdurchmesser sollte hierbei möglichst gering gewählt werden, um einen günstigen Wärmeübergang für die gewünschte Anwendung mit Luft als Energieträger sicherzustellen [67]. In der aktuell realisierten Ausführung werden 0,2 mm Drähte mit einer Länge von 300 mm als Bündel von je 30 Stück verwendet, um die Masse des elastokalorischen Materials und damit die Kühlleistung bei weitestgehend gleichbleibendem Wärmeübergang zu erhöhen [27]. Ähnlich wie beim ersten gezeigten Demonstrator (Abbildung 2.3) werden die 24 Drahtbündel in einer kreisförmigen Anordnung an zwei gegenüberliegenden, rotierenden Kreisringflächen montiert (Abbildung 2.7,

rechts). Während eine Seite fixiert ist, bewegen sich die Bündel auf der anderen Seite gelagert über eine Nockenscheibe, die die rotatorische Bewegung in eine lineare Bewegung umwandelt und die Bündel dadurch be- und entlastet (Abbildung 2.7, rechts). Die Kreisringflächen sind des Weiteren mit einer Plexiglasumhausung versehen, die zur Luftstromführung dient (Abbildung 2.7, links). Die Lufteinlasspunkte sind dabei so gewählt, dass zwei räumlich voneinander getrennte Luftströme je eine Haltephase im elastokalorischen Kühlkreislauf abdecken (vgl. Abbildung 2.2), sodass sich der Luftstrom auf der linken Seite maximal abkühlen und auf der rechten Seite maximal aufheizen kann. Die Lufttemperaturdifferenz am Auslass beider Luftströme bei 0,4 Hz Rotationsfrequenz beträgt hierbei 9,2 K bei einem Luftvolumenstrom von $15 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ [68].

Da diese Arbeit im Rahmen der Entwicklung des letztgenannten Demonstrators entstand, stehen als zu untersuchende Materialgeometrie ebenfalls FGL in Drahtform im Fokus.

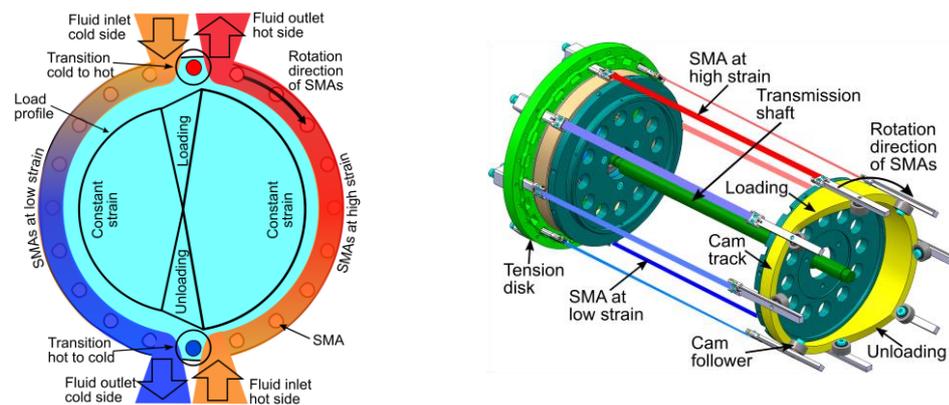


Abbildung 2.7: Kontinuierlich arbeitender, elastokalorischer Kühldemonstrator entwickelt von Kirsch et. al. [27] basierend auf Drahtbündeln und konvektiver Wärmeübertragung.

3 Grundlagen

3.1 Elastokalorischer Kühlprozess

3.1.1 Prozessgrößen

Die Effizienz eines elastokalorischen Kühlprozesses wird durch die Leistungszahl bzw. Coefficient of Performance (COP) abgebildet. Dieser stellt den Quotient aus der absorbierten Wärme Q_{ab} sowie der dazu aufgewendeten Arbeit W dar (Glg. 1) [69].

$$COP = \frac{Q_{ab}}{W} \quad \text{Glg. 1}$$

Zur Bestimmung von Q_{ab} und W kann die Spannungs(σ)-Dehnungs(ϵ)- und die Temperatur(T)-Entropie(s)-Charakteristik des elastokalorischen Materials analysiert werden. Abbildung 3.1 zeigt diese schematisch für den in Abbildung 2.2 präsentierten elastokalorischen Kreislauf mit adiabatischer Belastung (1) und Entlastung (3) sowie je einer Haltephase zum Wärmeaustausch (2, 4).

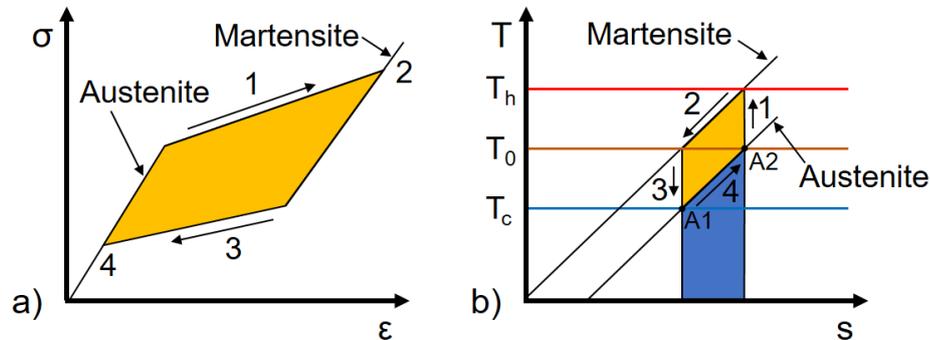


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung der Charakteristik des elastokalorischen Kühlkreislaufs mit adiabatischem Be- (1) und Entlasten (3) einer pseudoelast. FGL und Wärmeaustauschphasen (2,4): a) Spannungs(σ)-Dehnungs(ϵ)-Charakteristik und b) Temperatur(T)-Entropie(s)-Charakteristik mit Umgebungstemperatur T_0 , sowie max. FGL-Temperatur T_h und min. FGL-Temperatur T_c .

Geht man nun von einer vollständigen Energierückgewinnung aus, kann die spezifische mechanische Arbeit des Kühlkreislaufs mithilfe der Materialdichte ρ und des geschlossenen Integrals über die vier Kreislaufphasen im σ - ϵ -Diagramm (Abbildung 3.1a, gelb markierte Fläche) beschrieben werden [70]. Als zweite Berechnungsmöglichkeit ergibt sich das geschlossene Integral über die Kreislaufphasen im T - s -Diagramm (Abbildung 3.1b, gelb markierte Fläche) [70].

$$w = \frac{1}{\rho} \cdot \int_{1234} \sigma \cdot d\epsilon = \int_{1234} T \cdot ds \quad \text{Glg. 2}$$

Der Kühlprozess wird im T - s -Diagramm über die Phase 4 dargestellt, die den Wärmeaustausch des elastokalorischen Materials mit der Umgebung – also den Temperaturanstieg des Materials von Minimaltemperatur T_c auf Umgebungstemperatur T_0 – beschreibt. Die absorbierte Wärme Q_{ab} (Abbildung 3.1b) ist somit äquivalent zu der Fläche unter der Austenit-Gerade begrenzt durch die Punkte A1 und A2 (Abbildung 3.1b) [71]:

$$Q_{ab} = \int_{A1A2} T \cdot ds \quad \text{Glg. 3}$$

Erreicht man im Kühlprozess eine abgeschlossene A→M Transformation mit komplettem Wärmeaustausch, kann man Q_{ab} durch die latente Wärme H des Materials ersetzen und so den idealen COP_{ideal} wie in Glg. 4 gezeigt abbilden.

$$COP_{ideal} = \frac{H}{W} \quad \text{Glg. 4}$$

Durch Anpassung der Dehnrates oder der Haltezeit zum Wärmeaustausch kann die Charakteristik des Kühlprozesses (Abbildung 3.1) und somit auch der COP beeinflusst werden, um diesen für bestimmte Anwendungen zu optimieren (vgl. 3.1.3).

3.1.2 Latente Wärme

Die latente Wärme H des elastokalorischen Materials beschreibt die bei der Phasenumwandlung maximal nutzbare Enthalpie und ist ein wichtiger Bestandteil zur Maximierung der Effizienz des elastokalorischen Kühlprozesses (vgl. Glg. 4). Zur Zeit verfügbare elastokalorische Materialien erreichen eine latente Wärme von bis zu 22 J/g [25].

Aktuell wird die latente Wärme eines elastokalorischen Materials über die thermoanalytische „dynamische Differenzkalorimetrie“ (DSC) bestimmt [24], [72], [73]. Bei der sogenannten „Wärmestromdifferenzkalorimetrie“ (heat flux DSC) werden zwei identische Schmelztiegel verwendet, wovon der erste die zu messende Materialprobe enthält und der zweite als Referenz dient, also leer bleibt. Die beiden Schmelztiegel mit Materialprobe und Referenz werden zusätzlich in einer Probenhalterung mit optimaler Wärmeleitfähigkeit platziert und mit Temperatursensoren ausgestattet. Während der eigentlichen DSC-Messung wird die Temperatur der Probenhalterung über die Zeit linear erhöht, sodass Wärme von der Halterung zu den beiden Schmelztiegeln fließt. Für Materialprobe und Referenz wird der Wärmestrom mithilfe der Temperatursensoren und der dazugehörigen Temperaturregelung ermittelt. Zeigen beide Proben gleiches Verhalten, so ist der Wärmestrom zu beiden Schmelztiegeln identisch, sodass die Wärmestromdifferenz null beträgt. Durchläuft das zu messende Material jedoch eine Phasenumwandlung, die durch Schmelzen oder – im Fall von FGL – eine kristallographische Transformation ausgelöst wird, ändert sich der zur Probe fließende Wärmestrom zur Erhaltung der eingestellten Temperatur und es bildet sich eine Wärmestromdifferenz zwischen Materialprobe und Referenz aus. Die Wärmestromdifferenz ist abhängig von der Charakteristik der Phasenumwandlung, die entweder exotherm (Probe benötigt weniger Wärmestrom) oder endotherm (zusätzlicher Wärmestrom wird benötigt) ablaufen kann.

Bei Darstellung der Wärmestromdifferenz über die Temperatur (Abbildung 3.2, DSC über T) sind die Phasenumwandlungen somit als Peaks zu identifizieren. Da die Berechnung der Wärmestromdifferenz je nach Gerät variiert, zeigt die DSC

Charakteristik immer auch die Richtung der exothermen Reaktion mithilfe eines Pfeils an (Abbildung 3.2, links oben). Um die Hin- und Rücktransformation der Materialprobe auszulösen, werden hierzu nacheinander eine ansteigende sowie eine fallende Temperaturrampe über die Zeit mit konstanter Steigung (Abbildung 3.2, rote und blaue Kurve) durchlaufen. Zu identifizierende charakteristische Größen der Phasenumwandlung sind die latente Wärme H , die die Fläche unter dem Umwandlungspeak darstellt, die Breite der thermischen Hysterese ΔT_h wie auch die Starttemperatur T_s und Endtemperatur T_f (vgl. 2.2) der Phasenumwandlung (Abbildung 3.2). Bezogen auf elastokalorische Materialien ist ΔT_h proportional zur Größe der mechanischen Hysterese [24] (vgl. Abbildung 3.1a), sodass ein hoher COP bei großer latenter Wärme H und minimaler Hysteresebreite ΔT_h (vgl. Glg. 4) erreicht wird. Zur Charakterisierung neuer elastokalorischer Materialien werden folglich oftmals ΔT_h - H Diagramme verwendet [41].

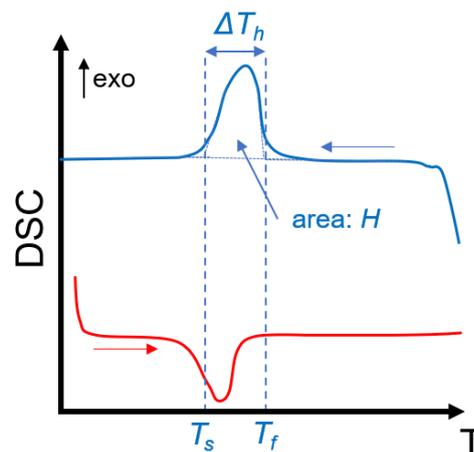


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der DSC-Messung einer FGL bei Applikation einer steigenden und fallenden Temperaturrampe (rote und blaue Kurve) mit latenter Wärme H sowie den charakteristischen Temperaturen T_s , T_f und ΔT_h , die die Phasentransformationen beschreiben.

3.1.3 Elastokalorische Prozessvariation

Neben den Materialparametern kann der elastokalorische Kühlprozess durch die Anpassung der mechanischen Parameter wie Dehnrate oder maximale Dehnung sowie die Prozessführung selbst beeinflusst werden [49], [50]. Zur Erzeugung maximaler Temperaturspannen wird beispielsweise der rein adiabatische Kühlprozess (Abbildung 3.1) verwendet, wohingegen zur Maximierung des COP ein kombiniert adiabatisch-isothermer Prozess geeignet ist [72] (Abbildung 3.3).

Beim adiabatisch-isothermen Prozess wird der elastokalorische Belastungs- und Entlastungsprozess (Abbildung 2.2, 1, 3) mit dem Wärmeaustausch (Abbildung 2.2, 2, 4) kombiniert. Am Beispiel der konduktiven Wärmeübertragung (vgl. Abbildung

2.5) wird das elastokalorische Material hierzu schon beim Belasten mit der Wärmesenke in Kontakt gebracht und in diesem Zustand weiter gedehnt. Dadurch erfährt das Material zuerst eine adiabate Temperaturänderung, die bei Kontakt mit der Wärmesenke in einen isothermen Zustand übergeht und diesen bis Ende der Belastung beibehält (Abbildung 3.3). Folglich heizt sich das Material weniger stark auf (Abbildung 3.3b), wodurch durch die Temperaturabhängigkeit der Transformationsspannung [74] auch die mechanische Spannung weniger stark ansteigt (Abbildung 3.3a). Der Entlastungsvorgang wird analog dazu durchgeführt, sodass sich hierbei das Material weniger stark abkühlt, was eine höhere mechanische Spannung bei der Rücktransformation zur Folge hat (Abbildung 3.3a). Bei der kombiniert adiabatisch-isothermen Prozessführung ergibt sich demnach im Vergleich zum rein adiabatischen Prozess (vgl. Abbildung 3.1) eine kleinere mechanische Hysterese und somit ein geringerer mechanischer Energiebedarf. Nach Glg. 1 hat dies einen verbesserten *COP* zur Folge, sodass die adiabatisch-isotherme Prozessführung vor allem bei Kühlprozessen verwendet wird, die eine hohe Effizienz erfordern. Der kombiniert adiabatisch-isotherme Kühlprozess wird hier exemplarisch als Veranschaulichung der Prozessvariation dargestellt, weitere Prozessführungen und deren Einfluss auf die Parameter des Kühlprozesses wurden weitreichend in [54] analysiert. Die Variation der Prozessführung zur Optimierung bestimmter kalorischer Kenngrößen wird zusätzlich bei weiteren ferroischen Kühlansätzen wie beispielsweise der Magnetokalorik untersucht [75][76].

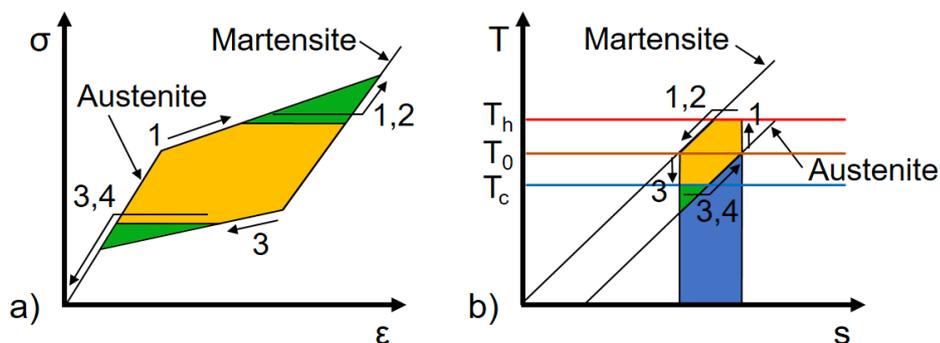


Abbildung 3.3: Schematische Darstellung der Charakteristik des elastokalorischen Kühlkreislaufs mit kombiniert adiabatisch-isothermer Be- und Entlastung einer pseudoelastischen FGL. a) Spannungs(σ)-Dehnungs(ϵ)-Charakteristik und b) Temperatur(T)-Entropie(s)-Charakteristik mit Umgebungstemperatur T_0 , sowie max. FGL-Temperatur T_h und min. FGL-Temperatur T_c .

3.1.4 Materialzusammensetzung und Oberflächenbehandlung

Da für die wissenschaftlichen Untersuchungen und den Demonstrator (vgl. Abbildung 2.7) große Mengen an FGL-Draht benötigt werden, beschränkt sich die Materialauswahl auf kommerziell erhältliche, superelastische Drähte. Diese weisen elastokalorische Eigenschaften auf, sind jedoch nicht für elastokalorische

Anwendungen optimiert. Die verwendeten Drähte bestehen aus einer NiTiCo Legierung und werden von Fort Wayne Metals vertrieben. Die Materialzusammensetzung ist in Tabelle 3.1 dargestellt.

Element	% (Masse)
Nickel	54,5 - 57
Kobalt	1,0 – 2,0
Kohlenstoff, max	0,05
Kupfer, max	0,01
Wasserstoff, max	0,005
Eisen, max	0,05
Niob, max	0,025
Stickstoff + Sauerstoff, max	0,05
Titan	Rest

Tabelle 3.1: Materialzusammensetzung: NiTiCo Fort Wayne Metals ([51], NiTi#3)

Im Vergleich zu binärem NiTi ermöglicht der Kobalt Anteil von 1 – 2% eine geringere A_f -Temperatur von -67°C [51], sodass ein größerer Temperaturbereich zur Phasenumwandlung und damit auch zum Kühlen zur Verfügung steht.

Ein essenzieller Punkt in der Entwicklung elastokalorischer Systeme ist die Lebensdauer des elastokalorischen Materials. Um eine relevante Lebensdauer (im Idealfall $> 10^7$ Zyklen) zu erreichen, bedarf es intensiver Material-, Fertigungs- und Oberflächenoptimierung, um möglichst viele Ausfallursachen (wie Oberflächenrissbildung oder Inklusionsbildung) einzudämmen. Dazu gehören beispielsweise die Anpassung der Korngröße durch entsprechende Wärmebehandlung, Reduktion der Kaltverformung sowie Oberflächenoptimierung durch Elektropolieren oder ähnliche abtragende Verfahren [77]–[80]. Im Bereich der Dünnschichttechnik ist es hierbei schon gelungen, ein Material mit sehr geringer funktionseller Ermüdung zu entwickeln und die oftmals geforderten 10^7 Belastungszyklen zu erreichen [81]. Im Falle des Kühldemonstrators von Kirsch et al. (vgl. 2.3) entsprechen 10^7 Belastungszyklen bei 0,5 Hz Betriebsfrequenz einer Betriebsdauer von ≈ 231 Tagen, falls der Demonstrator 24 h am Tag in Betrieb ist. In den meisten Kühlanwendungen (beispielsweise einem Kühlschranks) beträgt die Betriebsdauer pro Tag jedoch lediglich maximal 8-10h, sodass mit 10^7 Belastungszyklen eine Lebensdauer von mehreren Jahren erreicht werden kann. Die hier verwendeten NiTiCo-Drähte wurden hinsichtlich der Lebensdauer nicht optimiert und weisen somit eine geringere Anzahl an Belastungszyklen auf, was im späteren Verlauf dieser Arbeit detailliert untersucht wird (vgl. 5.5).

Neben der Materialzusammensetzung unterscheiden sich die kommerziell erhältlichen NiTiCo-Drähte in der Oberflächenbehandlung. Fort Wayne Metals

bietet diverse Oberflächenbehandlungen an, die sich in der Oberflächenbeschaffenheit, aber auch im Oberflächenmaterial unterscheiden. Durch den Fertigungsprozess entsteht an der Drahtoberfläche Titanoxid, welches man als Schutzschicht an der Oberfläche belassen kann. Da Titanoxid jedoch keine elastokalorischen Eigenschaften zeigt, sollte die Oxidschicht an der Oberfläche für Anwendungen in der Elastokalorik entfernt werden. Hierzu kommen diverse Abtrageverfahren in Frage, die entweder chemische Prozesse wie Beizen oder Ätzen oder mechanische Prozesse wie einfaches Polieren beinhalten. Dabei entstehen unterschiedliche Oberflächenstrukturen, die mithilfe eines Lichtmikroskops hier näher betrachtet werden (Abbildung 3.4). Es zeigt sich, dass die beim Beizen entstandene Oberfläche wenige Unregelmäßigkeiten aufweist, jedoch eher rau ist (Abbildung 3.4a). Das chemische Ätzen hingegen ermöglicht eine glattere Oberfläche, die ebenfalls keine größeren Unregelmäßigkeiten enthält (Abbildung 3.4b). Abschließend ist die Oberflächenbeschaffenheit nach mechanischem Polieren dargestellt, welche eine nochmal glattere Struktur aufweist, aber auch Unregelmäßigkeiten wie Kratzer oder Riefen zeigt (Abbildung 3.4c). Diese beeinflussen vor allem die Lebensdauer maßgeblich, da sie als Ursache für Rissbildung fungieren können [82], was auch von einem von Fort Wayne Metals veröffentlichten Paper untermauert wird [83]. Dieses vergleicht die Lebensdauer von Drähten bei variierender Oberflächenbehandlung. Hierbei werden NiTi-Drähte in einem „Rotary bending“ Versuch verwendet, der die in einem Bogen eingespannten Drähte durch axiale Rotation mit einer festgelegten Dehnung zyklisch beaufschlagt. Die Dehnungsbelastung lässt sich über den Bogenradius regulieren.

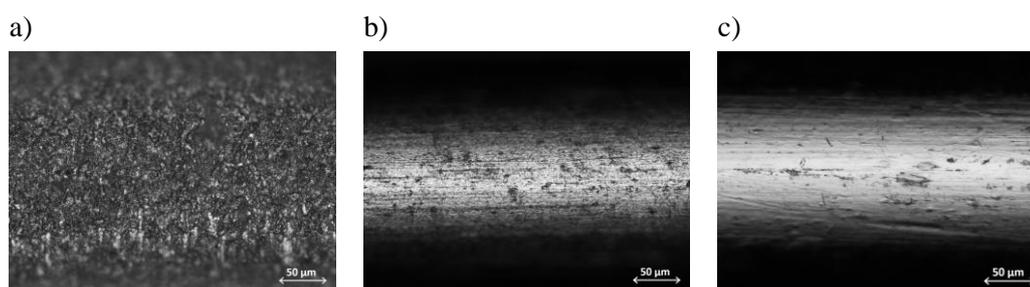


Abbildung 3.4: Verfügbare Oberflächenbehandlungen des NiTiCo-Drahtes durch a) Beizen, b) Ätzen und c) mechanisches Polieren.

Die Auswertung des Versuchs zeigt, dass die geätzte Oberfläche die besten Lebensdauereigenschaften aufweist, wohingegen die mechanisch polierte die kürzeste Lebensdauer erreicht. Da im „Rotary bending“ Versuch nur ein kleiner Teil der Probe durch die Dehnung belastet wird, sind für die später folgenden

Versuche, bei denen die komplette Probe unter Dehnungsbelastung steht, eine geringere Lebensdauer zu erwarten.

Aufgrund der idealen kalorischen Eigenschaften und der guten Lebensdauerperformance werden im Rahmen dieser Arbeit in allen Versuchen standardmäßig Drähte aus NiTiCo (Tabelle 3.1) mit geätzter Oberfläche in den Durchmessern 0,2 mm und 0,5 mm verwendet.

3.2 Strömungsmechanik und Thermodynamik

Da in dieser Arbeit das Verhalten von FGL-Drähten in Luftströmung untersucht wird, werden nachfolgend die entsprechenden theoretischen Grundlagen aus den Bereichen Strömungslehre und Thermodynamik erläutert.

3.2.1 Strömungsformen

Im Jahr 1883 wurde von O. Reynolds der sogenannte Farbfadenversuch durchgeführt. Bei diesem wird ein Farbfaden in die Wasserströmung eines Rohres eingeleitet, um das Strömungsverhalten bei steigender Strömungsgeschwindigkeit zu untersuchen. Hierbei konnte Reynolds bei kleinen Strömungsgeschwindigkeiten einen gradlinigen, wirbelfreien Strömungsverlauf des Farbfadens feststellen. Diese Strömungsform, bei welcher sich die Strömung schichtweise und ohne Verwirbelungen bewegt, wird als laminare Strömung bezeichnet [84].

Bei Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit über einen kritischen Wert änderte sich das Verhalten des Farbfadens. Die gradlinige Strömungsform des Fadens änderte sich zu einer verwirbelten Strömung, die auch als turbulente Strömung bezeichnet wird. Diese ist hinsichtlich ihrer raumzeitlichen Struktur nicht vorhersehbar und weist unregelmäßige Querbewegungen wie eine starke Strömungsdurchmischung auf [85].

Die Strömungsform lässt sich über die Reynolds-Zahl Re abbilden, welche das Verhältnis von Trägheits- und Reibungskräften repräsentiert und mithilfe der charakteristischen Länge x , der kinematischen Viskosität ν und der durchschnittlichen Strömungsgeschwindigkeit u_m gebildet wird (Glg. 5) [86].

$$Re(x) = \frac{u_m \cdot x}{\nu} \quad \text{Glg. 5}$$

Für einen kreisförmigen Kanalquerschnitt wird x aus der Querschnittsfläche A und dem Kanalumfang U gebildet, wohingegen x für rechteckförmige Kanäle aus der Kanalbreite b und der Kanalhöhe a bestimmt wird (Glg. 6) [87].

$$x_o = \frac{4 \cdot A}{U} \text{ bzw. } x_{\square} = \frac{2 \cdot b \cdot a}{b + a} \quad \text{Glg. 6}$$

Für Strömungen mit kreisförmigem und rechteckigem Querschnitt ermittelte Reynolds einen kritischen Wert von $Re_{krit} \approx 2300$, bei dem der Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung stattfindet.

Hinsichtlich der Thermodynamik fördern die Querströmungen der turbulenten Strömung den nicht erwünschten Wärmeübergang zu den Kanalwänden sowie zu den im Kanal befindlichen Bauteilen also beispielsweise dem luftangeströmten FGL-Draht, was wiederum erwünscht ist [86].

3.2.2 Spezifische Wärmekapazität und Wärmemenge

Um die Temperatur eines Körpers der Masse m von T_1 auf T_2 zu erhöhen, wird eine Energie- bzw. Wärmezufuhr benötigt [88]. Die hierbei erreichbare Temperaturspanne ΔT hängt neben der Wärmemenge Q vom Material selbst mit seiner spezifischen Wärmekapazität c ab. Diese bezeichnet die Energie (oder Wärmemenge) die notwendig ist, um 1 kg eines Stoffes um 1 K zu erwärmen. Die benötigte Wärmemenge Q lässt sich somit wie folgt darstellen:

$$Q = c \cdot m \cdot (T_2 - T_1) = c \cdot m \cdot \Delta T \quad \text{Glg. 7}$$

Die Ableitung der Wärmemenge $\dot{Q}(t)$, also die in der Zeit dt übertragene Wärmemenge dQ (Glg. 8), wird als Wärmestrom, thermische Leistung oder Wärmeleistung bezeichnet [87].

$$\dot{Q} = \frac{dQ}{dt} \quad \text{Glg. 8}$$

Hinsichtlich einer Luftströmung lässt sich die thermische Leistung, also die Energie pro Zeit, abhängig vom Volumenstrom \dot{V} der Strömung, der Luftdichte ρ_{air} und der Wärmekapazität der Luft c_{air} beschreiben (Glg. 9).

$$\dot{Q}_{air} = \rho_{air} \cdot c_{air} \cdot (T_2 - T_1) \cdot \dot{V} \quad \text{Glg. 9}$$

3.2.3 Wärmeübergang

Der Wärmeübergang beschreibt die Wärmeübertragung eines Festkörpers zu einem bewegten Fluid oder Gas, ausgelöst durch die Temperaturdifferenz [89]. Dieser setzt sich aus dem konvektiven Wärmeübergang, der die strömungsbedingte Wärmeübertragung durch das Fluid beschreibt, der Wärmestrahlung durch elektromagnetische Wellen sowie der Wärmeleitung in Festkörper und Fluid

zusammen. Bei letzterer wird die Übertragung der Wärmeenergie über inelastische Stöße zwischen den Molekülen der Leitungssubstanz ausgelöst [88].

Der Wärmeübergangskoeffizient h beschreibt die Stärke der Wärmeübertragung an einer Grenzfläche, also die Fähigkeit eines Fluids Wärmeenergie von der Oberfläche des Stoffes abzuführen. Er ist eine spezifische Kennzahl zu einer Konfiguration von Materialien (beispielsweise eine Eisenplatte in Wasser) und abhängig von den beteiligten Substanzen wie auch den geometrischen Verhältnissen [88]. Der Wärmestrom \dot{Q} von der betrachteten Kontaktfläche A zum Fluid ist damit abhängig vom Wärmeübergangskoeffizient h und den Temperaturen T_1 und T_2 der beteiligten Materialien (Glg. 10) [88].

$$\dot{Q} = h \cdot A \cdot (T_1 - T_2) \quad \text{Glg. 10}$$

Da in der hier betrachteten elastokalorischen Anwendung [90] ein FGL-Draht basierter Luftkühlmechanismus im Fokus steht, soll h für den Fall eines Drahtes in einem Luftstrom bestimmt werden. Hierbei kann man die Churchill-Bernstein-Gleichung heranziehen, die eine Annäherung für die Nusselt-Zahl $Nu(x)$ im Fall querangeströmter Zylinder darstellt (Glg. 11) [91]. Diese beschreibt den konvektiven Wärmeübergang von einer festen Oberfläche zu einem strömenden Fluid nach Glg. 12 mit k_{air} als Wärmeleitfähigkeit der Luft und x als charakteristische Länge.

$$Nu(x) = 0.3 + \frac{0.62 \cdot Re(x)^{1/2} \cdot Pr^{1/3}}{[1 + (0.4/Pr)^{2/3}]^{1/4}} \cdot \left[1 + \left(\frac{Re(x)}{2.82 \cdot 10^5} \right)^{5/8} \right]^{4/5} \quad \text{Glg. 11}$$

$$h = \frac{Nu(x) \cdot k_{air}}{x} \quad \text{Glg. 12}$$

Für die in Glg. 11 dargestellte Annäherung muss das Produkt aus Reynoldszahl $Re(x)$ und Prandlzahl Pr größer als 0,2 sein [91]. Mit ρ_{air} als Dichte von Luft, μ_{air} als dynamische Viskosität und c_{air} als Wärmekapazität können $Re(x)$ nach Glg. 5 mit $v_{air} = \mu_{air} / \rho_{air}$ sowie Pr nach Glg. 13 berechnet werden.

$$Pr = \frac{c_{air} \cdot \mu_{air}}{k_{air}} \quad \text{Glg. 13}$$

Es ist zu erwähnen, dass die Churchill-Bernstein-Gleichung vor allem in turbulenten Strömungen zum Tragen kommt, da dort der Wärmeübergangskoeffizient nur abgeschätzt und nicht berechnet werden kann. Hinzu kommt, dass die Abschätzung für einen großen Bereich an Strömungsfällen gilt, sodass keine höhere Genauigkeit als 20% zu erwarten ist.

3.3 Zustandsüberwachung

Im Rahmen von Industrie 4.0 wird Zustandsüberwachung bzw. Condition Monitoring in aktuellen technischen Anwendungen größtenteils zur Identifizierung und Detektion von Ausfallmechanismen industrieller Anlagen oder zur Lebensdauervorhersage kritischer Bauteile verwendet [92]–[95].

In dieser Arbeit wird die Umsetzung dieser Anwendungsszenarien für FGL-Applikationen im Bereich der Elastokalorik betrachtet. Hierzu werden zum einen die Self-Sensing Eigenschaften der FGL untersucht, die auf ihrer Widerstandscharakteristik basieren [35], [36] und zum anderen neue Ansätze wie die Verwendung von Impedanzmessung zur Lebensdauervorhersage analysiert. Da die Lebensdauer der FGL in elastokalorischen Systemen begrenzt ist, stellt die Ausfallvorhersage eine äußerst hilfreiche Erweiterung zum erfolgreichen Systembetrieb dar, da so Wartungen zum Ersetzen des Materials geplant werden können.

3.3.1 Widerstandscharakteristik

Die in 2.2 geschilderte elastokalorische Phasenumwandlung von Austenit zu Martensit zieht neben den thermischen und mechanischen Mechanismen auch eine Widerstandsänderung nach sich, die nur zu geringen Anteilen durch die auftretende Temperatur- und Längenänderung hervorgerufen wird, sondern hauptsächlich im erhöhten spezifischen Widerstand der Martensitphase begründet ist [36], [96], [97]. Hierdurch erhöht sich der Gesamtwiderstand R_{FGL} der FGL über die Phasentransformation von Austenit nach Martensit, da der Anteil x_M der Martensitphase zunimmt.

Der Gesamtwiderstand der Probe lässt sich also über die spezifischen Widerstände ϱ_M und ϱ_A von Martensit- und Austenitphase mit den Phasenanteilen x_M und x_A sowie der dehnungsabhängigen Länge $l(\varepsilon)$ und Querschnittsfläche $A(\varepsilon)$ wie folgt darstellen [98], [99]:

$$R_{FGL} = (\varrho_M \cdot x_M + \varrho_A \cdot x_A) \cdot \frac{l(\varepsilon)}{A(\varepsilon)} \quad \text{Glg. 14}$$

Die spezifischen Widerstände ϱ_M und ϱ_A sind spannungs- und temperaturabhängig, was man über die entsprechenden Gradienten und die bei Umgebungstemperatur (T_{0M} und T_{0A}) gemessenen Größen ϱ_{0M} und ϱ_{0A} abbilden kann (Glg. 15, Glg. 16) [98], [99].

$$\varrho_M = \varrho_{0M} + (T - T_{0M}) \frac{\delta \varrho_M}{\delta T} + \sigma \frac{\delta \varrho_M}{\delta \sigma} \quad \text{Glg. 15}$$

$$\varrho_A = \varrho_{0A} + (T - T_{0A}) \frac{\delta \varrho_A}{\delta T} + \sigma \frac{\delta \varrho_A}{\delta \sigma} \quad \text{Glg. 16}$$

Durch Messung von R_{FGL} lassen sich also Rückschlüsse auf die Phasenanteile der Probe ziehen. Dies ist vor allem für die Materialstabilisierung der FGL von Interesse, welche vor der eigentlichen elastokalorischen Anwendung stattfindet. Mithilfe dieser Materialstabilisierung, bei der man die Probe mit geringer Dehnrates bis zu 100 Zyklen trainiert, d.h. bis zur Maximaldehnung be- und entlastet, erreicht man in der späteren adiabatischen Anwendung mit hoher Dehnrates eine homogene Phasenumwandlung mit stabilem thermischen und mechanischem Verhalten [100]. Während dieses Trainings des Materials ändert sich das Phasenumwandlungsverhalten der FGL, was sich im mechanischen und thermischen Verhalten widerspiegelt und durch kostenintensive Kraft- und Infrarotmesstechnik erfasst werden kann. Im Idealfall lässt sich das Stabilisierungsverhalten zusätzlich mithilfe der Widerstandscharakteristik überwachen, wodurch auf die beschriebene kostenintensive Messtechnik verzichtet werden kann. Des Weiteren ließe sich eine Widerstandsmessung in elastokalorische Systeme integrieren, womit das Training durch das System selbst durchgeführt und überwacht werden kann.

3.3.2 Impedanzanalyse

3.3.2.1 Grundlagen

Die zu messende Impedanz \underline{Z} liegt in komplexer Form vor und stellt den frequenzabhängigen Wechselstromwiderstand dar. Sie wird ähnlich wie der Gleichstromwiderstand über das Verhältnis von Spannung \underline{U} und Strom \underline{I} wie folgt berechnet [101]:

$$\underline{Z} = \frac{\underline{U}}{\underline{I}} = \frac{u(t)}{i(t)} = \frac{U}{I} \cdot e^{j\varphi} = Z \cdot e^{j\varphi} = R + jX \quad \text{Glg. 17}$$

In der Wechselstromtechnik liegt eine Phasenverschiebung φ zwischen sinusförmiger Wechselspannung und sinusförmigem Wechselstrom vor, die über die Impedanz beschrieben werden kann. U und I stellen in diesem Fall die Amplituden von Spannung und Strom dar, dessen Verhältnis Z als Scheinwiderstand bezeichnet wird [101]. Eine weitere Schreibweise von \underline{Z} ist die Separation in Realteil oder Wirkwiderstand R und Imaginärteil oder

Blindwiderstand X (Glg. 17), die vor allem bei der Impedanzberechnung elektrischer Wechselstromschaltungen zum Tragen kommt [101].

Abbildung 3.5 zeigt die Wechselstromcharakteristik mit Phasenwinkel und Impedanz für a) einen Widerstand R , b) eine Kapazität C und c) eine Induktivität L . Hinsichtlich der Wechselstromcharakteristik zeigt sich, dass beim Widerstand keine Verschiebung zwischen Wechselstrom $i(t)$ (rote Kurve) und Wechselspannung $u(t)$ (blaue Kurve) vorliegt und somit der Phasenwinkel, der diese Verschiebung beschreibt, null ist. Das hat zur Folge, dass die Impedanz des Widerstands nach Glg. 17 nur aus einem Realteil besteht und somit identisch zum Gleichstromwiderstand R ist. Bei der Kapazität C eilt die Spannung $u(t)$ dem Strom $i(t)$ um 90° nach, sodass sich ein Phasenwinkel von -90° ergibt. Die Impedanz hat in diesem Fall nur einen Imaginärteil, der $(j\omega C)^{-1}$ beträgt. Im Fall einer Induktivität L eilt der Strom der Spannung um 90° nach, der Phasenwinkel φ beträgt also $+90^\circ$. Auch in diesem Fall besteht die Impedanz nur aus einem Imaginärteil, er beträgt $j\omega L$.

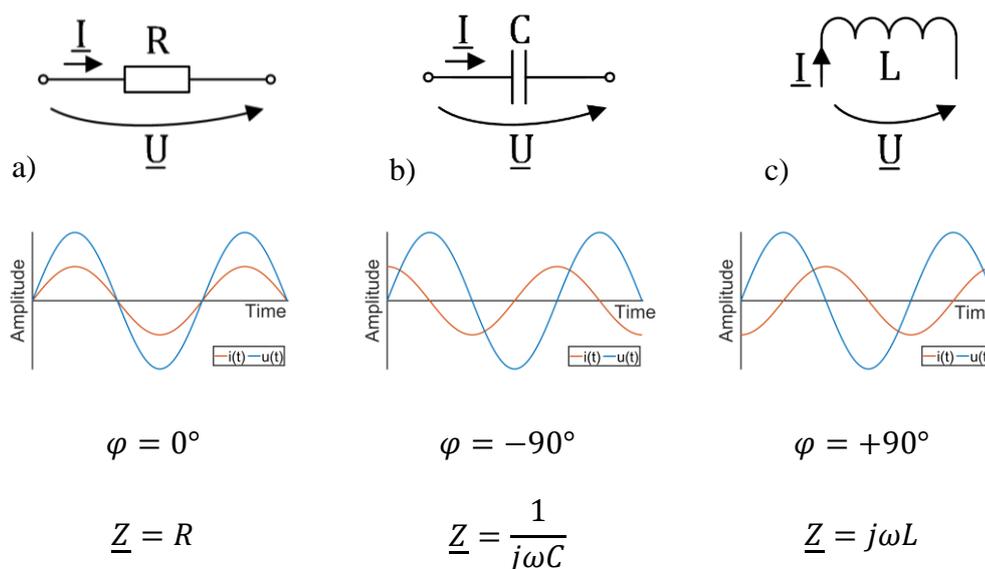


Abbildung 3.5: Wechselstromverhalten, Phasenwinkel und Impedanz der Grundschaltelemente a) Widerstand R , b) Kondensator mit der Kapazität C , c) Spule mit der Induktivität L [102].

Je nach Aufbau einer Schaltung ergibt sich ihre Gesamtimpedanz analog zur Gleichstromtechnik aus den Impedanzen der verwendeten Grundschaltelemente [101].

3.3.2.2 Messung und Visualisierung der Impedanz

Um die Impedanz eines Bauteils oder einer Schaltung zu messen, werden üblicherweise RLC-Meter oder Impedanzanalytoren verwendet [103], [104]. Hierzu wird je nach Benutzervorgabe entweder eine Spannung $u(t)$ oder ein Strom

$i(t)$ mit einstellbarer Amplitude verwendet und durch Messung der zweiten, nicht vorgegebenen Größe die Impedanz nach Glg. 17 berechnet [105]. Zur Ermittlung des Frequenzverhaltens der Impedanz wird ein sogenannter Frequenz-Sweep durchgeführt, der einen vorgegebenen Frequenzbereich diskret abtastet und zu jeder Stützstelle eine Impedanzmessung durchführt. Es ergibt sich somit ein Impedanzverlauf über den vorgegebenen Frequenzbereich, aus dem sich die Charakteristik des Bauteils oder der Schaltung bestimmen lässt. Hierbei ist zu beachten, dass die Abtastung niedriger Frequenzen und eine hohe Anzahl an Stützstellen zu einer langen Messdauer führen können, was beim Einsatz in der Elastokalorik Einfluss auf die Prozessführung nehmen kann [105].

Zur Auswertung der Impedanzspektren lassen sich diese immer über zwei Messgrößen visualisieren [105]. Im Folgenden werden die beiden am häufigsten genutzten Auswertungsmöglichkeiten an einem seriell angeordneten R-L-Glied mit $R = 100 \Omega$ und $L = 1 \mu\text{H}$ demonstriert. Das R-L-Glied wird in diesem Fall als Veranschaulichung gewählt, da es dem Impedanzspektrum eines Drahtes entspricht und somit eine ähnliche Charakteristik in den später dargestellten Experimenten zu erwarten ist [106]. Die Charakteristik zeichnet sich durch eine konstante Impedanz im niederfrequenten Bereich aus, die beim Erreichen höherer Frequenzen (hier: ab 10^4 Hz) ansteigt. Zu den Darstellungsmöglichkeiten gehören zum einen die Darstellung als Bodediagramm, das den Betrag der Impedanz Z mit Phasenwinkel φ über die Frequenz zeigt (Abbildung 3.6), sowie zum anderen die Darstellung als Nyquistdiagramm in Form eines Vektors \underline{Z} bestehend aus Realteil R und Imaginärteil X (Abbildung 3.7). Bei letzterem lässt sich über die Vektorkoordinaten R und X ein Verlauf von \underline{Z} über die Frequenz f bzw. Kreisfrequenz $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$ darstellen (Abbildung 3.7, blaue Kurve). Da sich das zu untersuchende Frequenzspektrum meist über mehrere Zehnerpotenzen erstreckt,

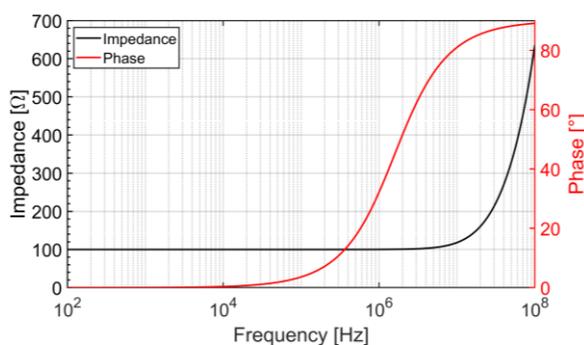


Abbildung 3.6: Beispiel für eine Darstellung der Impedanz eines seriellen R-L-Gliedes über das Bodediagramm.

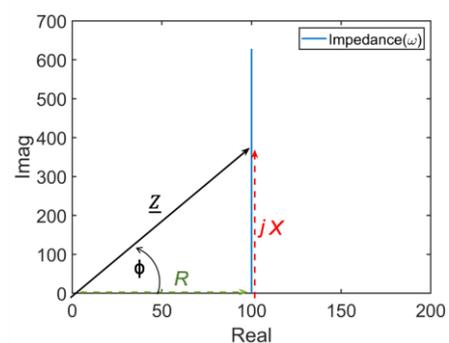


Abbildung 3.7: Beispiel für die Darstellung der Impedanz eines seriellen R-L-Gliedes über das Nyquistdiagramm.

verwendet man bei der Bode-Darstellung eine logarithmische x-Achse (vgl. Abbildung 3.6).

3.3.2.3 Condition Monitoring Ansatz

Impedanzspektroskopie zum Condition Monitoring wird zurzeit hauptsächlich in der Medizintechnik sowie der Elektrochemie angewendet [107]–[110]. Zusätzlich hat sich die Impedanzspektroskopie auch im Bereich der Gasmestechnik zur Feuchtemessung und Sensorselbstüberwachung etabliert [111], [112].

Bei der Verwendung von FGL in elastokalorischen Kühlprozessen führt oftmals eine über die Lebensdauer fortschreitende Rissbildung zum Ausfall der Probe [29], [80], [113]. Der Riss beginnt in den meisten Fällen an der Oberfläche und breitet sich durch die zyklische Dehnungsbelastung immer weiter aus, bis die Probe komplett reißt [29]. Hinsichtlich dieser Systematik soll die Impedanzspektroskopie im hochfrequenten Bereich eine Detektion der Rissfortschreitung ermöglichen und so eine Lebensdauervorhersage für die FGL-Probe liefern. Der Ansatz der Rissdetektion mithilfe von Impedanzspektroskopie basiert auf dem Skin-Effekt und wurde schon in diversen Anwendungen erprobt, jedoch in größerem Maßstab als auch an variierenden Materialien wie Beton, Kunststoffen und Edelstahl [114]–[116]. Der Skin-Effekt beschreibt die Verringerung der Eindringtiefe δ der Stromdichte J in das Material bei steigender Frequenz nach Glg. 18 [117]. Die Eindringtiefe beschreibt hierbei den Punkt, an dem die Stromdichte innerhalb des Materials auf $1/e$ der an der Oberfläche vorhandenen Stromdichte $J(0)$ gesunken ist (Abbildung 3.8). Sie ist neben der Frequenz f abhängig von der elektrischen Leitfähigkeit γ und der magnetischen Permeabilität $\mu = \mu_r \cdot \mu_0$ des Materials (Glg. 18).

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \gamma}} \quad \text{Glg. 18}$$

Verwendet man $\mu_0 \approx 1,257 \cdot 10^{-6} \text{ N} \cdot \text{A}^{-2}$ (magnetische Feldkonstante) und mit $\gamma = 1,22 \cdot 10^{-6} \text{ S} \cdot \text{m}^{-1}$ sowie $\mu_r \approx 1$ Literaturwerte für superelastisches NiTi als FGL-Material [118], ergibt sich eine minimale Eindringtiefe von $\approx 43 \mu\text{m}$ für den Frequenzbereich 100 kHz bis 110 MHz (Abbildung 3.9). Der gewählte Frequenzbereich orientiert sich an dem vorhandenen Impedanzanalysator, der einen Frequenzbereich bis maximal 110 MHz abdecken kann. Da die Eindringtiefe mit mindestens $\approx 43 \mu\text{m}$ bei 110 MHz relativ groß ausfällt, eignet sich die Impedanzanalyse mit Nutzung des Skin-Effekts zur Detektion von Oberflächenbeschädigungen hauptsächlich für entsprechend große Materialdurchmesser ab 0,5 mm.

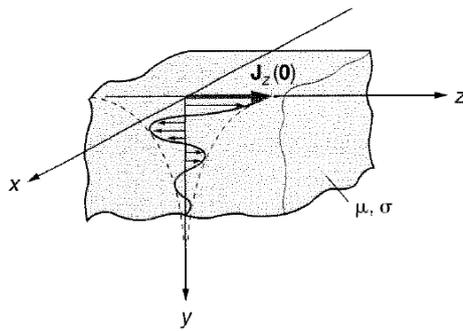


Abbildung 3.8: Visualisierung der Eindringtiefe δ der Stromdichte J in y -Richtung an der Materialoberfläche [117, p. 383].

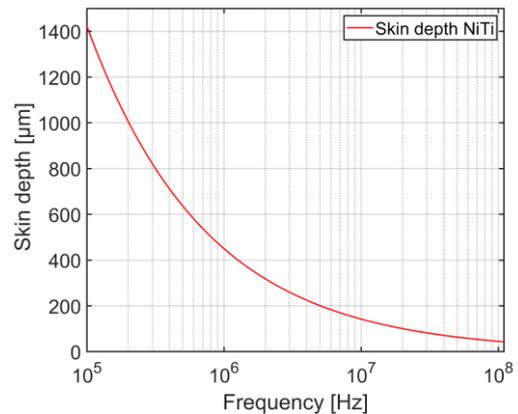


Abbildung 3.9: Eindringtiefe in μm im Frequenzbereich 100 kHz bis 110 MHz für NiTi.

3.3.3 Mustererkennung

Zur Lebensdauervorhersage des FGL-Materials soll auf Basis der Impedanzspektroskopie, die während des elastokalorischen Versuches stattfindet, eine Mustererkennung durchgeführt werden. Da die physikalischen Einflüsse der Oberflächenbeschädigungen auf die Impedanz nicht bekannt sind, ist eine physikalische Modellbildung an dieser Stelle nicht sinnvoll, weshalb mit einer datengetriebenen Mustererkennung gearbeitet wird. Diese umfasst üblicherweise drei Schritte, die nachfolgend erläutert werden [119].

3.3.3.1 Datenstruktur und Merkmalsextraktion

Die Daten der Impedanzspektroskopie stellen die Grundlage der Mustererkennung dar. Diese liefern zu jedem elastokalorischen Zyklus bis zum Ausfall der Probe ein Spektrum mit n_{meas} Messpunkten für einen definierten Frequenzbereich. Das Spektrum besteht wie in 3.3.2.2 erläutert aus mindestens zwei Messgrößen, die als Input für die Merkmalsextraktion dienen. Es entsteht somit eine dreidimensionale Datenmatrix der Form $(n_{meas} | n_{sens} | z_{total})$ wobei n_{sens} die Anzahl der Sensoren bzw. Messgrößen beschreibt und z_{total} die Gesamtanzahl der Zyklen.

Zur Merkmalsextraktion werden die Messwerte der einzelnen Zyklen in n_{int} äquidistante Intervalle aufgeteilt. Für jedes dieser Intervalle werden danach folgende formbeschreibende und statistische Merkmale berechnet [120]:

1. Median
2. Varianz
3. Lineare Steigung
4. Peakposition

5. Maximalwert
6. Minimalwert
7. Kurtosis bzw. Wölbung
8. Schiefe
9. Peak-to-RMS

Es ergibt sich dadurch folgende Gesamtanzahl n_{feat} an berechneten Merkmalen:

$$n_{feat} = n_{sens} \cdot n_{int} \cdot z_{total} \cdot 9 \quad \text{Glg. 19}$$

Bei der Merkmalsextraktion handelt es sich um ein unüberwachtes Verfahren, da die Merkmale ohne Berücksichtigung des zu überwachenden Prozesses (in diesem Fall die Lebensdauer der FGL) bestimmt werden [119].

3.3.3.2 Merkmalsselektion

Die berechneten Merkmale werden nun durch eine Merkmalsselektion ausgewertet. Mithilfe der Pearson-Korrelation wird zu jedem berechneten Merkmal der Korrelationskoeffizient r_{corr} zur Zielgröße (in diesem Fall der Lebensdauer der FGL) bestimmt [121], [122]. Es handelt sich hierbei um ein überwachtes Verfahren, sodass sich je nach Wertebereich von r_{corr} ablesen lässt, inwiefern ein Merkmal mit der Lebensdauer der FGL korreliert:

$r_{corr} \approx 0$	Keine oder nahezu keine Korrelation: keine oder nahezu keine Änderung des Merkmals bei fortschreitender Lebensdauer
$0 > r_{corr} \geq 1$	Positive Korrelation vorhanden: bei fortschreitender Lebensdauer erhöht sich der Wert des Merkmals
$-1 \leq r_{corr} < 0$	Negative Korrelation vorhanden: bei fortschreitender Lebensdauer verringert sich der Wert des Merkmals

Da es für die Modellbildung nicht von Bedeutung ist, ob eine negative oder positive Korrelation vorliegt, erfolgt die Selektion der Merkmale durch Sortierung nach $|r_{corr}|$ in absteigender Reihenfolge.

3.3.3.3 Modellbildung und Validierung

Auf Basis der selektierten Merkmale wird mithilfe von linearer Diskriminanzanalyse (LDA) ein Modell erstellt, das die Merkmale kombiniert und versucht, die Daten in vorgegebenen Klassen im Diskriminanzraum abzubilden [122], [123]. Die Klassenfestlegung wird vom Anwender vorgenommen. Am Beispiel der Lebensdauerabschätzung der FGL werden die Daten in 10 Klassen à 10% der Gesamtzyklen z_{total} unterteilt mit dem Ziel anhand der selektierten

Merkmale die Klassenzugehörigkeit (bzw. den Zyklusfortschritt) eines Datensatzes mit möglichst geringer Fehlerquote vorhersagen zu können.

$$\vec{y} = \mathbf{B} * \vec{x} \quad \text{Glg. 20}$$

$$\hat{=} \begin{pmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} b_{11} & b_{12} & \dots & b_{1j} \\ b_{21} & \ddots & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ b_{n1} & \dots & \dots & b_{nj} \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_j \end{pmatrix}$$

In der Abbildungsvorschrift nach Glg. 20 stellt \vec{y} den Diskriminanz- bzw. Trennungsvektor dar, \vec{x} den Merkmalsvektor und \mathbf{B} die Matrix der Diskriminanzkoeffizienten [122]. Die Dimension n des Diskriminanzvektors entspricht der Anzahl der Klassen minus eins, sodass durch die LDA eine Dimensionsreduktion stattfindet, was sich vereinfachend auswirkt [123]. Im nächsten Schritt führt die LDA eine Abschätzung der Koeffizienten in \mathbf{B} auf Basis des Merkmalvektors \vec{x} aus mit dem Ziel, die Streuung innerhalb der Klassen zu minimieren und die Streuung zwischen den Klassen zu maximieren (Glg. 21) [122],[124]. Dieser Prozess wird auch als Modellbildung bezeichnet.

$$\Gamma = \frac{\text{Streuung innerhalb einer Klasse}}{\text{Streuung zwischen den Klassen}} \stackrel{\text{def}}{=} \min \quad \text{Glg. 21}$$

Die Dimension von \vec{x} ($=j$) entspricht der Anzahl der zur Gruppierung verwendeten Merkmale und sollte nicht größer sein als ca. 10% der Gesamtzyklenzahl z_{total} , um eine Überanpassung bzw. ein Overfitting zu vermeiden [125].

Zur Validierung des durch die LDA erstellten Modells existieren mehrere Möglichkeiten, wovon die in dieser Arbeit verwendeten nachfolgend erläutert werden. Die erste Validierungsmöglichkeit ist die klassenbasierte Validierung. Hierzu verwendet man nicht alle vorhandenen Klassendaten zur Modellbildung, sondern erstellt ein Modell auf Basis von lediglich ca. 60-70% der Klassen. Die fehlenden Klassen werden nachfolgend mithilfe des erstellten Modells in den Diskriminanzraum projiziert und die Lage der Projektion visuell auf Plausibilität überprüft. Nutzt man beispielsweise die Klasse 0-10% FGL-Lebensdauer und 20-30% FGL-Lebensdauer zur Modellbildung und die Klasse 10-20% zur Validierung, so sollte die Projektion der Validierungsklasse im Diskriminanzraum zwischen den beiden Trainingsprojektionen liegen. Ist das nicht der Fall, kann nicht davon ausgegangen werden, dass ein nach Lebensdauer sinnvoll trennendes Modell erstellt wurde, wodurch die Datenbasis überprüft bzw. verbessert werden sollte. Die zweite verwendete Validierungsmöglichkeit ist die k -fache Kreuzvalidierung [124].

Hierzu wird der Datensatz in k gleich große Bereiche unterteilt, die zufällige Datenpunkte enthalten. Danach wird ein Bereich zum Testen des Modells ausgewählt und die restlichen Bereiche zur Modellbildung. Dieser Prozess wird k mal durchgeführt, bis alle Bereiche einmal als Testdaten verwendet wurden [124]. Die Testdaten werden hierbei mithilfe der Mahalanobis-Distanz [126] klassifiziert, die den Abstand der durch das Modell in den Diskriminanzraum projizierten Testdatenpunkte zu den Mittelpunkten der Klassenprojektionen berechnet und die Testpunkte jeweils der Klasse mit dem geringsten Abstand zuordnet. Anhand der bekannten Soll-Klassenzugehörigkeit der Validierungsdaten und der aus dem Modell resultierenden Klassifizierung lässt sich dann der prozentuale Klassifizierungsfehler für das gesamte Modell bestimmen. Führt man diese k -fache Kreuzvalidierung mehrfach für eine ansteigende Anzahl verwendeter Merkmale durch, so lässt sich der Klassifizierungsfehler über die Anzahl verwendeter Merkmale bestimmen, aus dessen Verlauf ebenfalls Rückschlüsse auf die Plausibilität des Modells gezogen werden können.

Ist man in der Lage, mithilfe der selektierten Merkmale ein sinnvolles Modell auf Basis der LDA zu bilden, so kann man dies unter Umständen zur Lebensdauervorhersage der FGL nutzen. Das bedeutet, dass man im laufenden Versuch anhand der Merkmalswerte die Lebensdauer der FGL überwachen und gegebenenfalls kurz vor Ausfall der Probe ein Wartungsintervall zum Ersetzen des Materials einplanen kann. Dies ist vor allem für Anwendungen interessant, in denen ein Ausfall der Probe zum Ausfall oder Stillstand der gesamten Anlage führt, was mithilfe der Zustandsüberwachung frühzeitig verhindert werden kann.

4 Experimenteller Versuchsaufbau

4.1 Grundlegende wissenschaftliche Versuchsplattform

Der grundlegende Versuchsaufbau zur Charakterisierung elastokalorischer Prozesse und Materialien ist in Abbildung 4.1 dargestellt und wurde von Marvin Schmidt entwickelt [54]. Der Aufbau umfasst einen Linearmotor zur Aufbringung der mechanischen Last, einen Kraftsensor zur Ermittlung der mechanischen Spannung sowie eine Infrarotkamera zur Messung der Temperaturänderungen im Material (Abbildung 4.1). Die Ansteuerung der Komponenten und die Datenspeicherung sind über ein cRIO Echtzeitdatenerfassungssystem basierend auf LabVIEW realisiert. Die Position des Motors und damit auch die aufgebrachte Dehnung wird mithilfe eines Inkrementalgebers erfasst, der an den Motorcontroller angeschlossen ist, wodurch die Positionsdaten über eine EtherCAT Kommunikation zum cRIO übermittelt werden. Da in den bisherigen Arbeiten

FGL-Bänder verwendet wurden und diese Arbeit sich auf Drähte als Materialgeometrie konzentriert, wurde der Klemmechanismus dementsprechend angepasst und eine Klemmung verschiedener Drahtdurchmesser ermöglicht.

Der dargestellte grundlegende Versuchsaufbau wurde im Rahmen dieser Arbeit im Hinblick auf die zu untersuchenden Parameter auf verschiedene Weisen erweitert und angepasst, was nachfolgend erläutert wird.

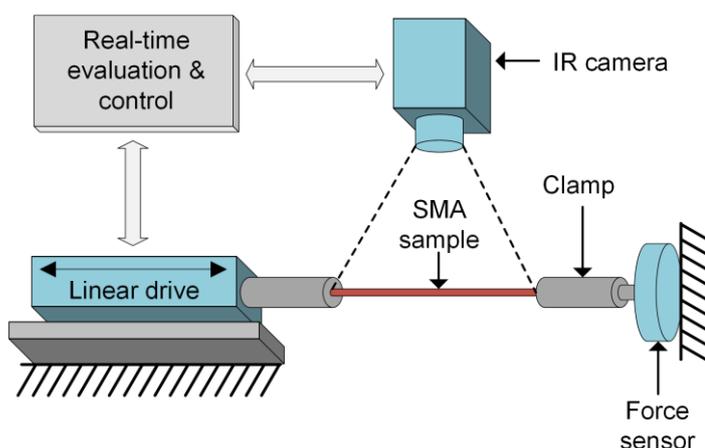


Abbildung 4.1: Grundlegender Versuchsaufbau zur Charakterisierung elastokalorischer Prozesse und Materialien [26].

4.2 Erweiterung des Versuchsaufbaus zur Luftstrommessung

Zur Untersuchung der FGL-Drähte im Luftstrom wird der bestehende Aufbau (Abbildung 4.1) um einen Luftkanal mit Düsen und Luftstromsteuerung erweitert (Abbildung 4.2a). Dieser zusätzliche Aufbau stellt einen nahezu konstanten Luftstrom entlang der Länge des Drahtes bereit, wodurch das elastokalorische Verhalten bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten ermittelt werden kann. Hierbei ist vor allem die experimentelle Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten bei unterschiedlichen Drahtdurchmessern im Fokus, welcher einen hohen Einfluss auf die Wärmeleistung hat (vgl. 3.2.3).

Der Luftkanal wurde mithilfe von 3D Druck aus Kunststoff gefertigt, da zum einen diverse komplizierte Geometrien vorhanden sind und Kunststoff zum anderen eine geringe Wärmeleitung aufweist, sodass dem Luftstrom wenig Wärme entzogen wird. Der Kanal beinhaltet außerdem drei Flachstrahldüsen (Abbildung 4.2b, 1) sowie diverse Strömungselemente, um den Luftstrom zu homogenisieren und eine über die Kanalbreite möglichst konstante Strömungsgeschwindigkeit zu erreichen (Abbildung 4.2b, 2). Zur Ermittlung der passenden Strömungselemente wurde eine

Strömungssimulation basierend auf COMSOL durchgeführt. Zusätzlich ist eine verschließbare Öffnung vorhanden, über die die Strömungsgeschwindigkeit bei Bedarf durch ein Anemometer gemessen werden kann (Abbildung 4.2b, 3). Die Luftkanalhöhe wurde mit 8 mm an die geplante Anwendung in dem in Abbildung 2.7 gezeigten Kühldemonstrator angeglichen und die Kanalbreite von 87 mm wurde ausgehend von der vom Prüfstand vorgegebenen Probenlänge von 90 mm gewählt [26]. Eine Darstellung des CAD-Modells ist dem Anhang zu entnehmen (vgl. A.1).

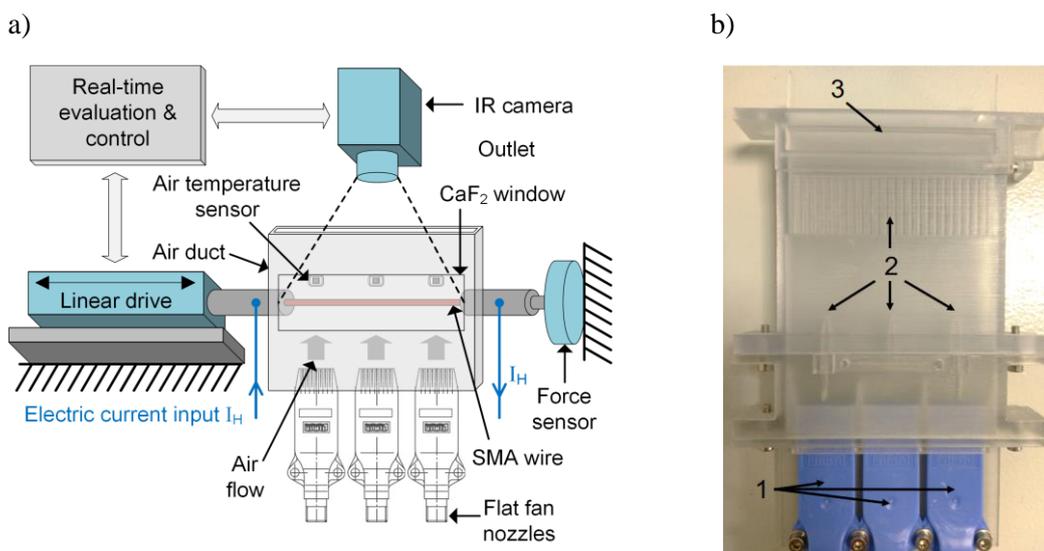


Abbildung 4.2: Erweiterung des grundlegenden Aufbaus um einen Luftkanal und Temperatursensorik: a) schematische Darstellung, b) Detailaufnahme des Luftkanalaufbaus (1, 2, 3: siehe Text).

Der Kanal beinhaltet außerdem drei Lufttemperatursensoren, die zur Erfassung der Lufttemperatur während des elastokalorischen Kreislaufs dienen. Dadurch kann der Einfluss des FGL-Drahtes auf die Lufttemperatur erfasst und die zu erwartenden Lufttemperaturänderungen ΔT_{air} bestimmt werden. Des Weiteren ist eine 2 mm dicke CaF_2 Platte über dem FGL-Draht in den Luftkanal integriert, die die Messung der Drahttemperatur mittels der IR Kamera während der Luftstromapplikation ermöglicht. CaF_2 weist eine hohe Transmission ($> 90\%$) in einem Wellenlängenbereich von $0,125 \mu\text{m}$ bis $10,5 \mu\text{m}$ auf [127], was die Temperaturmessung mithilfe der IR Kamera, die im Wellenlängenbereich 2 bis $5,7 \mu\text{m}$ arbeitet, ermöglicht [128]. Zur Charakterisierung ist der Einfluss der CaF_2 Platte auf die Messwerte der Infrarotkamera in Abbildung 4.3 dargestellt. Diese zeigt die normierte Drahttemperatur, erfasst mithilfe der Thermokamera bei einem adiabatischen elastokalorischen Versuch. Der Draht wird hierbei adiabatisch be- und entlastet, was zu einem positiven bzw. negativen Peak in der Drahttemperatur führt (Abbildung 4.3). Die Messwerte sind hierbei normiert dargestellt, da der Draht nicht lackiert wurde und somit der Emissionskoeffizient

unbekannt ist, was die absolute Temperaturbestimmung erschwert. Zum Ausgleich der Umgebungseinflüsse wurde zu Beginn der Messung eine Offsetkorrektur vorgenommen. Es zeigt sich, dass das CaF_2 Fenster nur einen marginalen, vernachlässigbaren Einfluss auf die Messung der Infrarotkamera nimmt, da sich beide Kurven, wenn überhaupt, nur geringfügig unterscheiden. Folglich lässt sich die relative Drahttemperatur trotz des CaF_2 Fensters hinreichend genau bestimmen.

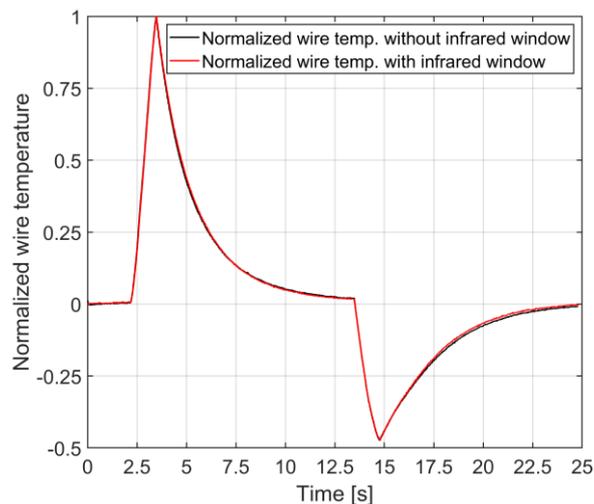


Abbildung 4.3: Vergleich der Messwerte der Infrarotkamera (normierte Drahttemperatur) über die Zeit am Beispiel eines adiabatischen elastokalorischen Versuchs mit (rot) und ohne (schwarz) CaF_2 Platte.

4.2.1 Einstellung und Messung der Strömungsgeschwindigkeit

Mithilfe des in Abbildung 4.2 dargestellten Versuchsaufbaus lässt sich eine über die Drahtlänge nahezu konstante Strömungsgeschwindigkeit einstellen. Diese kann über den Druck, der an den Flachstrahldüsen anliegt, gesteuert werden. Der Druck wird über ein steuerbares Druckregelventil und einer, von der Echtzeitdatenerfassung vorgegebenen, analogen Spannung eingestellt. Zur Erfassung der Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit ist im Luftkanal eine verschließbare Öffnung (Abbildung 4.2b, 3) vorgesehen, über welche die Geschwindigkeit durch ein Hitzedraht-Anemometer (PCE 423, [129]) gemessen werden kann.

Abbildung 4.4 zeigt die schematische Darstellung des Konzepts der Luftstrommessung sowie die entsprechende Realisierung. Der Aufbau umfasst das Anemometer, das über eine USB-VISA Schnittstelle vom PC ausgelesen wird, einen Schrittmotor, der mithilfe eines Arduino-Mikrocontrollers gesteuert wird, und eine Trapezgewindestange mit Kugellagerung und Endschaltern zur Umsetzung der Linearbewegung durch den Luftkanal und zur Detektion der

jeweiligen Endlagen. Dadurch lässt sich das Anemometer in einer einstellbaren Geschwindigkeit (zwischen 1 und $4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) von Endlage zu Endlage durch den Luftkanal bewegen, während die Strömungsdaten in einem Messbereich von $0,1$ bis $25 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ mit einer Messrate von $1,2 \text{ Hz}$ ausgelesen und gespeichert werden. Die Erfassung der Position erfolgt über den Mikrocontroller über die Anzahl der absolvierten Schritte und der Steigung der Trapezgewindestange.

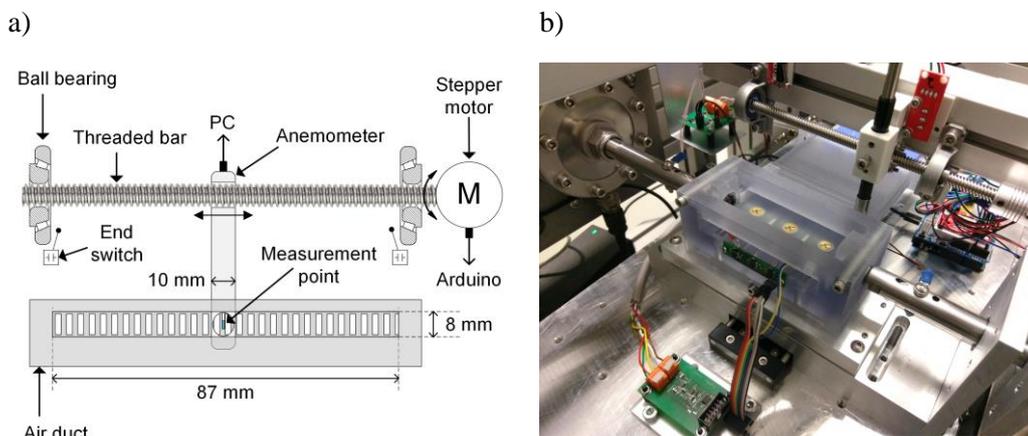


Abbildung 4.4: a) Schematische Darstellung der Luftstrommessung mithilfe eines Anemometers in einer Querschnittsansicht sowie diversen Steuerungskomponenten und b) Realisierung des Aufbaus.

Zur Charakterisierung möglicher Anwendungsszenarien für Luftkühlung basierend auf Elastokalorik soll mithilfe des Luftkanals ein Strömungsbereich von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ abgedeckt werden, was den im Automobilbereich wie auch in der Hausklimatisierung verwendeten Strömungsgeschwindigkeiten entspricht [130]–[132]. Betrachtet man den in Abbildung 4.4a dargestellten Kanalquerschnitt kommt der Strömungsbereich einem Luftvolumenstrom von $2,5$ bis $12,5 \text{ m}^3\cdot\text{h}^{-1}$ gleich.

Um die Strömungsgeschwindigkeit über das Druckregelventil passend einzustellen, muss eine entsprechende Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Charakteristik erfasst werden. Abbildung 4.5a zeigt die lokale Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit inklusive der jeweiligen mittleren Strömungsgeschwindigkeit und Abbildung 4.5b die daraus resultierende Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Charakteristik. Die lokale Verteilung wurde mittels des Anemometers mit einer Verfahrensgeschwindigkeit von $1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ aufgenommen. Durch die Breite des Anemometers kann lediglich eine Strecke von 80 statt 87 mm erfasst werden (vgl. Abbildung 4.4a). Es lässt sich erkennen, dass die mittlere Strömungsgeschwindigkeit mit einer Genauigkeit von $\pm 5\%$ eingestellt werden kann und die lokalen Schwankungen mit der Strömungsgeschwindigkeit tendenziell ansteigen. Dies hängt damit zusammen, dass mit steigender Geschwindigkeit zum einen die Verwirbelungen zunehmen und zum anderen das

Druck-Strömungsverhalten der drei Flachstrahldüsen fertigungsbedingt Variationen aufweist, was besonders bei höherem Druck zum Tragen kommt.

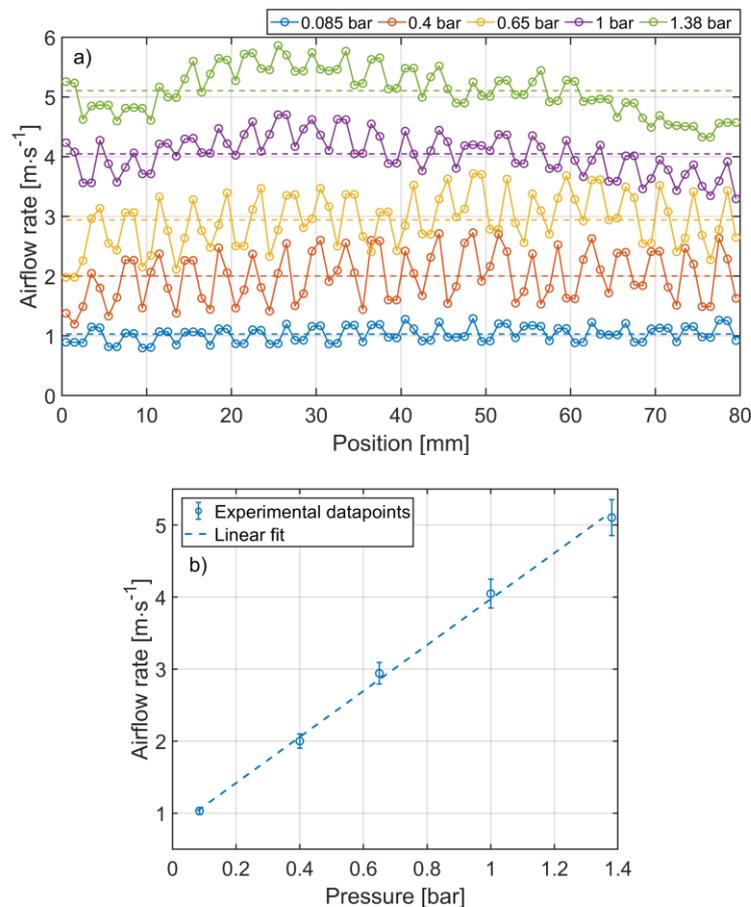


Abbildung 4.5: a) Lokale Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit über die Kanalbreite und b) resultierende Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Charakteristik mit linearem Fit und Fehlerbalken der Luftstromeinstellung.

Die überlagerte Oszillation in der lokalen Strömungsverteilung kommt durch die homogenisierenden Strömungselemente zustande, die sich direkt vor der Messöffnung des Anemometers befinden (vgl. Abbildung 4.2b und Abbildung 4.4a). Am Ort der zu untersuchenden Drahtprobe, der sich ≈ 15 mm hinter der Messstelle des Anemometers befindet, ist die Oszillation der lokalen Strömungsverteilung jedoch nicht wahrnehmbar. Dies konnte mit der Infrarotkamera überprüft und bestätigt werden, welche eine über die Drahtlänge homogene Abkühlung des Drahtes im Luftstrom zeigt, was eine homogene Strömungsverteilung voraussetzt. Nach Auswertung der mittleren Strömungsgeschwindigkeiten lässt sich eine nahezu lineare Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Kennlinie ableiten, die sich über 0,085 bar bis 1,380 bar erstreckt und als Sollwertvorgabe für das Druckregelventil verwendet werden kann. Es ist hierbei anzumerken, dass ein Offset im Drucksignal vorliegt, sodass der Nullpunkt der Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Charakteristik nicht geschnitten wird. Dies spielt jedoch für die weitere Verwendung des

Prüfstands keine Rolle, da die Strömungsgeschwindigkeit aktiv gemessen und mit dem Drucksignal abgeglichen wird.

4.2.2 Messung der Lufttemperatur

Die in 4.2 dargestellte Prüfstandserweiterung zur Luftstrommessung beinhaltet, wie in Abbildung 4.2 dargestellt, drei Temperatursensoren zur Ermittlung der zu erwartenden Lufttemperaturänderung während des elastokalorischen Kühlkreislaufs. Diese sind in gleichen Abständen über die Kanalbreite verteilt, sodass drei Messpunkte entstehen, um auch die lokale Variation der Strömungsgeschwindigkeit berücksichtigen zu können (vgl. Abbildung 4.5a).

Da der verwendete Drahtdurchmesser maximal 1 mm beträgt, sind die zu erwartenden Lufttemperaturänderungen gering. Des Weiteren sinken auch die zur Messung der Lufttemperatur vorausgesetzten Zeitkonstanten mit dem Drahtdurchmesser, da der Energieeintrag der dünnen Drähte bei aktiver Luftströmung innerhalb kurzer Zeit (< 1 s) in die Luft übertragen wird und erfasst werden soll. Es werden folglich Temperatursensoren mit hoher Empfindlichkeit und Auflösung sowie geringer Zeitkonstante benötigt. Aktuell zu erhaltende Platintemperatursensoren oder Thermoelemente besitzen eine gute Temperaturempfindlichkeit und Messgenauigkeit, jedoch liegen die minimal zu erreichenden Zeitkonstanten im Luftstrom im Bereich von mehreren Sekunden [133], sodass diese Sensoren für den geschilderten Verwendungszweck ungeeignet sind.

Im Bereich der Gasmesstechnik kommen oftmals mikrostrukturierte Metalloxid-Halbleitersensoren zum Einsatz, die eine < 1 μm dicke, metallische Heizschicht und eine poröse, bei hoher Temperatur gassensitive Schicht zur Detektion einer Gaskonzentration nutzen [134]–[136]. Als Material für die Heizschicht kommt meist Platin zum Einsatz, was neben der Funktion als Heizer auch eine Verwendung als Temperatursensor ermöglicht. Da die Heizer oftmals in Form einer Spirale bestehend aus einem langen und schmalen Metallelement gefertigt sind (vgl. Abbildung 4.6c), ergibt sich bei Raumtemperatur ein hoher Grundwiderstand von ca. 100-110 Ω [137], [138], der vergleichbar dem eines Pt100 Sensor ist. Die erreichbaren Zeitkonstanten hinsichtlich der Temperaturmessung bei Verwendung dieser mikrostrukturierten Sensoren liegen bei wenigen Mikrosekunden [139].

Abbildung 4.6 zeigt zwei Gassensoren, die aufgrund passender Heizercharakteristik (Platin als verwendetes Material, brauchbarer Grundwiderstand) für die Temperaturmessung in Frage kommen. Beide Sensoren sind jeweils in einer

Gesamtansicht und einer vergrößerten Darstellung der Heizerstruktur dargestellt: AS-MLV-P2 (Abbildung 4.6a, c) und Figaro TGS 8100 (Abbildung 4.6b, d).

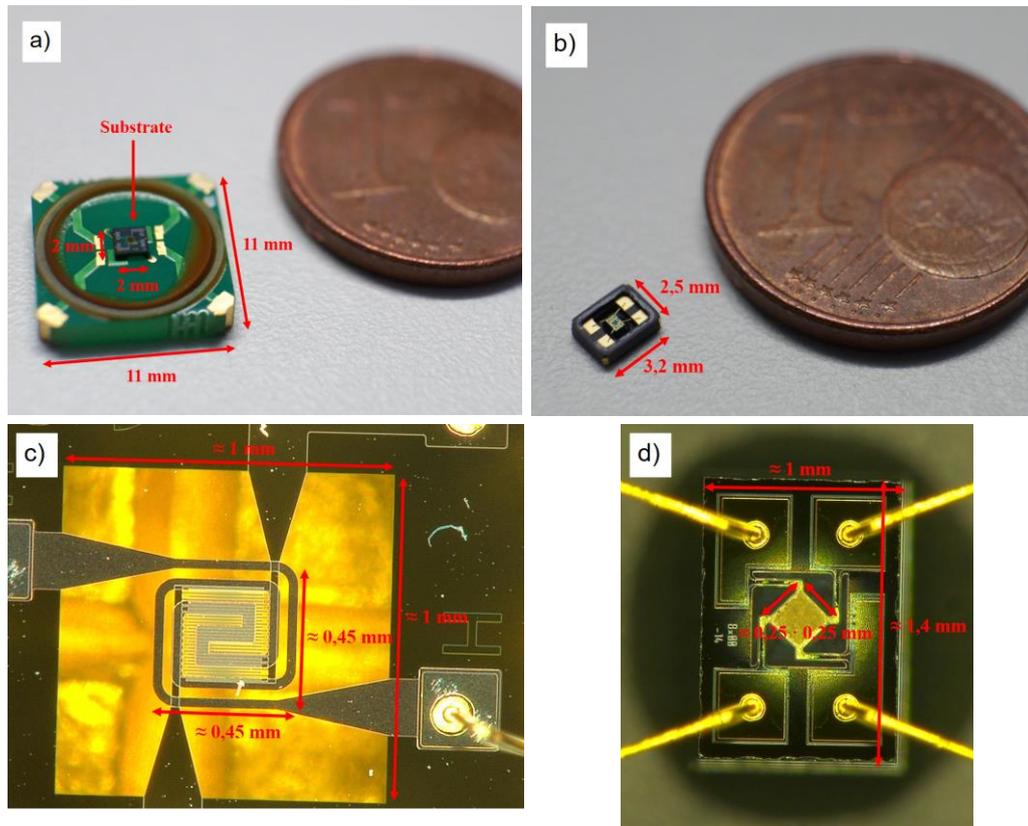


Abbildung 4.6: Zwei für die Anwendung in Frage kommende Gassensoren mit Darstellung des standardmäßigen Gehäuses und einer Nahaufnahme der Heizerstruktur inklusive Abmessungen: a/c) AS-MLV P2 [137] und b/d) Figaro TGS 8100 [138].

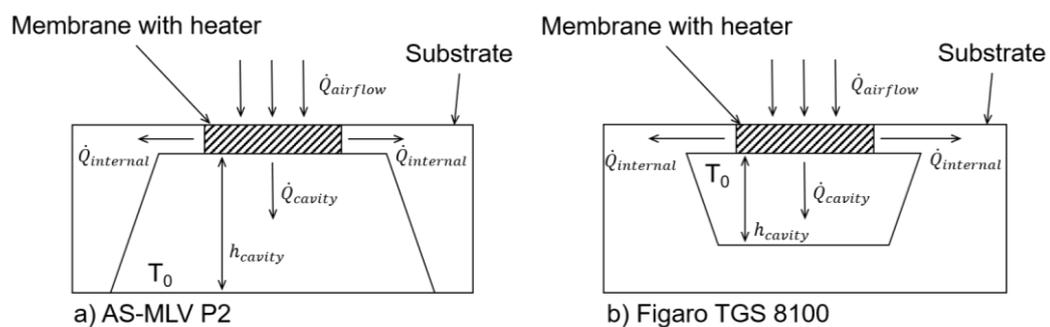


Abbildung 4.7: Schematischer Aufbau und Wärmeströme innerhalb der beiden Sensoren.

Die beiden Sensoren unterscheiden sich vor allem in der Art der Fertigung, in den Chipabmessungen und in der Gehäuseform. Ein schematischer Querschnitt durch beide Sensoren inklusive der Wärmeströme ist in Abbildung 4.7 dargestellt. Der AS-MLV-P2 wird bei der Fertigung aus einem Siliziumwafer strukturiert und unterätzt, sodass die Heizstruktur freischwebend und mit großem Abstand h_{cavity} zum unter ihm liegenden Gehäuse gestaltet werden kann (Abbildung 4.7a). Folglich

wird der Wärmestrom \dot{Q}_{cavity} vom Heizer zum Sensorgehäuse minimiert (Abbildung 4.7a). Der Figaro TGS 8100 hingegen wird bei der Fertigung von oben geätzt, sodass der Abstand h_{cavity} des Heizers zum unter ihm befindlichen Substrat wesentlich geringer ist als beim AS-MLV-P2, was eine bessere thermische Anbindung des Heizers zum Substrat zur Folge hat. Durch den größeren Wärmestrom \dot{Q}_{cavity} vom Heizer zum Substrat entstehen höhere Wärmeverluste, wodurch der Einfluss des Luft-Wärmestroms $\dot{Q}_{airflow}$ auf die Temperatur der Heizerstruktur abnimmt (Abbildung 4.7b). Durch die bessere thermische Anbindung an das Substrat erreicht der Figaro TGS 8100 jedoch eine geringere Zeitkonstante als der AS-MLV-P2. Ein weiterer Vorteil des Figaro TGS 8100 im Vergleich zum AS-MLV-P2 liegt im bedeutend kleineren Formfaktor des Sensorgehäuses (LxB Gehäuse AS: 11 x 11 mm² vs. Figaro: 3,2 x 2,5 mm², vgl. Abbildung 4.6a/b), sodass der Sensor im standardmäßig erhältlichen Gehäuse erheblich einfacher in den Luftkanal integriert werden kann. Zur Integration des AS-MLV-P2 in den Luftkanal muss das 2 x 2 mm² große Siliziumsubstrat inklusive Heizer (vgl. Abbildung 4.6a) von dem Standardgehäuse gelöst und auf eine neue, kleinere Platine gebondet werden. Da das Substrat auf die Platine geklebt ist, führt dieser Vorgang jedoch oftmals zu dessen Zerstörung. Des Weiteren ist der Bondvorgang durch das Handling des Substrats sehr zeitaufwändig, sodass dies als Nachteil des AS-MLV-P2 zu bewerten ist.

Es ist zu erwähnen, dass durch die beschriebenen internen Wärmeverluste $\dot{Q}_{internal}$ und \dot{Q}_{cavity} des Heizers (Abbildung 4.7) bei beiden Sensorkonfigurationen keine Messung absoluter Temperaturwerte möglich ist. Um bei geeigneter Kalibrierung eine Messung relativer Temperaturänderungen zu realisieren, wurde eine Auswerteschaltung entwickelt. Die Schaltung basiert auf einer Konstantstromquelle, die in Abbildung 4.8 dargestellt ist. Diese verwendet einen Operationsverstärker und eine 2,5 V Referenzspannungsquelle zur Erzeugung eines Messstroms. Um eine Eigenerwärmung aufgrund der geringen thermischen Masse der Heizerschicht zu vermeiden, wird der Strom mit $I_0 = 0,1$ mA gering eingestellt, was bei Raumtemperatur einer Heizleistung von $\approx 9,8 \cdot 10^{-4}$ mW entspricht. Da beide Sensortypen erst ab $\approx 0,1$ mW einen Temperaturanstieg zeigen, eignet sich der Strom somit zum eigenerwärmungsfreien Betrieb der Sensoren.

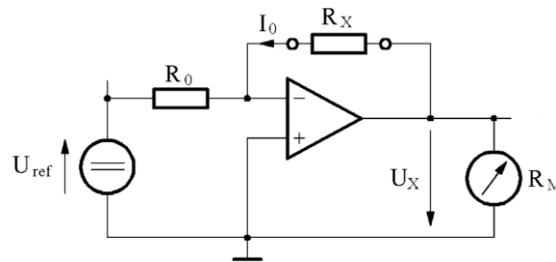


Abbildung 4.8: Konstantstromquelle mithilfe eines Operationsverstärkers und einer Referenzspannung nach [140, p. 249].

Die aufgrund der Temperatur entstehenden zu messenden Spannungsänderungen sind folglich sehr gering und somit störanfällig, wodurch eine möglichst sensornaher Signalverstärkung durch Instrumentenverstärker benötigt wird. Die verstärkten Sensorspannungen werden danach über die Echtzeitdatenerfassung gemessen und gespeichert. Die relative Temperaturänderung der Luft ΔT_{air} lässt sich aus der gemessenen Spannung U_{meas} durch folgende Gleichung bestimmen:

$$\Delta T_{air} = \frac{U_{meas} - U_0}{G \cdot I_0} \cdot \frac{1}{\alpha_{sens}} \cdot K \quad \text{Glg. 22}$$

Hierbei bezeichnet U_0 die im Ausgangszustand, d.h. unter aktiver Luftströmung aber ohne elastokalorischen Einfluss, gemessene Spannung, G die durch die Instrumentenverstärker einstellbare Verstärkung (hier: $G = 500$) und α_{sens} den Temperaturkoeffizienten des Sensors, also die Widerstandsänderung pro Grad Temperaturerhöhung. K bezeichnet einen Korrekturfaktor, der benötigt wird, um die internen Wärmeströme der Sensoren (vgl. Abbildung 4.7) zu korrigieren, sodass die korrigierten Signale möglichst nur den Wärmestrom, der durch die Luftströmung entsteht, abbilden. Die Bestimmung von K wird im folgenden Kapitel erläutert.

Zur Ermittlung von α_{sens} werden je drei AS-MLV P2 und Figaro TGS 8100 Sensoren in einer Klimakammer platziert. Danach wird im Temperaturbereich 273 bis 373 K (entspricht 0 bis 100 °C) eine Widerstands-Temperatur-Charakteristik mithilfe einer 4-Leiter-Messung bis zum Sensorgehäuse durch ein mehrkanaliges Widerstandsmessgerät erfasst (Abbildung 4.9). Zur Ermittlung der Temperatur wird zusätzlich ein Pt1000 Sensor in der Kammer platziert und ausgewertet. Die drei AS Sensoren werden durch die roten Geraden visualisiert, die drei Figaro Sensoren durch die drei schwarzen Geraden (Messdaten wurden linear gefittet).

Die Auswertung zeigt, dass die Figaro-Sensoren im Durchschnitt einen α_{sens} Wert von $\approx 0,36 \Omega \cdot K^{-1}$ und die AS-Sensoren einen durchschnittlichen α_{sens} von $\approx 0,21 \Omega \cdot K^{-1}$ erreichen. Ein Pt100 Sensor erreicht im Vergleich dazu einen

Temperaturkoeffizienten von $\approx 0,39 \Omega \cdot K^{-1}$. Die Figaro-Sensoren bieten somit eine höhere und platinähnlichere Temperaturempfindlichkeit, sodass ein besseres Signal-Rausch-Verhältnis zu erwarten ist.

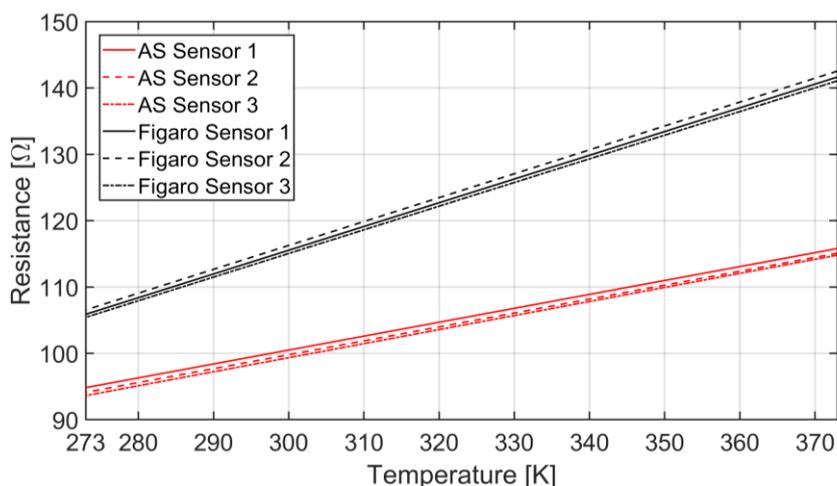


Abbildung 4.9: Widerstands-Temperatur-Charakteristik im Bereich 0 bis 100 °C für drei AS-MLV P2 Sensoren (rote Kurven) und drei Figaro TGS 8100 Sensoren (schwarze Kurven).

4.2.3 Kalibrierung der Lufttemperaturesensorik

Zur Ermittlung des Korrekturfaktors K wird der in Abbildung 4.2 dargestellte Luftkanal um diverse Bauteile erweitert. Diese umfassen ein netzteilgesteuertes Heizelement zur Aufheizung des Luftstroms, einen Pt100 Sensor im Luftstrom zur Messung der Lufttemperatur, einen Servomotor mit Adapter zur Einbringung der Gassensoren in den Luftstrom sowie zusätzliche, temperaturbeständige 3D Druck Kanalelemente (Abbildung 4.10). Zur Kalibrierung wird der Luftstrom mit dem Heizelement aufgeheizt, bis sich eine konstante Temperatur einstellt. Nachfolgend wird immer je einer der Gassensoren über den Servomotor in den Luftstrom bewegt und der Signalausgang gemessen (vgl. Abbildung 4.10b). Da sich der Sensor zuvor nicht im Luftstrom befand und somit von diesem unbeeinflusst ist, lässt sich über die Differenz zwischen dem Signalausgang des Gassensors und den Pt100 Messwerten der Korrekturfaktor K ermitteln. Die Position des Servos wird über das integrierte Drehpotentiometer zugänglich gemacht und gemessen. Um einen idealen Wärmübergang ohne Luftstauung zu erzeugen, werden die Gassensoren um 45° geneigt in den Kanal eingebracht (vgl. Abbildung 4.10b). Bei der Positionierung des Pt100 wurde darauf geachtet, dass dieser sich leicht versetzt zum Gassensor befindet und somit einen möglichst geringen Einfluss auf das Sensorsignal nimmt (Abbildung 4.10b). Da sich durch das Heizelement und die neuen Kanalelemente neue Druck- und Strömungsverluste ergeben, musste eine neue Strömungsgeschwindigkeit-Luftdruck-Charakteristik

mittels des Anemometers analog zu Abbildung 4.5 erfasst werden. Bis auf die Messwerte des Anemometers werden alle Messgrößen mithilfe des echtzeitfähigen cRIO Datenerfassungssystems gemessen und gespeichert.

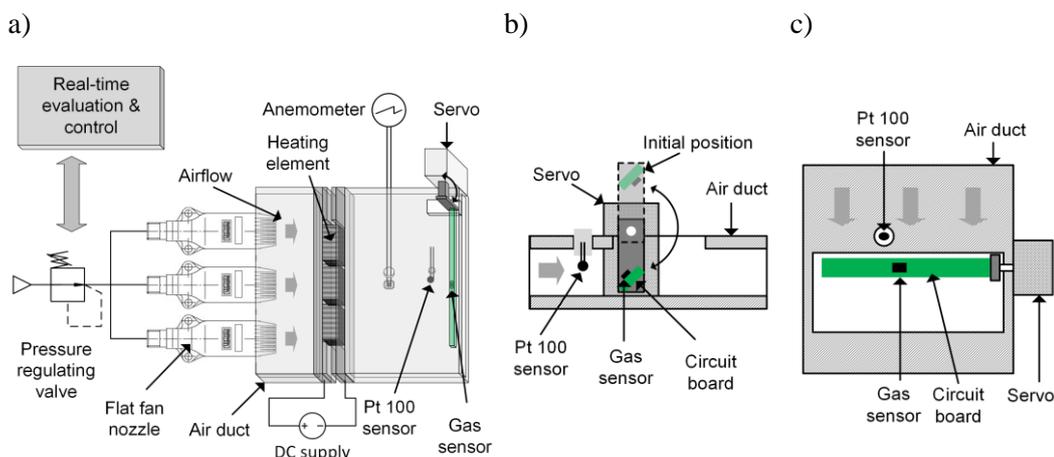


Abbildung 4.10: Darstellung der Luftkanalerweiterung um ein Heizelement mit steuerbarem Netzteil, einem Pt100 zur Erfassung der Temperatur der Luftströmung und einem Servomotor zur Einbringung der Gassensoren in den Luftkanal in a) 3D Ansicht und b) Seitenansicht sowie c) Ansicht von oben.

Der geschilderte Kalibrierungsversuch wird in $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Schritten für jede Strömungsgeschwindigkeit im Bereich 1 bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ mit drei unterschiedlichen Heizleistungen wiederholt und der jeweilige Korrekturfaktor K ermittelt. Abschließend wird K für jede Strömungsgeschwindigkeit über die drei Versuche gemittelt.

Abbildung 4.11 zeigt exemplarisch einen Kalibrierungsversuch des AS-MLV P2 Sensors bei $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Luftströmung und einer Heizspannung von 7 V zu dem Zeitpunkt, an dem der Sensor vollständig in den Luftstrom eingebracht wird (bei $t \approx 142,5 \text{ s}$). Hierbei wurde der AS-Sensor zur Einbringung in den Luftkanal wie zuvor beschrieben von seinem ursprünglichen Gehäuse gelöst und neu auf die für den Kalibrieraufbau angepasste Platine gebondet. Im oberen Graph (Abbildung 4.11a) werden die Temperatursignale des Pt100 Sensors (rote Kurve) sowie des AS Sensors (blaue Kurve) dargestellt und im unteren (Abbildung 4.11b) die weiteren Messgrößen wie Heizspannung (blau, linke Achse), Luftdruck (schwarz, linke Achse) und die Position des Servomotors in Grad (rot, rechte Achse). Für den Luftdruck sind zwei Kurven vorhanden, da je nach Strömungsbereich ein zweites Druckregelventil mit erhöhtem Druck benötigt wird, das diesen in einem zweiten Signal darstellt. Das Temperaturdiagramm zeigt, dass sich die Strömungstemperatur auf ein ΔT von $23,4^\circ\text{C}$ zur Umgebungstemperatur stabilisiert und danach der Gassensor über den Servomotor eingebracht werden kann. Im Folgenden ist im Signal des AS-Sensors ein Ausschlag zu beobachten, der aufgrund

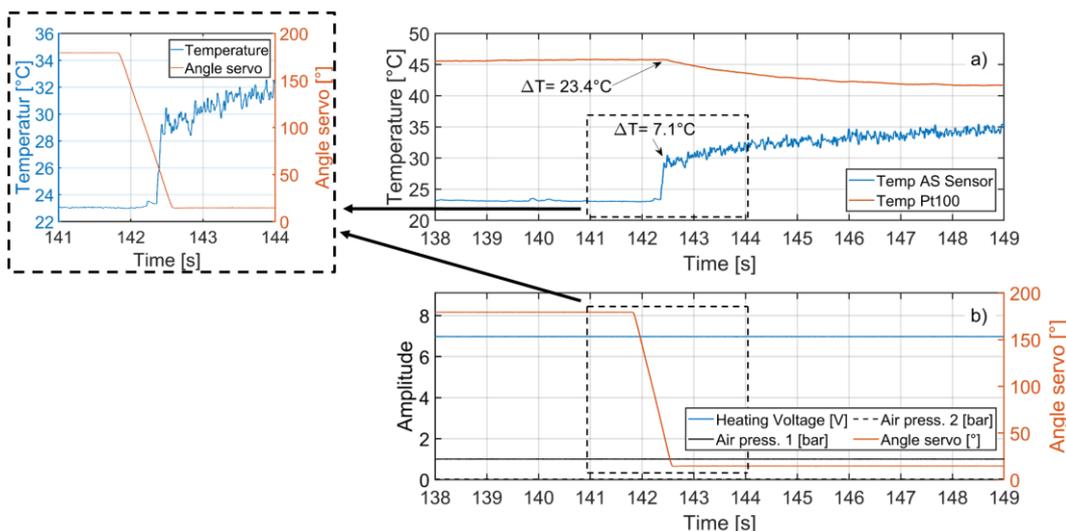


Abbildung 4.11: Exemplarisch dargestellter Kalibrierversuch des AS-MLV-P2 bei $2\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ zu dem Zeitpunkt, an dem dieser durch den Servomotor in den Luftkanal eingebracht wird mit a) den Temperatursignalen des Pt100 (rot) und des AS-Sensors (blau) und b) weiteren Messgrößen wie Heizspannung (blau, linke Achse), Luftdruck (schwarz, linke Achse) und Winkel des Servomotors (rot, rechte Achse) mit vergrößerter Ansicht des Lufttemperatursignals (blau) und des Winkels des Servomotors (rot).

der internen Sensorwärmeströme (vgl. Abbildung 4.7) nur einen Bruchteil des Lufttemperatur ΔT -Wertes abdeckt ($23,4^\circ\text{C}$ vs. $7,1^\circ\text{C}$). Aus beiden ΔT -Werten lässt sich in diesem Fall ein Korrekturfaktor K von $\approx 3,3$ berechnen. In der vergrößerten Ansicht erkennt man beim Vergleich des Temperatursignals mit dem Winkelsignal des Servos die geringe Zeitkonstante des Sensors, durch die dieser unmittelbar nach Eintritt in den Luftkanal bei einem Winkel von $\approx 45^\circ$ den gesamten Temperaturschlag anzeigt, bevor der Servo seine Endposition bei $\approx 15^\circ$ erreicht. Nach dem ersten Signalausschlag des AS-Sensors am Punkt $t \approx 142,5\text{ s}$, folgt ein wesentlich langsamerer Anstieg des Temperatursignals, der die Zeitkonstante des Sensorsubstrats widerspiegelt. Das Signal-Rausch-Verhältnis des AS-MLV-P2 berechnet sich aus der Rauschamplitude von $\approx 1,9^\circ\text{C}$ und dem Signalhub von $7,1^\circ\text{C}$ zu $\approx 0,27$. Es zeigt sich außerdem, dass sich die vom Pt100 Sensor gemessenen Temperatur nach Einbringung des AS-Sensors langsam verringert, was durch sich ändernde Strömungsbedingungen aufgrund der Strömungswiderstände der Gassensorplatine (vgl. Abbildung 4.10) zu erklären ist. An diesem Punkt wird zusätzlich die im Vergleich zum AS Sensor stark erhöhte Zeitkonstante des Pt100 hinsichtlich der Lufttemperaturmessung verdeutlicht.

Der gleiche Versuch mit dem Figaro TGS 8100 ist in Abbildung 4.12 dargestellt. Das Vorgehen und auch die Darstellung sind in diesem Fall identisch zu dem Versuch mit dem AS Sensor. Es zeigt sich, dass durch das Heizelement ein geringfügig höherer ΔT -Wert in der Strömung erreicht wird und dass der

Signalausgang des Figaro Sensors wesentlich geringer ausfällt als der des AS Sensors, was durch den unterschiedlichen Sensoraufbau zu erklären ist. In diesem Beispiel lässt sich aus den ΔT -Werten von $26,1^\circ\text{C}$ und 3°C ein Korrekturfaktor von $\approx 8,7$ berechnen. Auch hier folgt nach dem ersten deutlichen Signalhub bei $t \approx 210$ s ein weiterer langsamer Signalanstieg, der erneut die im Vergleich zur Heizerschicht wesentlich höhere Zeitkonstante des Sensorgehäuses widerspiegelt. Es fällt zusätzlich auf, dass der Figaro Sensor ein deutlich besseres Signal-Rausch-Verhältnis von $\approx 0,2$ bietet. Die Zeitkonstante ist vergleichbar zum AS-MLV-P2 Sensor, was sich anhand der vergrößerten Darstellung beim Vergleich des Temperatursignals mit dem Winkel des Servomotors erkennen lässt, der ein ähnliches Verhalten wie der AS-MLV-P2 Sensor anzeigt.

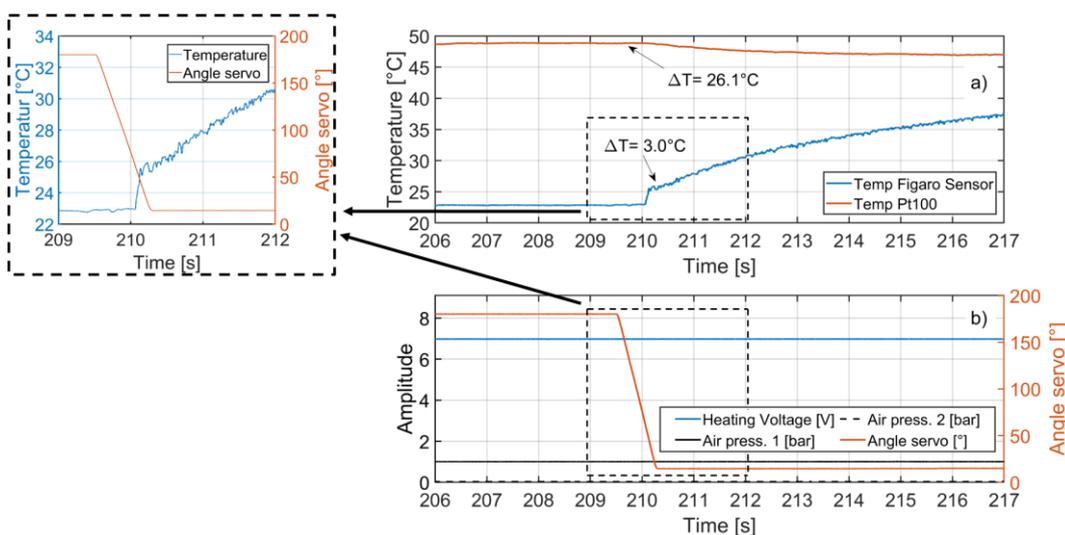


Abbildung 4.12: Exemplarisch dargestellter Kalibrierversuch des Figaro TGS 8100 bei $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ zu dem Zeitpunkt, an dem dieser durch den Servomotor in den Luftkanal eingebracht wird mit a) den Temperatursignalen des Pt100 (rot) und des Figaro-Sensors (blau) und b) weiteren Messgrößen wie Heizspannung (blau, linke Achse), Luftdruck (schwarz, linke Achse) und Winkel des Servomotors (rot, rechte Achse) mit vergrößerter Ansicht des Lufttemperatursignals (blau) und des Winkels des Servomotors (rot).

Wie schon erwähnt, wurden diese hier exemplarisch dargestellten Versuche mit drei variierenden Heizspannungen in $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Schritten für jede Strömungsgeschwindigkeit im Bereich 1 bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ durchgeführt. Die Heizspannungen wurden hierzu so gewählt, dass das sich ausbildende ΔT in der Strömung hinreichend variiert (ca. 5 - 10°C pro Versuch), sodass ein möglichst großer Temperaturbereich abgedeckt werden kann. Aus den drei Versuchen pro Strömungsgeschwindigkeit erhält man folglich drei Korrekturfaktoren, aus denen der Mittelwert gebildet wird.

Die daraus resultierenden mittleren Korrekturfaktorwerte für AS und Figaro-Sensor sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Man erkennt, dass in beiden Fällen zu Beginn

des Strömungsgeschwindigkeitsbereichs wesentlich höhere Korrekturfaktoren benötigt werden als im späteren Verlauf. Dies ist dadurch zu erklären, dass in diesem Bereich der Wärmeübergang von Luft zu Sensor noch nicht optimal ist, sodass die internen Sensorwärmeströme das Sensorsignal stärker beeinflussen als bei größeren Strömungsgeschwindigkeiten. Außerdem sind für den Figaro Sensor wesentlich größere Korrekturfaktoren anzuwenden. Des Weiteren ist zu jedem Korrekturfaktor zusätzlich die Standardabweichung als Fehlerbalken dargestellt, die aus den drei Versuchen pro Strömungsgeschwindigkeit resultiert. Diese variiert für den Figaro Sensor maximal im Bereich von $\pm 0,7$ (bei $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) und für den AS Sensor maximal im Bereich von $\pm 0,5$ (bei $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$). Das entspricht einem maximalen relativen Fehler von $\approx 20\%$ im Falle des AS-MLV-P2 und $\approx 10\%$ im Falle des Figaro TGS 8100, sodass die Korrekturfaktorbestimmung ausreichend genau ist.

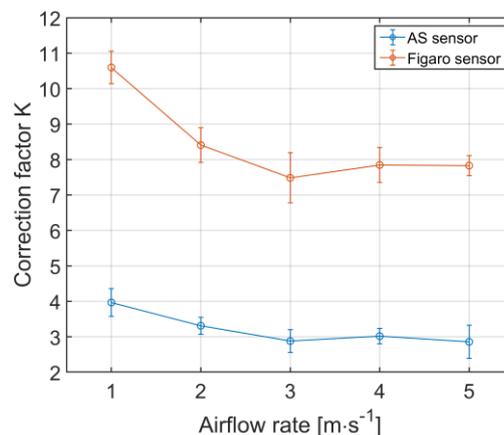


Abbildung 4.13: Korrekturfaktoren resultierend aus den Kalibrierversuchen des AS-MLV P2 Sensors (blau) und des Figaro TGS 8100 Sensors (rot).

Wegen des besseren Signal-Rausch-Verhältnisses, des besseren Temperaturkoeffizienten α_{sens} , des im Auslieferungszustand wesentlich kleineren Formfaktors und der kleineren Unsicherheit hinsichtlich der Korrekturfaktorbestimmung, wird der Figaro TGS 8100 Sensor in nachfolgenden Versuchen zur Detektion der Lufttemperatur mit den dargestellten Korrekturfaktoren verwendet. Die Integration in den Luftkanal ist in Abbildung 4.14 dargestellt. Um eine Luftanstauung bei möglichst guter Sensoranströmung zu vermeiden, werden die drei Sensoren wie schon beim Kalibrierungsversuch auf einer Platine mit 45° Neigung über die Breite regelmäßig verteilt und mittig im Kanal fixiert. Die Instrumentenverstärker zur Spannungsverstärkung befinden sich direkt neben den jeweiligen Sensoren, um Störeinflüsse durch lange Leitungen so gering wie möglich zu halten (vgl. Abbildung 4.14). Die Bereitstellung der

Versorgungsspannung sowie die Messstromeinstellung werden von einer zweiten Platine außerhalb des Luftkanals übernommen.

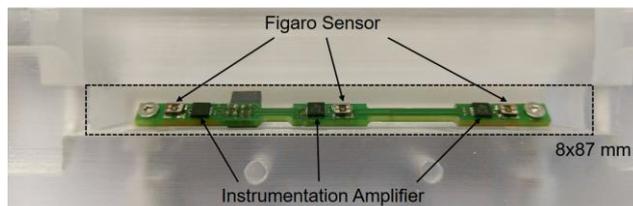


Abbildung 4.14: Integration der drei Figaro TGS 8100 Sensoren in den Luftkanal.

4.3 Erweiterung des Versuchsaufbaus zur Erfassung der elektrischen Kenngrößen

4.3.1 Messung der Impedanz

Zur Realisierung einer Impedanzmessung an den FGL-Drähten zur Lebensdauervorhersage wird ein Agilent 4294A Impedanzanalysator [141] mit einem möglichen Frequenzbereich von 40 Hz bis 110 MHz verwendet.

Der Analysator wird mit einer 1 m Kabelverlängerung betrieben und stellt die vier Messsignale über BNC Anschlüsse bereit. Ähnlich wie bei der 4-Leiter Widerstandsmessung sind insgesamt vier Messleitungen vorhanden, zwei zur Spannungsmessung und zwei zur Anregung des Stromes. Die Anordnung und die Verkabelung der Anschlüsse wird analog zum „Agilent Impedance Measurement Handbooks“ [105] vorgenommen. Um die BNC-Anschlüsse an den Draht anschließen zu können, werden diese mithilfe eines Anschlussterminals fixiert und die Schirmungen der BNC-Anschlüsse geerdet (Abbildung 4.15). Nachfolgend werden die Signale über flexible Kabel mit Ringkabelschuhen und Schraubverbindungen an die Drahtklemmen weitergeleitet. Wichtig ist hierbei, dass sich das Anschlussterminal möglichst nah am Draht befindet, um Störeinflüsse so gering wie möglich zu halten.

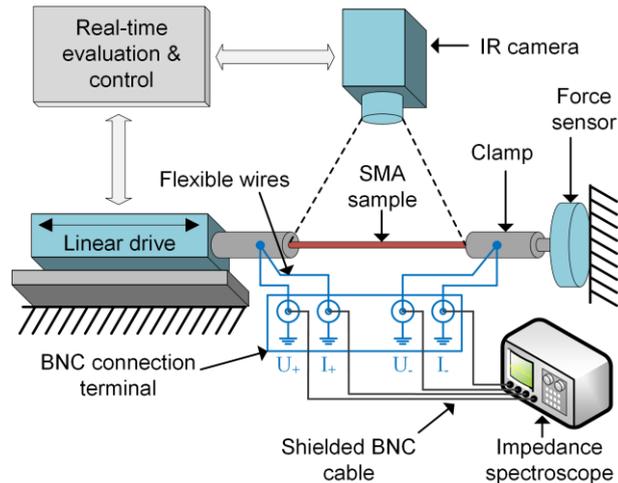


Abbildung 4.15: Erweiterung des grundlegenden Versuchsaufbaus zur Impedanzmessung mithilfe eines Impedanzanalysators und der Adaption der BNC-Anschlüsse an den Draht.

Die Kalibrierung des Aufbaus kann mittels einer OPEN, SHORT und LOAD Kalibrierung vorgenommen werden. Der Analysator verwendet dazu den zur Messung festgelegten Frequenzmessbereich mit einer wählbaren Anzahl an Stützstellen. Bei der OPEN Kalibrierung wird eine Messung mit offenem Aufbau, d.h. ohne Drahtprobe vorgenommen, um die kapazitiven Störeinflüsse des Aufbaus herauszufiltern. Zur SHORT Kalibrierung wird eine Kurzschlussmessung vorgenommen, d.h. die Drahtklemmen werden über ein Kupferstück mit großem Durchmesser kurzgeschlossen. Hierbei werden die resistiven Störeinflüsse ermittelt und korrigiert. Um die LOAD Kalibrierung durchzuführen, muss eine zuvor charakterisierte und damit bekannte Impedanz mit dem angepassten Aufbau erfasst werden. Durch das bekannte und das gemessene Spektrum versucht der Impedanzanalysator die übrigen Störfaktoren zu eliminieren. Die zu charakterisierende Impedanz wird mittels einer kalibrierten Testfixture ohne zusätzlichen Aufbau direkt am Impedanzanalysator gemessen. Da ein Draht im Impedanzspektrum im Wesentlichen eine serielle R-L Schaltung darstellt, wird eine ähnliche Impedanz mithilfe eines Widerstands angefertigt, charakterisiert und zur LOAD Kalibrierung verwendet.

Abbildung 4.16 zeigt den Vergleich eines mithilfe der Testfixture charakterisierten NiTiCo-Drahtes (0,2 mm Durchmesser) mit Messungen an dem in Abbildung 4.15 gezeigten Aufbau bei variierender Kalibrierung für Impedanz Z und Phasenwinkel φ im Frequenzbereich 100 kHz bis 110 MHz. Der Frequenzbereich entspricht dem der späteren Messungen und wurde so gewählt, da im niederfrequenten Bereich keine mit der Lebensdauer zusammenhängenden Signaländerungen zu erwarten sind, sodass die dadurch entstehende zusätzliche Messdauer eingespart werden kann. Die Charakterisierungsmessung des Drahtes ist rot dargestellt und zeigt den

typischen Verlauf eines seriellen R-L-Gliedes. Die Messung ohne Kalibrierung ist gelb dargestellt und zeigt einige Störsignale im Bereich 10^7 bis 10^8 Hz. Man kann außerdem erkennen, dass die Messung mit aktivierter LOAD+OPEN+SHORT Kalibrierung (grün dargestellt) schlechtere Ergebnisse liefert als die, bei der lediglich LOAD bzw. LOAD+OPEN Kalibrierung aktiv sind. Dies ist durch die Kupferstange zu begründen, die zur Kurzschlussbildung bei der SHORT Kalibrierung dient und dadurch das Signal verfälscht bzw. neue Störfaktoren u.a. durch unterschiedliche Klemmdurchmesser (7 mm Kupferstange vs. 0,2 mm Draht) einbringt. Da sich dieser Umstand nicht optimieren lässt, wird in nachfolgenden Messungen auf die SHORT Kalibrierung verzichtet. Es zeigt sich außerdem, dass selbst bei der LOAD+OPEN Kalibrierung nicht alle Störungen im hochfrequenten Bereich fehlerfrei eliminiert werden können (Abbildung 4.16). Im Folgenden wurden diverse Adaptionen und alternative Aufbauten getestet und erprobt, allerdings ohne, dass das Kalibrierungsergebnis aus Abbildung 4.16 übertroffen werden konnte. Dies hängt vor allem mit den stangenförmigen Drahtklemmen zusammen, die zur Kraftübertragung des Linearmotors in jedem Aufbau benötigt werden, die aber auch als „Antenne“ wirken und somit große Störsignale zur Folge haben.

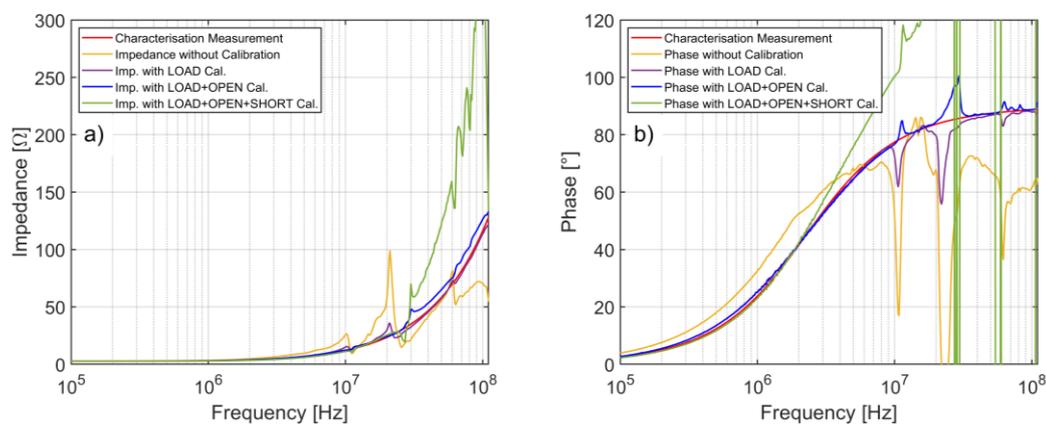


Abbildung 4.16: Kalibrierungsdaten für LOAD, OPEN und SHORT im Vergleich an einem NiTiCo-Draht mit 0,2 mm Durchmesser für a) Impedanz Z und b) Phasenwinkel φ .

4.3.2 Widerstandsmessung

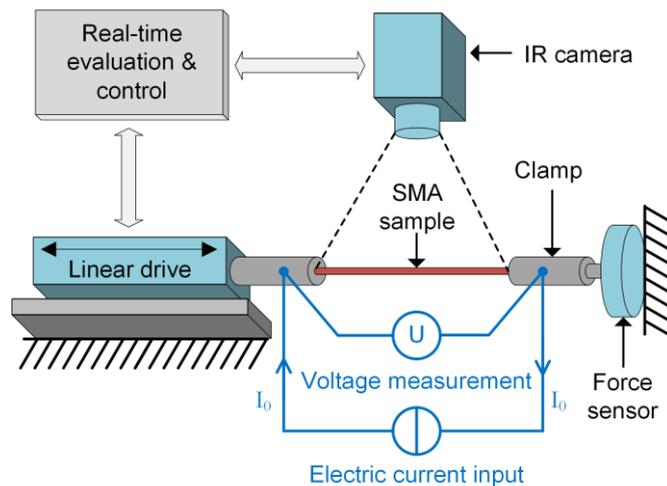


Abbildung 4.17: Erweiterung des grundlegenden Versuchsaufbaus zur Widerstandsmessung mittels einer 4-Leiter-Messung [142].

Die Untersuchung des Trainingsprozesses des elastokalorischen Materials auf Basis der Widerstandscharakteristik (vgl. 3.3.1) ergibt sich als Spezialfall der Impedanzmessung. Hierzu wird der in Abbildung 4.1 dargestellte grundlegende Aufbau erneut erweitert, um auf den komplexen und schwierig zu kalibrierenden Impedanzanalysator hinsichtlich der eher einfachen Widerstandsmessung verzichten zu können. Hierzu werden die Drahtklemmen elektrisch isoliert und eine Stromquelle installiert (Abbildung 4.17). Die Stromquelle wurde analog zur Lufttemperaturmessung nach Abbildung 4.8 aufgebaut. Aufgrund der größeren thermischen Masse der zu untersuchenden Drähte ist erst bei hohen Strömen (ab 100 mA) eine Eigenerwärmung zu erwarten, sodass der Messstrom zur Widerstandsmessung auf $I_0 = 10 \text{ mA}$ eingestellt wird. Der entstehende Spannungsabfall über der FGL wird mittels eines Instrumentenverstärkers verstärkt und über die cRIO Echtzeitdatenerfassung erfasst. Dabei kann der Verstärkungsfaktor in zwei Stufen ($G = 50$ oder 500) an die zu messenden Drähte, die variierende Durchmesser und damit Widerstände (typischerweise $< 1 \Omega$ bis 10Ω) aufweisen, angepasst werden. Hiermit wird das Signal-Rausch-Verhältnis verbessert und der Ausgangsspannungsbereich an die cRIO Datenerfassung angepasst, die eine Spannung zwischen 0 und 10 V voraussetzt. Da die Stromspeisung und Spannungsmessung über je zwei verschiedene Leitungen realisiert ist, entsteht bis zu den Klemmen ein 4-Leiter Messaufbau, der die Einflüsse der Zuleitung unterdrückt [140].

5 Wissenschaftliche Untersuchungen

5.1 Materialstabilisierung

Wie schon erwähnt muss die Phasenumwandlung des NiTiCo-Drahtes vor der Anwendung im elastokalorischen Kühlkreislauf, bei dem eine adiabate Umwandlung bei hoher Dehnrage angewendet wird, mechanisch und thermisch stabilisiert bzw. trainiert werden. Hierfür wird der Draht mithilfe des in 4.1 gezeigten Versuchsaufbaus bis zu 100 Zyklen mit einer geringen Dehnrage (typischerweise im Bereich $1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ bis $5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ [100]) bis zur maximalen Dehnung isotherm belastet. Die maximale Dehnung wird probenspezifisch durch den Abschluss der Phasentransformation von A→M identifiziert [100], [142]. Durch den Trainingsvorgang homogenisiert sich die Phasenumwandlung des Kristallgitters, was zu stabilem thermischen sowie mechanischem Verhalten führt [100], [142]. Diese Stabilisierung ist für elastokalorische Anwendungen essenziell, um maximale Prozesseffizienz und Materiallebensdauer bei reduziertem Konstruktionsaufwand aufgrund konstanter remanenter Dehnung zu erreichen [54].

5.1.1 Mechanische Stabilisierung

Abbildung 5.1 zeigt die mechanische Stabilisierung mit Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Charakteristik für 0,5 mm und 0,2 mm NiTiCo-Draht (vgl. 3.1.4) bei einer Probenlänge von 90 mm. In beiden Fällen wurden 100 Trainingszyklen mit einer Dehnrage von $1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ absolviert. Zur Verdeutlichung des Stabilisierungsverhaltens sind jeweils Zyklus 1 als blauer und Zyklus 100 als roter Graph visualisiert und alle weiteren Zyklen (2-99) schwarz dargestellt.

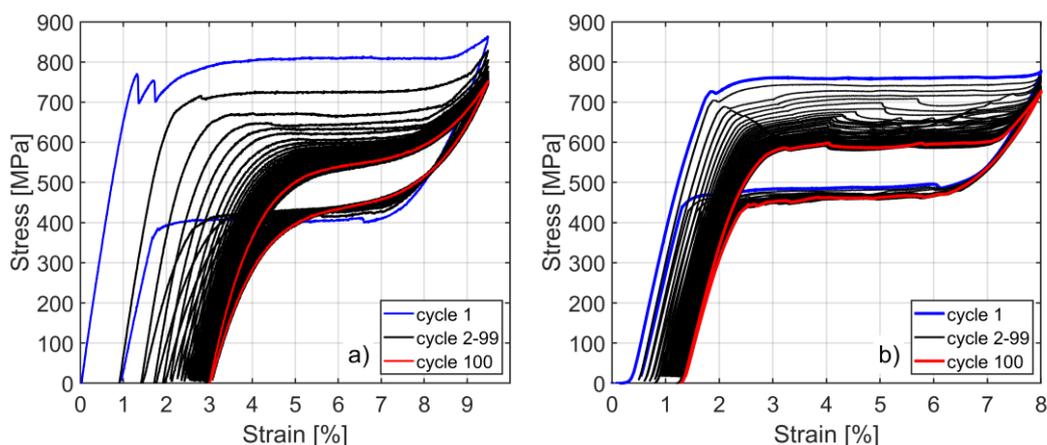


Abbildung 5.1: Spannungs-Dehnungs-Charakteristik der mechanischen Stabilisierung eines NiTiCo-Drahtes mit a) Durchmesser 0,5 mm und b) Durchmesser 0,2 mm bei einer Dehnrage von $0,001 \text{ s}^{-1}$ [142].

Im Falle des 0,5 mm Drahtes erstreckt sich der Dehnungsbereich im ersten Zyklus von 0 bis 9,5%, um eine komplette A→M Phasentransformation zu erreichen (Abbildung 5.1a, Zyklus 1). Die mechanische Spannung steigt hierbei bis $\approx 3\%$ Dehnung auf eine Transformationsspannung von 800 MPa an und verläuft nachfolgend konstant während der A→M Transformation bis $\approx 8,5\%$ Dehnung. Danach folgt ein weiterer Anstieg auf 860 MPa bei 9,5% Dehnung, der den Abschluss der A→M Phasentransformation darstellt. Es entstehen zusätzlich zwei Spannungspeaks zwischen 1% und 2% Dehnung, die durch die Bildung von zwei A→M Transformationsfronten zu erklären sind, die den Draht von den Klemmen beginnend bis zur Mitte durchlaufen (Abbildung 5.1a, Zyklus 1). Die beiden Fronten lassen sich mithilfe der Infrarotkamera identifizieren (vgl. 5.1.2, nachfolgend) [100]. Nach Abschluss der A→M Transformation sinkt die Spannung bis $\approx 7\%$ Dehnung auf eine Rücktransformationsspannung von 400 MPa und verläuft dann konstant bis $\approx 2\%$ Dehnung während der Transformation von M→A. Die Differenz der beiden Transformationsspannungen (hier für Zyklus 1: 800 MPa und 400 MPa) wird als Transformationshysterese bezeichnet. Die Spannungskurve zeigt nach Abschluss der Rücktransformation einen Rückgang auf 0 MPa bei $\approx 1\%$ Dehnung. Diese zurückbleibende Dehnung wird als remanente Dehnung bezeichnet und entsteht vermutlich durch Martensitanteile, die keine Rücktransformation von M→A durchlaufen. Aufgrund der Martensit Kristallgittergeometrie haben diese eine bleibende Längung der Drahtprobe zur Folge. Die remanente Dehnung wird im weiteren Verlauf des Trainings als Offset korrigiert, wohingegen die maximale Dehnung von 9,5% konstant bleibt.

Nach Abschluss des Trainings des 0,5 mm Drahtes ist die Transformationshysterese von 400 MPa (Abbildung 5.1a, Zyklus 1) auf 100 MPa (Abbildung 5.1a, Zyklus 100) gesunken, was durch die Reduktion der A→M Transformationsspannung um 250 MPa sowie den Anstieg der M→A Transformationsspannung um 50 MPa zu erklären ist. Zusätzlich hat die remanente Dehnung mit $\approx 3\%$ einen konstanten Wert erreicht. Mit Rückgang der Transformationshysterese sinkt zusätzlich die zur Transformation benötigte Arbeit, die das Integral über der Spannungs-Dehnungs-Charakteristik darstellt, was somit den COP des Prozesses nach Glg. 1 steigert. Die konstante remanente Dehnung ist für die Anwendungsentwicklung von hoher Bedeutung, da somit keine Kompensationsmöglichkeiten für eine veränderliche remanente Dehnung benötigt werden. Ein stabiles mechanisches Verhalten ist nach ≈ 60 der absolvierten 100 Zyklen erreicht.

Das Training des 0,2 mm Drahtes wurde mit nahezu identischen Trainingsparametern durchgeführt und liefert ein ähnliches

Stabilisierungsverhalten (Abbildung 5.1b). Lediglich die maximale Dehnung wird von 9,5% auf 8% reduziert, da die Transformation schon zu diesem Punkt als abgeschlossen betrachtet werden kann (Abbildung 5.1b, Zyklus 1). Im ersten Zyklus liegt die Transformationsspannung der A→M Transformation mit 760 MPa geringfügig unter der des 0,5 mm Drahtes, wohingegen die folgende Rücktransformation von M→A bei einer höheren Transformationsspannung von 490 MPa abläuft. Dadurch wird im ersten Trainingszyklus mit 270 MPa eine geringere Transformationshysterese erreicht als für den 0,5 mm Draht (Abbildung 5.1b, Zyklus 1). Die Transformationshysterese reduziert sich im weiteren Verlauf des Trainings auf 140 MPa und liegt somit 40 MPa über der des 0,5 mm Drahtes. Zusätzlich wird mit $\approx 1,5\%$ ebenfalls eine konstante remanente Dehnung erreicht. Die mechanische Stabilität wird hierbei schon nach ≈ 40 Zyklen erreicht.

Aus der geringeren Reduktion der Transformationshysterese (0,5 mm Draht: 300 MPa vs. 0,2 mm Draht: 130 MPa) und der geringeren remanenten Dehnung (3% vs. 1,5%) lässt sich folgern, dass der 0,2 mm Draht weniger mechanisches Training durchläuft und folglich eine höhere mechanische Stabilität aufweist als der 0,5 mm Draht (Abbildung 5.1). Für elastokalorischen Anwendungen, bei denen ein Materialtraining nicht vorab absolviert werden kann, ist der mechanisch stabilere 0,2 mm Draht demnach besser geeignet, da eine geringere remanente Dehnung kompensiert werden muss. Zusätzlich fällt auch auf, dass neben der hier identischen Materialzusammensetzung (NiTi#3, [51]) die Drahtgeometrie wie auch der damit zusammenhängende, variierende Fertigungsprozess des Drahtziehens einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf das mechanische Stabilisierungsverhalten des Materials nehmen. Dies wird im Rahmen der thermischen Homogenisierung nachfolgend näher thematisiert, bei der der Effekt ebenfalls zu beobachten ist.

5.1.2 Thermische Homogenisierung

Zur Analyse der thermischen Homogenisierung werden die Trainingsversuche zeitgleich zur Aufnahme der mechanischen Charakteristik mithilfe der Infrarotkamera analysiert. Hierzu wird ebenfalls der in 4.1 dargestellte Versuchsaufbau verwendet, der eine Infrarotkamera mit einer Messunsicherheit von 0,1 K im Bereich von -20 bis 50 °C beinhaltet (Infratec, model IR 8380). Zur thermischen Charakterisierung nimmt die Kamera während des Trainingsprozesses thermographische Bilder des NiTiCo-Drahtes mit einer Aufnahmezeit von 10 Hz auf. Der Draht wurde zuvor mit einer dünnen Schicht eines mattschwarzen Lacks versehen, der einen Emissionskoeffizienten von 0,95 gewährleistet und so eine Temperaturmessung ermöglicht [143]. Die Schichtdicke des Lacks beeinflusst dabei das thermische Verhalten des Drahtes nicht, was durch den Vergleich der mechanischen Charakteristiken eines lackierten und eines unlackierten Drahtes

nachgewiesen wurde. Es zeigte sich dabei kein Unterschied, sodass davon auszugehen ist, dass sich auch das thermische Verhalten nicht unterscheidet. Bei Unterschieden im thermischen Verhalten wäre dies auch in der mechanischen Charakteristik aufgrund der Clausius-Clapeyron-Gleichung wahrnehmbar [144]. Um die thermische Homogenisierung beurteilen zu können, wird aus jeder Aufnahme der Thermokamera eine Pixellinie in der Drahtmitte entlang der Drahtlänge extrahiert. Während der Versuchsauswertung werden diese Pixellinien zusammengesetzt und erzeugen so je Trainingszyklus ein Thermogramm, das die zeitliche und örtliche Temperaturänderung des Drahtes für jeden Trainingszyklus darstellt. Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3 zeigen je drei dieser Thermogramme (Zyklus 1, 5 und 100) für das Training des 0,5 mm Drahtes bzw. das des 0,2 mm Drahtes. Die x-Achse beschreibt die Zeit während des Trainingszyklus und die y-Achse die Position entlang der Drahtlänge. Die farbliche Darstellung der Pixel indiziert die Temperatur zum Zeitpunkt x an der Drahtposition y und entspricht der Kelvinskala, die jeweils rechts in Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3 gezeigt ist. Zusätzlich zu den Thermogrammen ist für jeden gezeigten Zyklus die verwendete Dehnung über die Zeit dargestellt, um einen Vergleich mit der mechanischen Charakterisierung zu ermöglichen. Da die Aufnahmen der Thermokamera parallel zur mechanischen Charakterisierung erfasst werden, sind die Prozess- und Eingabeparameter wie Dehnrate und maximale Dehnung identisch zu denen aus Abschnitt 5.1.1.

Während des ersten Trainingszyklus besteht die A→M Transformation beim Belasten aus zwei Phasenfronten, deren Bildung auch in der mechanischen Stabilisierung (Abbildung 5.1a, Zyklus 1) zu erkennen ist. Die Fronten entstehen

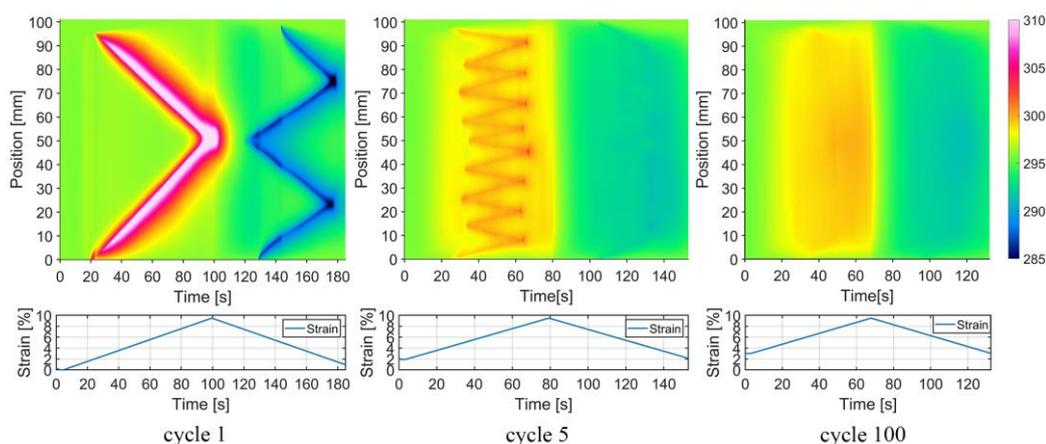


Abbildung 5.2: Thermische Stabilisierung während des Trainings des 0,5 mm Drahtes (Zyklus 1, 5 und 100) [142].

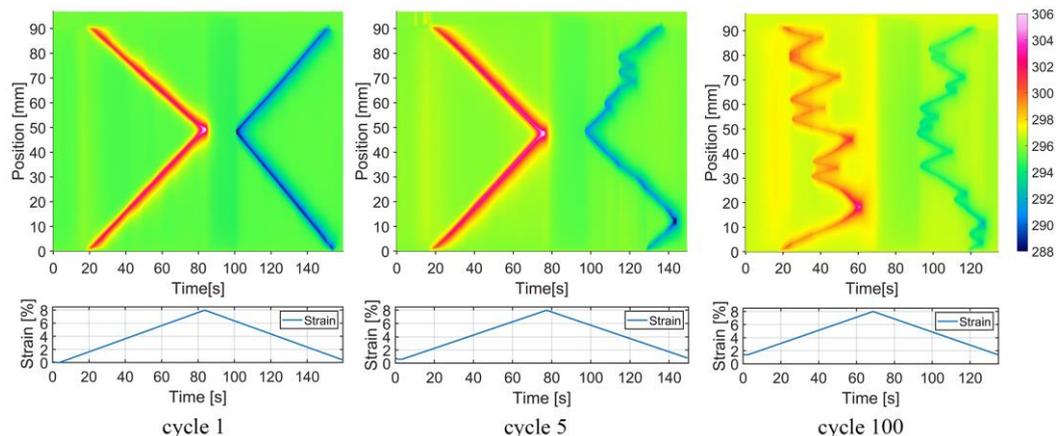


Abbildung 5.3: Thermische Stabilisierung während des Trainings des 0,2 mm Drahtes (Zyklus 1, 5 und 100) [142].

an den Drahtklemmen und bewegen sich während des Trainingszyklus zur Drahtmitte, um die Phasentransformation abzuschließen. Die Phasenfronten können im Thermogramm über einen lokalen Temperaturanstieg identifiziert werden (Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3, Zyklus 1). Die Entstehung der Fronten an den Drahtklemmen ist dadurch zu begründen, dass sich die Drahttemperatur dort im Vergleich zum Rest des Drahtes nur geringfügig erhöht, was zu einer niedrigen Transformationsspannung führt, sodass die Bildung der Phasenfronten an dieser Stelle bevorzugt stattfindet [145]. Während des Entlastungsvorgangs und der Rücktransformation von $M \rightarrow A$ beginnt die Phasentransformation in der Drahtmitte und schreitet in Richtung der Drahtklemmen fort. Die Bildung der Phasenfronten äußert sich durch eine Verringerung der lokalen Drahttemperatur. Bei der Rücktransformation des 0,5 mm Drahtes entstehen schon im ersten Trainingszyklus zusätzlich zwei weitere Phasenfronten an den Drahtklemmen (Abbildung 5.2, Zyklus 1), was eine beginnende thermische Homogenisierung indiziert, wohingegen die Rücktransformation des 0,2 mm Drahtes im ersten Zyklus nur zwei Fronten zeigt (Abbildung 5.3, Zyklus 1). Während des weiteren Verlaufs des Trainingsprozesses nimmt die Anzahl Phasenfronten der $A \rightarrow M$ und $M \rightarrow A$ Transformation in beiden Fällen stark zu, was die thermische Homogenisierung verdeutlicht (Abbildung 5.2 und Abbildung 5.3). Dabei ist anzumerken, dass sich die latente Wärme der Phasentransformation über die Phasenfronten verteilt, sodass die Temperaturintensität der einzelnen Fronten mit steigender Anzahl abnimmt.

Beim Vergleich beider Trainingsprozesse fällt auf, dass der 0,2 mm Draht weniger thermische Homogenisierung erfährt als der 0,5 mm Draht (Abbildung 5.3 und Abbildung 5.2). Dies verdeutlicht vor allem der letzte Trainingszyklus, in welchem beim 0,5 mm Draht eine weitestgehend homogene Phasenumwandlung erreicht wird (Abbildung 5.2, Zyklus 100), während die des 0,2 mm Drahtes noch aus mehreren Phasenfronten besteht, die sichtbar inhomogener verteilt sind (Abbildung

5.3, Zyklus 100). Der Unterschied in der Homogenität der Phasenumwandlung ist zusätzlich an der mechanischen Stabilisierung zu erkennen, bei welcher der letzte Zyklus des 0,5 mm Drahtes einen weitestgehend stetigen Kurvenverlauf zeigt (Abbildung 5.1a, Zyklus 100) während der des 0,2 mm Drahtes weiterhin lokale Extrema aufweist, die die verschiedenen Phasenfronten repräsentieren (Abbildung 5.1b, Zyklus 100). Ähnlich wie bei der verringerten mechanischen Stabilisierung lässt sich die thermische Inhomogenität im Training des 0,2 mm Drahtes durch den Herstellungsprozess der Drähte erklären, bei dem der Draht zur Durchmesserreduktion durch verschiedene Blenden gezogen wird, um dann abschließend den gewünschten Durchmesser zu erreichen. Während dieses Fertigungsprozesses werden die Kristallgitter an der Drahtoberfläche beeinflusst, sodass dort die Phasenumwandlung und Stabilisierung gehemmt wird. Durch den größeren Durchmesser des 0,5 mm Drahtes ist der Anteil des umgeformten Oberflächenmaterials im Vergleich zum Gesamtmaterialvolumen geringer, sodass mehr unbeeinflusstes Material im Kern zur Stabilisierung verbleibt, wodurch auch eine homogenere Umwandlung erreicht wird.

Die verbleibende Inhomogenität der Phasenumwandlung im Trainingsprozess des 0,2 mm Drahtes bedeutet jedoch keine Einschränkung für die Verwendung in elastokalorischen Anwendungsszenarien wie beispielsweise dem Demonstrator aus [146] (Abbildung 2.7). Durch die in Anwendungen verwendete hohe Dehnrates (typischerweise $> 0,1 \text{ s}^{-1}$) zur Maximierung der Temperaturänderung, wird eine homogene Phasenumwandlung über die Drahtlänge angeregt [54].

5.1.3 Monitoring des Trainingsprozesses auf Basis von Widerstandsmessung

5.1.3.1 Einflussfaktoren

Wie zuvor gezeigt, kann das elastokalorische Training der NiTiCo-Drähte über die Analyse der mechanischen Charakteristik (Spannungs-Dehnungs-Diagramm) sowie über die Auswertung der Infrarotbilder der Thermokamera nachgewiesen und überwacht werden. Beide Verfahren erfüllen dabei die Anforderungen der Trainingsüberwachung, sind allerdings nur unter großem Konstruktions- und Kostenaufwand in elastokalorische Kühlsysteme (vgl. 2.3) zu integrieren. Aufgrund der Differenz im spezifischen Widerstand der Austenit- und Martensitphase [99], [147] wird nachfolgend die Widerstandsmessung als alternative Möglichkeit der Trainingsüberwachung untersucht, die leicht in bestehende Anwendungen integriert werden könnte. Hierzu wird der Messaufbau genutzt, der in 4.3.2 dargestellt ist und auf einer 4-Leiter-Widerstandsmessung basiert. Der Widerstand der Drahtklemmen wurde dabei vor den Experimenten mithilfe eines Kurzschlusses

zwischen den Klemmen gemessen und über eine Offsetkorrektur während der Datenauswertung kompensiert. Nach Glg. 14 gilt für den gemessenen Widerstand des Drahtes R_{wire} :

$$R_{wire} = (\varrho_M \cdot x_M + \varrho_A \cdot x_A) \cdot \frac{l(\varepsilon)}{A(\varepsilon)}$$

Da der spezifische Widerstand die relevante Größe für die Überwachung des Trainingsprozesses ist, wird die Gleichung während der Datenauswertung wie folgt umgestellt.

$$\varrho_{wire} = R_{wire} \cdot \frac{V(\varepsilon) \cdot l(\varepsilon)^{-1}}{l(\varepsilon)}$$

$$\rightarrow \varrho_{wire} = R_{wire} \cdot \frac{V_0 + V_0(1 - 2\hat{\nu}) \cdot \varepsilon}{(l_0 + l_0 \cdot \varepsilon)^2} \quad \text{Glg. 23}$$

Mit dem dehnungsabhängigen Drahtvolumen $V(\varepsilon)$ bzw. dem Ausgangsdrahtvolumen V_0 und der Querkontraktionszahl $\hat{\nu} = 0,33$ [148] lässt sich ϱ_{wire} aus dem gemessenen Widerstand R_{wire} berechnen. Abbildung 5.4 zeigt den spezifischen Widerstand ϱ_{wire} des 0,5 mm Drahtes (Abbildung 5.4a) und des 0,2 mm Drahtes (Abbildung 5.4b) für die Trainingszyklen 1, 3, 5 und 100, berechnet nach Glg. 23. Aus Übersichtsgründen werden nur diese vier Trainingszyklen dargestellt. Da der Stabilisierungseffekt zu Beginn des Trainings am signifikantesten ist (vgl. Abbildung 5.1) und somit im Widerstandsspektrum ebenfalls die größten Stabilisierungseffekte hervorgerufen werden sollten, beinhaltet die Darstellung die Zyklen 1, 3, 5 und 100.

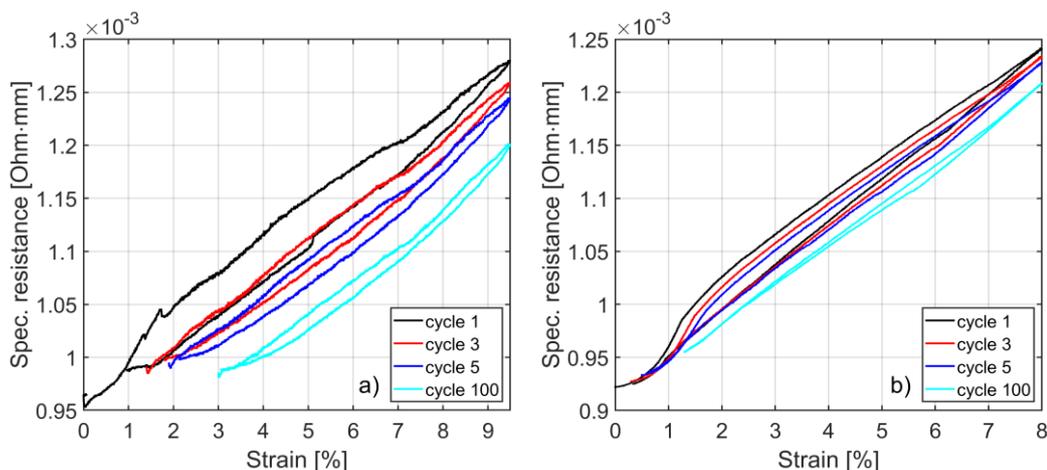


Abbildung 5.4: Spezifischer Widerstand nach Glg. 23 während der Trainingszyklen 1, 3, 5 und 100 für a) 0,5 mm NiTiCo-Draht und b) 0,2 mm NiTiCo-Draht [142].

Ähnlich wie während der mechanischen Stabilisierung zeigt der spezifische Widerstand im Falle beider Drahtdurchmesser eine signifikante Hysterese im ersten Trainingszyklus, die sich im weiteren Verlauf des Trainings verringert (Abbildung 5.4). Da sich q_{wire} aus q_M und q_A zusammensetzt, ist dies durch die spannungsabhängige Änderung $\delta q_M/\delta\sigma$ und $\delta q_A/\delta\sigma$ von q_M und q_A nach Glg. 15 und Glg. 16 zu erklären. Zusätzlich zeigen die Kurven des spezifischen Widerstands einen Anstieg des Gradienten bei Abschluss der Phasentransformation, was sich ebenfalls mit der mechanischen Charakteristik aus Abbildung 5.1 deckt. Insbesondere im ersten Trainingszyklus zeigen die Kurven des 0,2 mm Drahtes außerdem eine leichte Krümmung, die die Temperaturabhängigkeit $\delta q_M/\delta T$ und $\delta q_A/\delta T$ von q_M und q_A nach Glg. 15 und Glg. 16 verdeutlicht. Zur Minimierung dieser Temperaturabhängigkeit wird nachfolgend ein Ansatz zur Temperaturstabilisierung vorgestellt.

5.1.3.2 Temperaturstabilisierung

Zur Reduktion des Temperatureinflusses $\delta q_M/\delta T$ und $\delta q_A/\delta T$ auf q_M und q_A wird der Trainingsprozess unter Applikation eines Flachstrahlluftstromes mithilfe des in 4.2 dargestellten Aufbaus wiederholt. Zur Erzeugung einer möglichst konstanten Drahttemperatur wird die Strömungsgeschwindigkeit auf $8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ eingestellt. Während des Trainingsversuches wird die Drahttemperatur mittels der Infrarotkamera erfasst. Da dieses Verfahren aufgrund der geringeren thermischen Zeitkonstante [67] vor allem bei dem dünneren Drahtdurchmesser die beste Effektivität aufweist, sind nachfolgende Untersuchungen auf den 0,2 mm Draht beschränkt.

Zur Verdeutlichung des Ansatzes zur Temperaturstabilisierung ist in Abbildung 5.5a die durchschnittliche Drahttemperatur über die Drahtlänge während des dritten Trainingszyklus mit (rot) und ohne (schwarz) Luftstromapplikation dargestellt. Es zeigt sich, dass die Temperaturspanne des Drahtes während des Zyklus mit Verwendung des Luftstroms von $\approx 2 \text{ }^\circ\text{C}$ auf $\approx 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$ reduziert werden kann. Es ist anzumerken, dass sich die Umgebungsbedingungen der beiden Versuche unterscheiden, sodass zu Beginn ein Offset in der Drahttemperatur vorliegt. Abbildung 5.5b zeigt den Einfluss der Drahttemperatur auf den spezifischen Widerstand q_{wire} ebenfalls mit und ohne Luftstromapplikation (farblich analog zu Abbildung 5.5a). Hierbei kann vor allem die Temperaturabhängigkeit der A \rightarrow M Umwandlung, die sich durch eine Krümmung der q_{wire} Kurve äußert, mithilfe des Ansatzes zur Temperaturstabilisierung reduziert, d.h. zu einem nahezu linearen Anstieg verändert, werden. Die Rücktransformation von M \rightarrow A zeigt keinen relevanten Einfluss der Temperaturstabilisierung, wodurch sich beide Kurven ähnlich verhalten.

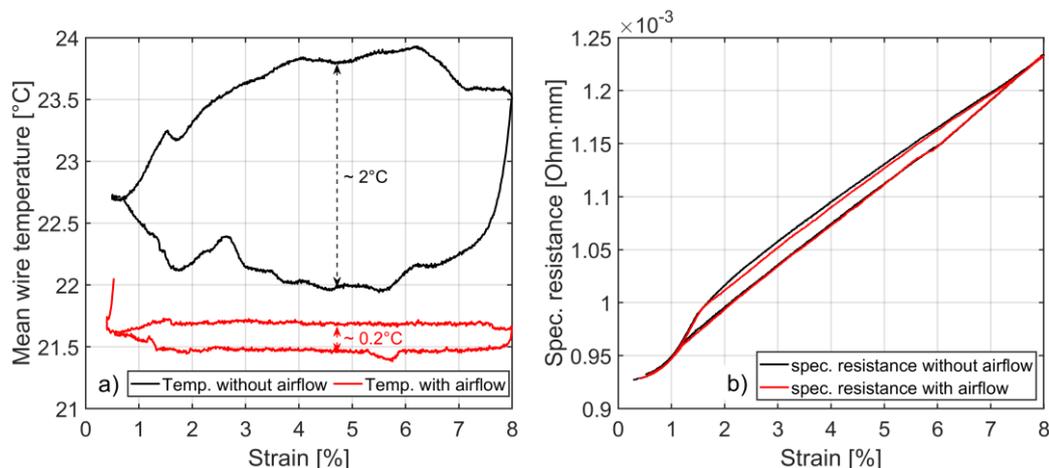


Abbildung 5.5: a) Durchschnittliche Drahttemperatur während des dritten Trainingszyklus und b) spezifischer Widerstand nach Glg. 23 während des dritten Trainingszyklus mit (rot) und ohne (schwarz) Luftstrom [142].

Aufgrund der reduzierten Temperaturspanne von $0,2^{\circ}\text{C}$, die durch die Temperaturstabilisierung erreicht wird, kann der Trainingsprozess als isotherm angesehen werden, sodass sich die Gleichungen für q_{wire} sowie q_M und q_A wie folgt vereinfachen (ausführliche Rechnung im Anhang A.2).

$$q_{wire} = (q_M \cdot x_M + q_A \cdot x_A) \quad \text{Glg. 24}$$

$$q_M = q_{0M} + \sigma \frac{\delta q_M}{\delta \sigma} \quad \text{Glg. 25}$$

$$q_A = q_{0A} + \sigma \frac{\delta q_A}{\delta \sigma} \quad \text{Glg. 26}$$

Wie in Glg. 24, Glg. 25 und Glg. 26 gezeigt ist q_{wire} an diesem Punkt lediglich abhängig von der mechanischen Spannung wie auch der Phasenanteile von Martensit und Austenit, sodass sich die Auswertung der Widerstandssignale besser zur Analyse des Trainingsprozesses eignet, da dieser vor allem die Phasenanteile beeinflusst. Hierbei müssen x_M und x_A nicht explizit bestimmt werden, da alle weiteren Einflussfaktoren eliminiert werden konnten.

5.1.3.3 Ansätze zur Zustandsüberwachung

Durch die Temperaturstabilisierung kann der spezifische Widerstand q_{wire} zur Zustandsüberwachung des Trainingsprozesses verwendet werden. Abbildung 5.6a zeigt den spezifischen Widerstand q_{wire} des 0,2 mm Drahtes bei aktiver Temperaturkompensation. Wie schon zuvor erwähnt, lässt sich das Stabilisierungsverhalten während des Trainings in der Widerstandscharakteristik analog zum mechanischen Verhalten (vgl. Abbildung 5.1b) durch eine abnehmende

Breite der Hysterese ausmachen. Zusätzlich lässt sich der Abschluss der A→M Phasentransformation durch einen leichten Steigungsanstieg in der Q_{wire} Charakteristik erkennen, während der Abschluss der M→A Phasentransformation als Abnahme der Steigung indiziert wird. Um beide Aspekte näher zu untersuchen, sind die Steigung von Q_{wire} sowie die Breite der Hysterese während des Trainings ebenfalls in Abbildung 5.6 dargestellt.

Abbildung 5.6b zeigt die Steigung des spezifischen Widerstands dQ_{wire}/dt über der Dehnung für Trainingszyklus 1, 3, 5 und 100. Dabei wird die Steigung in einem Zeitfenster von 500 ms berechnet und ein Medianfilter der Größe 10 zur Verbesserung des Signal-Rausch-Verhältnisses angewandt. Die positiven Steigungswerte stellen die A→M Phasentransformation während der Belastung dar, wohingegen die negativen Werte die M→A Transformation beim Entlasten beschreiben. Während des Trainings sinkt die Steigung zu Beginn der A→M Transformation signifikant von $9 \cdot 10^{-6}$ auf $4 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$ was wahrscheinlich durch zurückbleibende, nicht rücktransformierende Martensitanteile zu erklären ist. Zusätzlich verschiebt sich der Steigungsanstieg, der den Abschluss der A→M Transformation indiziert, von $\approx 7,5\%$ Dehnung (Zyklus 1) nach $\approx 6\%$ Dehnung (Zyklus 100), was dem mechanischen Verhalten (Abbildung 5.1b) ähnelt und ebenfalls eine Stabilisierung verdeutlicht. Die Steigung während der Rücktransformation von M→A (Abbildung 5.6b, negative Werte) zeigt hingegen nur wenige signifikante Stabilisierungseffekte. Hierzu gehört beispielsweise der Steigungsanstieg am Ende der Transformation, der sich von $\approx 1\%$ Dehnung nach $\approx 2,1\%$ Dehnung verschiebt (bei Vergleich von Zyklus 1 und 100).

Abbildung 5.6c zeigt die Breite der Hysterese des spezifischen Widerstands aus Abbildung 5.6a. Hier zeigen schon die Kurven der Zyklen 1, 3 und 5 erkennbare Stabilisierungseffekte, was den Einfluss der sich reduzierenden Spannungshysterese (Abbildung 5.1b) verdeutlicht. Diese Stabilisierungseffekte nehmen bis zum Ende des Trainings zu, sodass das Maximum der Hysteresenbreite von $\approx 2 \cdot 10^{-5} \Omega \cdot \text{mm}$ (Abbildung 5.6c, Zyklus 1) auf $\approx 1 \cdot 10^{-5} \Omega \cdot \text{mm}$ (Abbildung 5.6c, Zyklus 100) zurückgeht. Des Weiteren ändert sich die Form der Hysterese während der Phasentransformation (Abbildung 5.6c, 2% bis 6% Dehnung) von einer nahezu konstanten Breite in Zyklus 1, 3 und 5 zu einer linear ansteigenden Breite in Zyklus 100. Dies wird vermutlich durch die nicht rücktransformierenden Martensitanteile verursacht, die eine Annäherung der beiden Transformationsgeraden in der Charakteristik von Q_{wire} verursachen (Abbildung 5.6a). Des Weiteren zeigt Abbildung 5.6c zusätzlich den 50sten Zyklus des Trainings, um zu verdeutlichen, dass der Stabilisierungsprozess schon nach der Hälfte des Trainings (vgl.

Abbildung 5.1a) nahezu abgeschlossen ist, was sich ebenfalls in der Breite der Widerstandshysterese widerspiegelt.

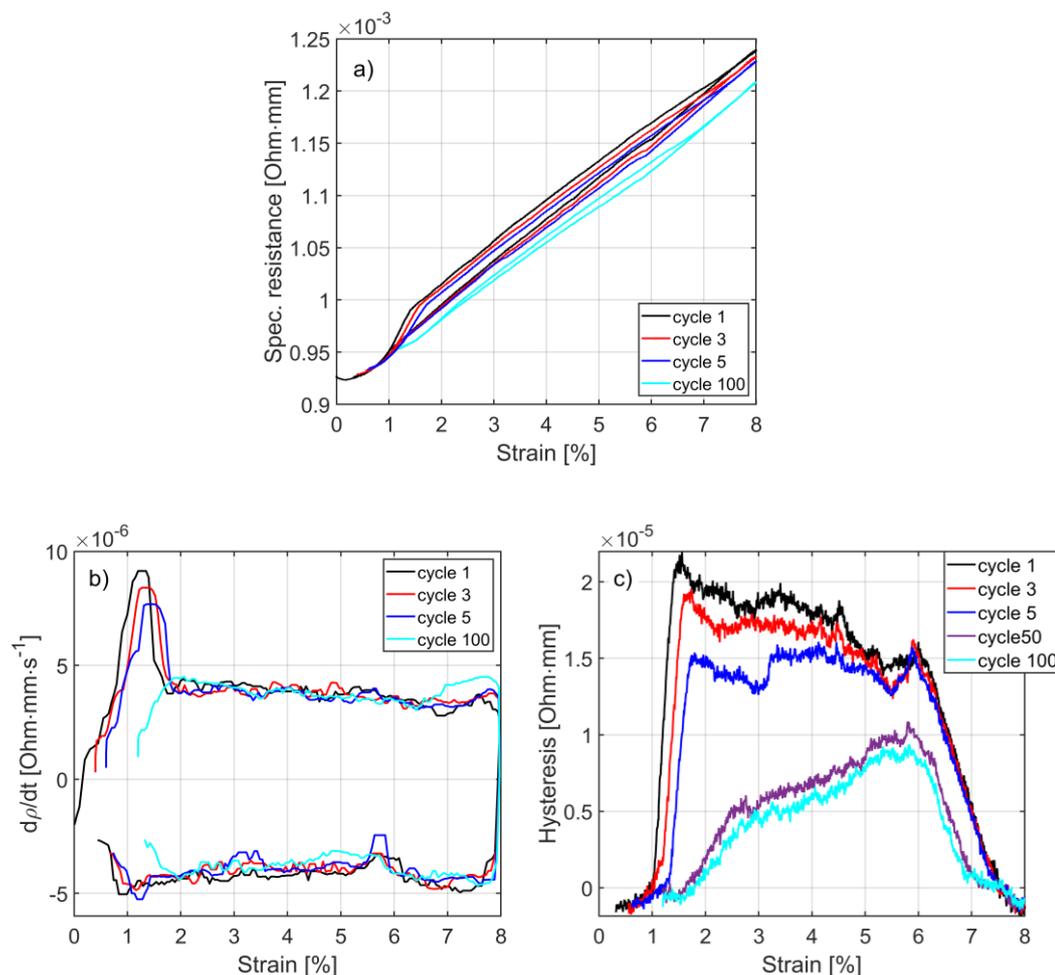


Abbildung 5.6: a) Spezifischer Widerstand Q_{wire} mit aktiver Temperaturkompensation, b) Steigung der Charakteristik des spezifischen Widerstands und c) Breite der Hysterese für Trainingszyklus 1, 3, 5 und 100 (0,2 mm Drahtdurchmesser) und zusätzlich Zyklus 50 in c) [142].

Die vorgestellten Überwachungsmöglichkeiten des Trainingsversuches auf Basis der Widerstandsmessung lassen sich ebenfalls auf den 0,5 mm Draht übertragen, was zu ähnlichen Ergebnissen führt, auf deren Darstellung jedoch an dieser Stelle verzichtet wird (vgl. Abbildung 5.4). Es ist außerdem anzumerken, dass die Temperaturkompensation nicht zwingend notwendig ist, um den Trainingsprozess auf Basis der Widerstandsmessung zu überwachen (vgl. Abbildung 5.4). Man erreicht damit lediglich eine erhöhte Genauigkeit und ein verbessertes Verständnis für das Widerstandsverhalten, indem man die temperaturabhängigen Änderungen des spezifischen Widerstandes eliminiert.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich der Trainingsprozess der superelastischen FGL über die thermischen und mechanischen Charakteristiken überwachen und beurteilen lässt. Die Widerstandsmessung stellt zusätzlich eine

weitere Überwachungsmöglichkeit dar, die im Gegensatz zur konventionellen Methodik ohne großen Kosten- und Konstruktionsaufwand in elastokalorische Kühlmaschinen [27] integriert werden kann. Dies ermöglicht die Durchführung und Fortschrittüberwachung des Trainings direkt in elastokalorischen Maschinen, wodurch auf aufwändige Arbeitsschritte zum Training des Materials vor der eigentlichen Anwendung verzichtet werden kann. Es wurde gezeigt, dass sich hinsichtlich der Widerstandsmessung vor allem der Gradient und die Breite der Hysterese zum Monitoring des Prozesses eignen [142].

5.2 Materialcharakterisierung

5.2.1 Elastokalorische Eigenschaften

Zur Charakterisierung des verwendeten NiTiCo-Materials (vgl. 3.1.4) wird zu Beginn eine DSC-Messung (Abbildung 5.7) durchgeführt. Diese umfasst eine Temperaturrampe von -150 °C bis 150 °C ($0,167\text{ °C}\cdot\text{s}^{-1}$) und eine zweite von 150 °C bis -150 °C ($0,167\text{ °C}\cdot\text{s}^{-1}$), um die Phasentransformationen von Austenit zu Martensit sowie die Rücktransformation auszulösen. Die Transformationen zeigen sich im Wärmeflussdiagramm jeweils in Form eines Maximums (A→M) und eines Minimums (M→A). Aus dem Integral des Wärmeflusses im Bereich der Extremwerte (vgl. 3.1.2) resultiert eine latente Wärme von $3,385\text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ für die A→M Umwandlung und $-3,065\text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ für die M→A Umwandlung. Mithilfe der latenten Wärme kann die zu erwartende maximale Temperaturänderung des Materials im adiabaten Prozess abgeschätzt werden. Geht man von einem idealen Umwandlungsvorgang ohne Wärmeverluste an die Umgebung oder den Prüfaufbau aus, lässt sich die maximal zu erreichende Temperaturänderung ΔT_{max} durch die erfasste latente Wärme H und die Wärmekapazität c_{NiTiCo} des Materials ($0,463\text{ J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ [54]) über Glg. 27 berechnen.

$$\Delta T_{max} = \frac{H}{c_{NiTiCo}} \quad \text{Glg. 27}$$

$$\rightarrow \Delta T_{A \rightarrow M} = 7,311\text{ K}, \quad \Delta T_{M \rightarrow A} = -6,620\text{ K}$$

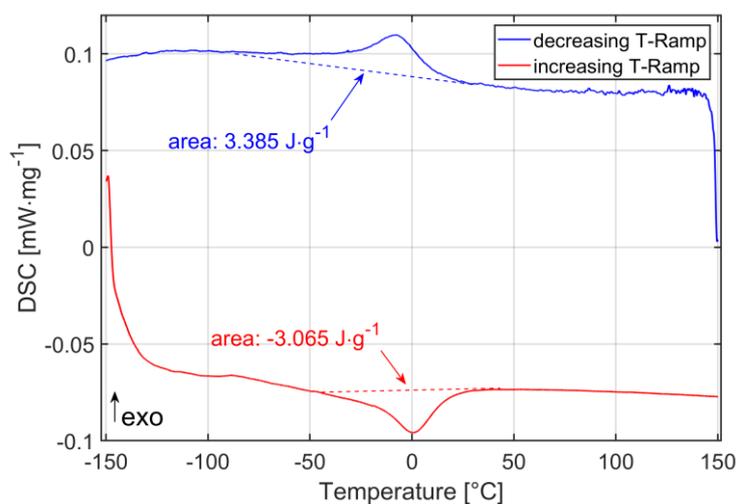


Abbildung 5.7: DSC-Messung einer trainierten NiTiCo-FGL (Gerät: NETZSCH DSC 204 F1), [149].

Aus der DSC-Messung lässt sich somit lediglich eine maximale Temperaturänderung von 7,311 K für die A→M Transformation bzw. – 6,620 K für die M→A Transformation ableiten, was nur einem Bruchteil der in der Forschung veröffentlichten ΔT -Werte für NiTi entspricht [24], [150]–[152]. Es ist zu erwähnen, dass die Begrenzungslinie, die die Flächen unter den Umwandlungspeaks definiert, eine große Unsicherheit der DSC-Messung darstellt, da diese lediglich durch geometrische Tangentenbildung definiert wird. Ändert sich die Lage der Begrenzungslinie, können stark abweichende latente Wärmen resultieren. Zur Validierung der DSC-Messung und der daraus abgeleiteten ΔT -Werte wird das Material zusätzlich mit dem in 4.1 dargestellten Versuchsaufbau charakterisiert.

Um eine möglichst adiabate und komplette Phasenumwandlung zu erreichen, wird eine Dehnrage $\dot{\epsilon}$ von $0,3 \text{ s}^{-1}$ bei einer effektiven Dehnung $\Delta\epsilon$ von 6,5% verwendet. Um die remanente Dehnung von $\approx 1,3\%$ nach dem Trainingsprozess der FGL (vgl. 3.3.1) zu überwinden, wird ein Dehnungsoffset von 1,5% genutzt. Nach Be- und Entlastung wird der Draht bei konstanter Dehnung für 15 s in Position gehalten, damit sich die Drahttemperatur wieder auf Umgebungstemperatur angleicht. Die Temperaturänderung des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes wird parallel mittels der Thermokamera als Mittelwert über die Gesamtlänge des Drahtes erfasst. Um einen hohen Emissionskoeffizienten von 0,95 zu erreichen [143], wurde der Draht mattschwarz lackiert. Die Drahtprobe wurde vor der adiabatischen Belastung für 100 Zyklen isotherm trainiert. Abbildung 5.8a zeigt die mechanischen Parameter mit Dehnung (schwarz) und Zugspannung (rot) über die Zeit des Versuches. Abbildung 5.8b beinhaltet die Drahttemperatur in Kelvin über die Zeit. Es zeigt

sich, dass durch die adiabate Belastung eine relative Temperaturänderung $\Delta T_{A \rightarrow M}$ von 21,0 K und durch die nach der Haltephase folgende Entlastung eine relative Temperaturänderung $\Delta T_{M \rightarrow A}$ von $-15,9$ K erreicht wird. Im Signal der Zugspannung erkennt man zusätzlich den temperaturbedingten Rückgang nach der Belastung bzw. den Anstieg nach der Entlastung (Abbildung 5.8a, rote Kurve).

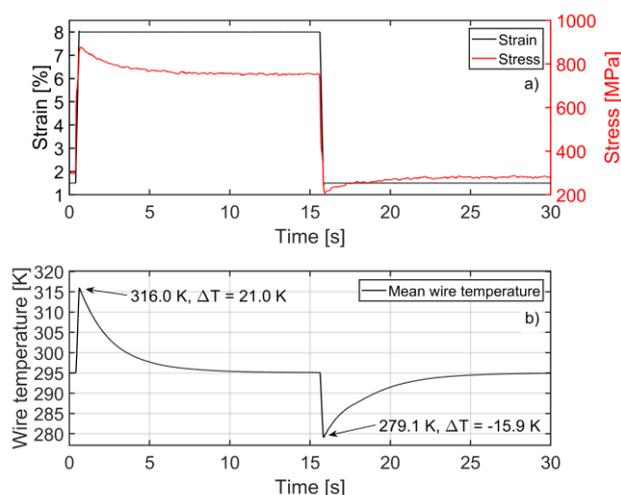


Abbildung 5.8: Mechanische und thermische Parameter bei einem adiabatischen elastokalorischen Kreislauf an einem 0,2 mm NiTiCo-Draht (90 mm Länge) erfasst mithilfe des in 4.1 gezeigten Versuchsaufbaus: a) Dehnung (schwarz) und mechanischer Spannung (rot) über Zeit und b) resultierende adiabate Temperaturänderung des Drahtes über Zeit [153].

Aus der experimentellen Charakterisierung folgt, dass die DSC-Messung in diesem Fall unpassende Ergebnisse hinsichtlich der latenten Wärme und der damit zusammenhängenden ΔT -Werte liefert und das kommerzielle NiTiCo-Material eine wesentlich bessere elastokalorische Performance aufweist, als das Ergebnis der DSC-Messung suggeriert. Aufgrund dessen wurde die DSC-Messung mit verschiedenen Messgeräten und angepassten Parametern wiederholt, jedoch ohne verbessertes Ergebnis. Dies kann damit zusammenhängen, dass die Phasentransformation bei der DSC-Messung thermisch ausgelöst wird, wohingegen sie bei der experimentellen Charakterisierung und auch in der späteren Anwendung spannungsinduziert ist. Bei einem Material mit geringer Korngröße wird die thermische Phasenumwandlung erschwert [149], wobei die spannungsinduzierte Umwandlung normal abläuft, sodass die DSC-Messung in diesem Fall abweichende Ergebnisse zeigen kann. Im Zuge dieser Arbeit wurde daher ein neuer Ansatz zur Messung der latenten Wärme entwickelt, der in 5.3 näher erläutert wird.

5.2.2 Dehnungsabhängigkeit der elastokalorischen Eigenschaften

Zur weiterführenden Materialcharakterisierung wurden im Folgenden zusätzliche Versuche durchgeführt, um das mechanische und thermische Materialverhalten bei adiabatischer Belastung zu analysieren. Abbildung 5.9a zeigt das mechanische Verhalten eines 0,2 mm NiTiCo-Drahtes von 90 mm Länge bei adiabatischer Belastung mit einer Dehnrage von $0,1 \text{ s}^{-1}$ nach vorheriger Materialstabilisierung für 100 Zyklen (vgl. 5.1). Hierbei wurde die effektive Dehnung $\Delta\varepsilon$ in 0,5% Schritten im Bereich 1% bis 6,5% erhöht und die dazugehörige Spannungs-Dehnungs-Charakteristik ermittelt. Damit der Draht wieder auf Umgebungstemperatur abkühlt, wurde die Haltezeit zwischen dem Belastungs- und Entlastungsprozess erneut auf 15 s eingestellt. Zusätzlich zur mechanischen Charakteristik wurde die maximale Temperaturänderung während der Belastung und die minimale Temperatur während der Entlastung ermittelt, die für die Wärme- und Kühlleistung essenziell sind. Die ΔT -Werte wurden mit der Infrarotkamera erfasst, über die Drahtlänge gemittelt und sind in Abhängigkeit der effektiven Dehnung $\Delta\varepsilon$ zusammen mit je einem linearen Fit in Abbildung 5.9b dargestellt. Es zeigt sich, dass das erreichbare ΔT bei verringerter effektiver Dehnung $\Delta\varepsilon$ nahezu linear abnimmt.

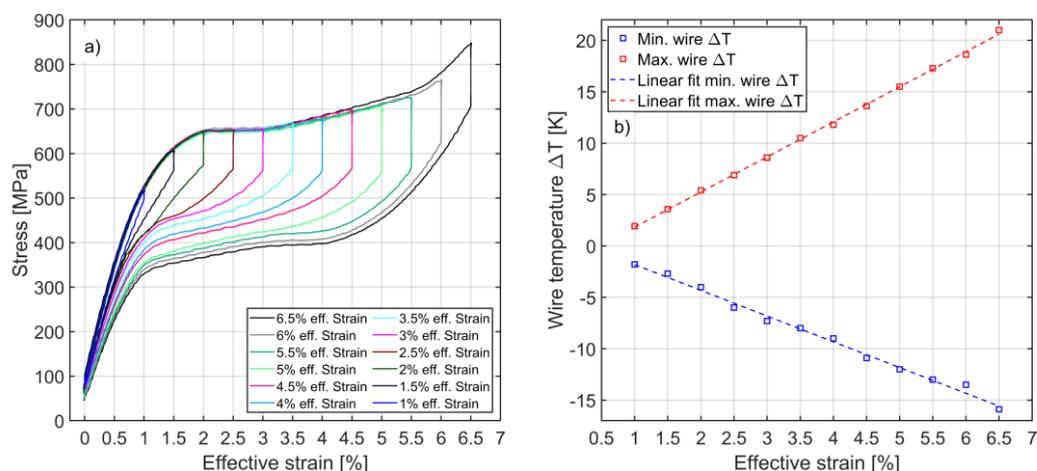


Abbildung 5.9: Adiabatische Belastung eines 0,2 mm NiTiCo-Drahtes (90 mm Länge) mit verschiedenen effektiven Dehnungen $\Delta\varepsilon$ und einer Dehnrage von $0,1 \text{ s}^{-1}$ mit Darstellung der a) Spannungs-Dehnungs-Charakteristik für eine Haltezeit von 15 s und b) Drahttemperaturänderung beim Be- und Entlasten mit linearem Fit über $\Delta\varepsilon$.

Im nächsten Schritt der Charakterisierung wird untersucht, inwiefern sich ein Dehnungsoffset ε_{Mean} bei geringen effektiven Dehnungen auf das mechanische und thermische Verhalten auswirkt. Im Idealfall lässt sich durch identische effektive Dehnung ein größeres ΔT erzeugen, sodass der COP zunimmt [154].

Abbildung 5.10a zeigt das mechanische Verhalten bei Applikation eines Dehnungsoffsets ε_{Mean} in Form der Spannungs-Dehnungs-Charakteristik. Es werden hierbei zwei verschiedene effektive Dehnungen von 1% (entspricht $\pm 0,5\%$, gestrichelte Darstellung) und 2% (entspricht $\pm 1\%$) verwendet. Zur Versuchsdurchführung wird das entsprechende Dehnungsoffset angefahren und um dieses adiabatisch bis je zur Hälfte der effektiven Dehnung ($\pm \Delta\varepsilon/2$) zyklert (Abbildung 5.10a). Hierbei ist der Dehnungsbereich auf 1,5% bis 8% begrenzt, um zum einen die remanente Dehnung zu überwinden und zum anderen den Draht nicht zu überlasten. Abbildung 5.10b zeigt die aus dem Dehnungsversuch resultierende Temperaturänderung. Die Auswertung verdeutlicht, dass das ΔT ansteigt, sobald man sich in der Umwandlungshysterese des NiTiCo-Drahtes befindet. Im Falle einer effektiven Dehnung von 1% kann man dadurch beim Vergleich von 0,5% und 2% ε_{Mean} einen Anstieg von $\approx 68\%$ (1,9 K auf 3,2 K) bei der Belastung erreichen. Bei der Entlastung und gleichen mechanischen Parametern steigt das ΔT um $\approx 63\%$ ($-1,9$ K auf $-3,1$ K). Der $\varepsilon_{Mean} = 0,5\%$ -Versuch ist dabei identisch zu dem 1%-Versuch in Abbildung 5.9a, da sich der Bereich der effektiven Dehnung bei beiden von 0% bis 1% erstreckt. Bei Applikation einer effektiven Dehnung von 2% lässt sich das ΔT bei der Belastung beim Vergleich der Dehnungsoffsets von 1% und 2% um $\approx 35\%$ steigern. Das ΔT während der Entlastung steigt zusätzlich um $\approx 41\%$ von $-4,1$ K auf $-5,8$ K ($\varepsilon_{Mean} = 1\%$ und 2%). Der Versuch mit einem Dehnungsoffset von 1% entspricht hierbei dem 2% Versuch aus Abbildung 5.9a, da sich die effektive Dehnung bei beiden Versuchen von 0 bis 2% erstreckt.

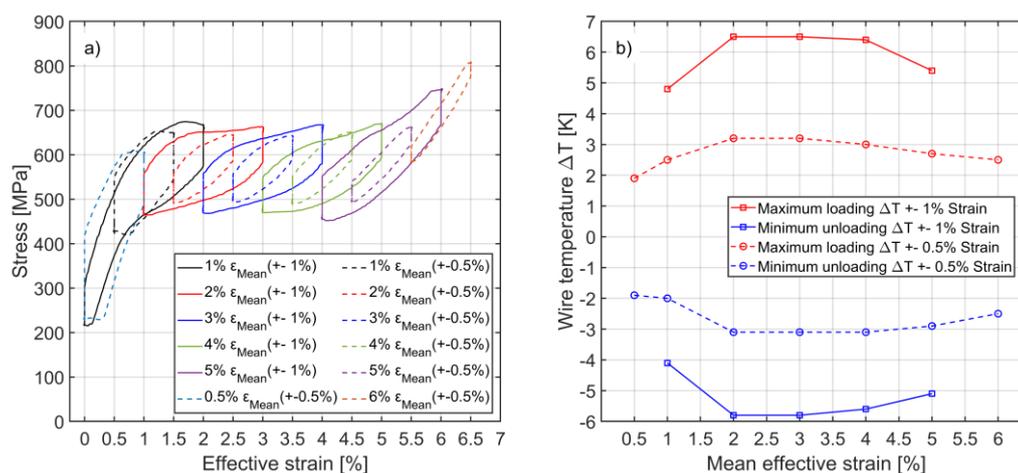


Abbildung 5.10: Applikation eines Dehnungsoffsets ε_{Mean} in 1% Schritten bei Verwendung einer effektiven Dehnung von 1% ($\pm 0,5\%$, gestrichelt) bzw. 2% ($\pm 1\%$) mit Darstellung von a) der Spannungs-Dehnungs-Charakteristik und b) der resultierenden Draht ΔT -Werte.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich durch das Dehnungsoffset ε_{Mean} bei identischer effektiver Dehnung ein größeres ΔT erreichen lässt. Dies hängt damit zusammen, dass man durch die Verschiebung der effektiven Dehnung $\Delta\varepsilon$ in die

mechanische Hysterese der Phasenumwandlung einen größeren Materialanteil erreicht, der die Phasenumwandlung durchführt und somit zusätzliche latente Wärme frei wird (vgl. Abbildung 3.1).

5.3 Neuer Ansatz zur Messung der latenten Wärme

Basierend auf den Abweichungen zwischen der DSC-Messung des verwendeten Materials (Abbildung 5.7) und der elastokalorischen Charakterisierung (Abbildung 5.8) wird nachfolgend ein neuer experimenteller Ansatz zur Messung der latenten Wärme des Materials entwickelt und analysiert.

5.3.1 Grundprinzip

Im ersten Schritt des Ansatzes wird das elastokalorische Material nach dem Training (100 Zyklen, Dehnrates: $1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) im adiabatischen Belastungszyklus über eine ΔT Messung und eine Evaluation des mechanischen Verhaltens charakterisiert (Abbildung 5.11).

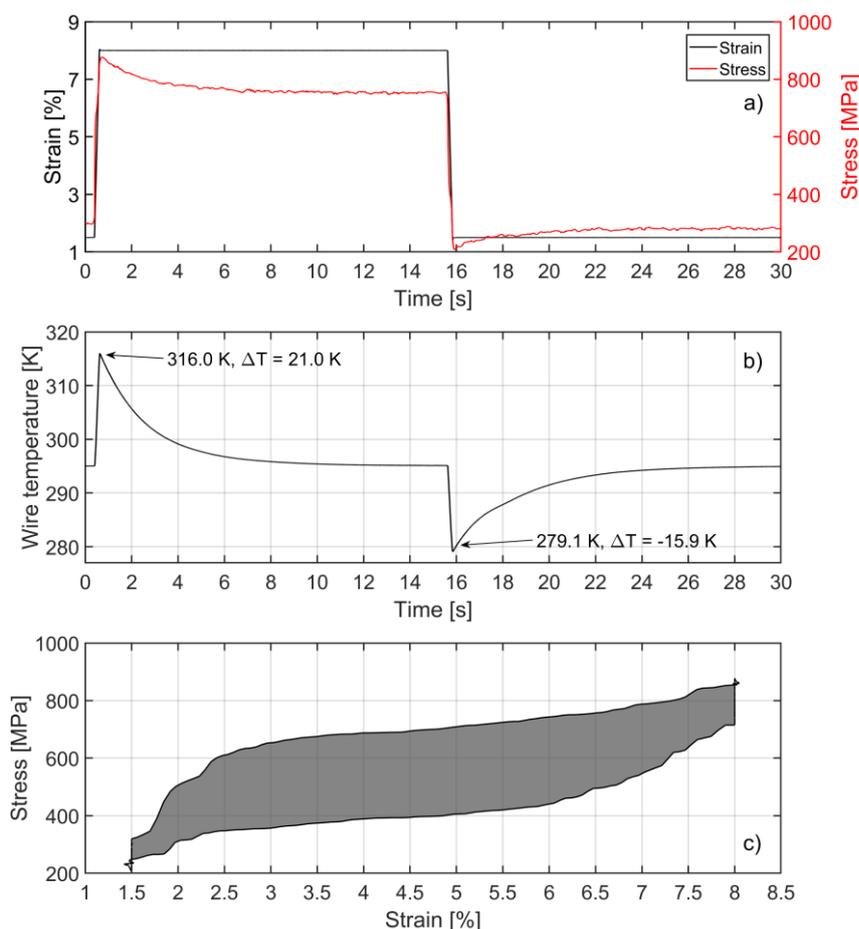


Abbildung 5.11: Materialcharakterisierung des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes: a) mechanische Parameter über Zeit, b) Drahttemperatur über Zeit und c) Spannungs-Dehnungs-Charakteristik bei einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ und einer effektiven Dehnung von $\approx 6,5\%$ [153].

Zur Bestimmung der latenten Wärme während der Belastung wird der elastokalorische Prozess durch einen direkten Jouleschen Erwärmungsprozess ersetzt, dessen resultierende ΔT -Werte mit den elastokalorischen verglichen werden. Die Heizleistung des Erwärmungsprozesses wird im Folgenden so lange angepasst, bis die ΔT -Werte übereinstimmen, sodass sich aus der dann verwendeten elektrischen Leistung die latente Wärme bestimmen lässt. Zur Bereitstellung der elektrischen Leistung wird der in Abbildung 5.12 dargestellte Aufbau genutzt, der dem der Widerstandscharakterisierung ähnelt, jedoch einen größeren, einstellbaren Strom zum Heizen liefern kann. Die Temperaturwerte werden mithilfe der Infrarotkamera als Mittelwert über die Drahtlänge bestimmt. Der Draht wird hierzu erneut mit einem Lack versehen, der einen Emissionskoeffizient von 0,95 bereitstellt.

Der angepasste Aufbau beinhaltet eine steuerbare Stromquelle zur Erzeugung des Heizstromes I_H und einen Shuntwiderstand R_S zur Bestimmung der Stromstärke. Die stromabhängige Spannung U_I und die über den Drahtklemmen und dem Draht abfallende Spannung U_C werden über das Echtzeitdatenerfassungssystem mit einer Genauigkeit von 0,3 mV gemessen. Zusätzlich wurde der Widerstand der Klemmen $R_C = 20 \text{ m}\Omega$ durch eine Kurzschlussmessung bestimmt, sodass sich die über dem Draht abfallende Leistung P_W mittels der gemessenen und bekannten Größen über Glg. 28 berechnen lässt.

$$P_W = I_H \cdot U_C - I_H^2 \cdot R_C = \frac{U_I}{R_S} \cdot U_C - \left(\frac{U_I}{R_S}\right)^2 \cdot R_C \quad \text{Glg. 28}$$

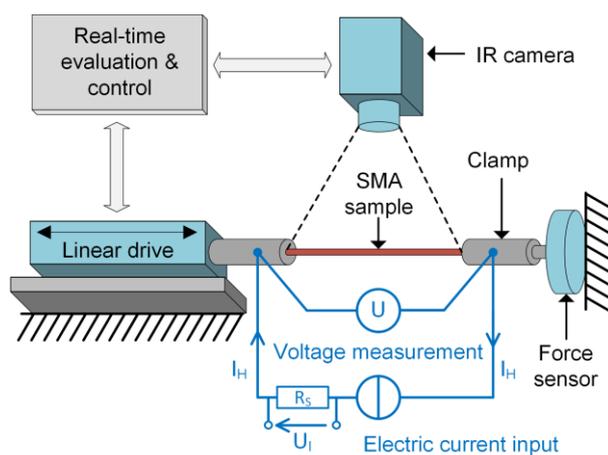


Abbildung 5.12: Prüfstands Aufbau zur Bestimmung der latenten Wärme mit einer einstellbaren Stromquelle, einem Shuntwiderstand R_S zur Strommessung und dem Heizstrom I_H [153].

Stimmt das durch die Heizleistung P_W erzeugte ΔT mit dem elastokalorischen überein, kann die latente Wärme über P_W , die Dehnungsenergie W_ε , die Dauer des Heizpulses t_{pulse} und der Materialmasse m nach Glg. 29 berechnet werden.

$$H = \frac{P_W \cdot t_{pulse} - W_\varepsilon}{m} \quad \text{Glg. 29}$$

P_W wird hierzu über die Dauer des Heizpulses gemittelt. Die Dehnungsenergie stellt die mechanische Arbeit dar, die zum Belasten des Materials aufgebracht wird. Während des Belastungsprozesses führt dieser Energieaufwand zu einer zusätzlichen Aufheizung des Materials, die jedoch nicht von der elastokalorischen Phasenumwandlung erzeugt wird und somit bei der Berechnung in Form einer Subtraktion berücksichtigt werden muss. Die Dehnungsenergie ist abhängig von der verwendeten effektiven Dehnung $\Delta\varepsilon$ und kann mithilfe des Integrals über der Spannungs-Dehnungs-Hysterese bestimmt werden (Abbildung 5.11c, grau markierte Fläche).

Da der Draht während des Entlastungsprozesses nicht aktiv gekühlt werden kann, um die negative Temperaturänderung zu ermitteln, muss der Ansatz zur Bestimmung der latenten Wärme adaptiert werden. Hierzu wird der elastokalorische Kühlprozess mit der Jouleschen Erwärmung kombiniert, sodass beide Prozesse parallel ablaufen. Die elektrische Energie entspricht dann der latenten Wärme des elastokalorischen Materials, wenn sich die Temperatur des Materials vor und nach der Entlastung nicht ändert. Das ist der Fall, wenn die Joulesche Erwärmung das elastokalorische ΔT kompensiert, was zutrifft, wenn beide Energieniveaus identisch sind. Da beide Prozesse zeitgleich ablaufen, muss die Dehnungsenergie in diesem Fall nicht berücksichtigt werden.

Im Vergleich zu der DSC-Messung, bei der die Phasenumwandlung thermisch ausgelöst wird, verwendet der hier präsentierte Ansatz die spannungsinduzierte Umwandlung im Vergleich zu Joulescher Erwärmung. Dadurch werden eventuelle Fehlerpotenziale, die durch die thermische Umwandlung entstehen, ausgemerzt, sodass passende Werte für die latente Wärme im elastokalorischen Prozess geliefert werden.

5.3.2 Messung der latenten Wärme bei kompletter Phasenumwandlung

Abbildung 5.13 zeigt die experimentelle Bestimmung der latenten Wärme beim Belasten für den 0,2 mm NiTiCo-Draht (Fort Wayne Metals NiTi#3, [51], Länge: 92 mm, Masse: 18,54 mg) bei einer kompletten elastokalorischen Phasentransformation durch Applikation einer effektiven Dehnung von 6,5%.

Hierbei wird das aus der Dehnungsbelastung resultierende ΔT mit vier verschiedenen Drahttemperaturänderungen aus elektrischen Heizpulsen verglichen, um das Messverfahren zu visualisieren (Abbildung 5.13b). Der Versuch wurde bei einer Umgebungstemperatur von ≈ 295 K durchgeführt und kleinere Temperaturdifferenzen zwischen den Versuchen wurden durch einen Temperaturabgleich ($\Delta T \stackrel{\text{def}}{=} 0$ K) bei $t = 0$ s korrigiert. Die Dehnungsbelastung (schwarzer Graph) sowie die Leistungsniveaus der Heizpulse (bunte Graphen) und die dazugehörigen latenten Wärmen sind in Abbildung 5.13a dargestellt. Für $\Delta \varepsilon = 6,5\%$ beträgt die Dehnungsenergie 18,5 mJ und wurde bei der Berechnung der latenten Wärme nach Glg. 29 berücksichtigt. Es zeigt sich, dass sich das ΔT wie erwartet nach Größe des Heizpulses einstellt und mit dem elastokalorischen Versuch verglichen werden kann. Des Weiteren stimmt das elastokalorische ΔT mit dem des grün dargestellten Heizpulses überein (Abbildung 5.13b), sodass eine elastokalorische latente Wärme von $15,4 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ ermittelt werden kann.

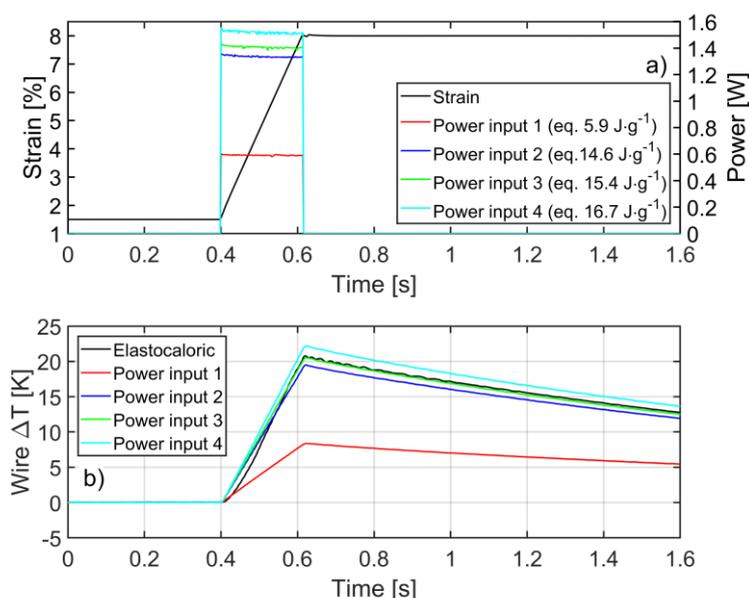


Abbildung 5.13: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme beim Belastungsprozess mit einer kompletten A→M Phasentransformation ($\Delta \varepsilon = 6,5\%$): a) mechanische Belastung (schwarz) und Heizpulse (bunt) und b) resultierende Draht ΔT der mechanischen Belastung und der Heizpulse (farblich analog zu a) [153].

Abbildung 5.14 zeigt die experimentelle Bestimmung der latenten Wärme für den Entlastungsprozess, ebenfalls mit vier verschiedenen Heizpulsen. Die Leistungsniveaus der Heizpulse und die dazugehörigen latenten Wärmen (bunt) wie auch die mechanische Belastung (schwarz) sind in Abbildung 5.14a dargestellt. Hierbei ist erneut zu erwähnen, dass die dargestellten Heizpulse, anders als beim Belastungsprozess, bei jedem Versuch mit der elastokalorischen Entlastung kombiniert werden, also zeitgleich ablaufen. Dadurch muss die Dehnungsenergie

bei der Bestimmung der latenten Wärme nicht berücksichtigt werden. Die resultierenden ΔT -Werte sind in Abbildung 5.14b dargestellt. Es zeigt sich, dass die Heizpulse das elastokalorische ΔT wie erwartet kompensieren bzw. bei einem zu hohen Leistungsniveau zu einer leichten Erwärmung des Drahtes führen (Abbildung 5.14b). Die Auswertung des Versuchs zeigt, dass die Joulesche Erwärmung, die einer latenten Wärme von $15,0 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ entspricht, das ΔT des elastokalorischen Versuchs nahezu komplett kompensiert, sodass nach der Entlastung nur ein sehr geringes ΔT von $0,05 \text{ K}$ verbleibt (Abbildung 5.14b, blauer Graph).

Mit $15,4 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ für die A \rightarrow M Transformation und $15,0 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ für die M \rightarrow A Transformation während der Be- bzw. Entlastung entsprechen die experimentell ermittelten Messwerte für die latente Wärme ungefähr dem fünffachen der aus der DSC-Messung ermittelten Werte (Abbildung 5.7). Dies entspricht einem idealen ΔT von $33,3 \text{ K}$ beim Belasten und $32,4 \text{ K}$ beim Entlasten (Glg. 27). Im Vergleich mit den realen ΔT -Werten ist folglich davon auszugehen, dass ca. 50% der latenten Wärme an die Umgebung und die Klemmung des Drahtes abgegeben werden. Die Unsicherheit des hier präsentierten Ansatzes lässt sich durch die Messunsicherheit der Infrarotkamera und die der Messung der elektrischen Leistung zu $\pm 0,1 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ abschätzen.

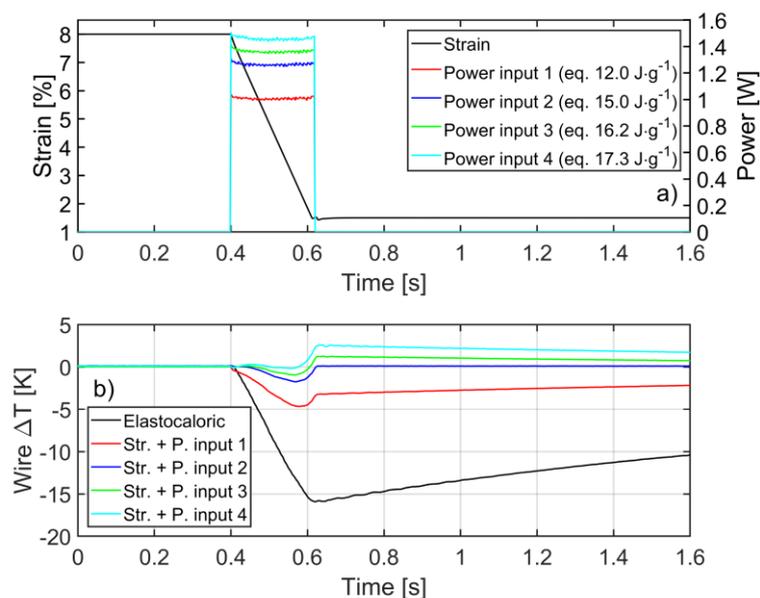


Abbildung 5.14: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme beim Entlastungsprozess mit einer kompletten M \rightarrow A Phasentransformation ($\Delta\varepsilon = 6,5\%$): a) mechanische Entlastung (schwarz) und Heizpulse (bunt) und b) resultierende Draht ΔT für die mechanische Entlastung und die Heizpulse (farblich analog zu a) [153].

5.3.3 Validierung über die Variation der mechanischen Versuchsparameter

Nachfolgend wird die experimentelle Methode zur Bestimmung der latenten Wärme mittels zusätzlicher Messungen validiert. Durch Variation der mechanischen Prozessparameter wie Dehnrates oder effektiver Dehnung, lässt sich die Zuverlässigkeit und Wiederholbarkeit des vorgestellten Messverfahrens evaluieren.

Im ersten Schritt zur Validierung des experimentellen Messverfahrens zur Bestimmung der latenten Wärme wird die effektive Dehnung $\Delta\varepsilon$ reduziert, um statt einer kompletten Phasentransformation lediglich eine partielle zu betrachten. Während der Materialcharakterisierung zeigt sich, dass 0,2 mm NiTiCo-Draht zwischen 6 und 6,5% an effektiver Dehnung $\Delta\varepsilon$ benötigt, damit das Material eine komplette Phasentransformation durchläuft (vgl. Abbildung 5.1b).

Um die latente Wärme der kompletten Phasentransformation mit der einer partiellen Phasentransformation (hier: 50%) zu vergleichen, wird diese für effektive Dehnungen $\Delta\varepsilon$ von 6% und 3% bestimmt. In vielen elastokalorischen Anwendungen reduziert man $\Delta\varepsilon$, um eine höhere Lebensdauer des Materials zu erreichen. Da hierbei die latente Wärme der partiellen Phasentransformation nicht bekannt ist, fungieren die präsentierten Ergebnisse nicht nur als Validierung des Messverfahrens, sondern auch als parametrische Untermauerung von Anwendungsprozessen mit reduziertem $\Delta\varepsilon$. Es ist anzumerken, dass mithilfe einer DSC-Messung keine partielle Phasentransformation untersucht werden kann, wodurch das hier vorgestellte Prinzip einen weiteren Vorteil gegenüber dem konventionellen Verfahren bietet.

Abbildung 5.15 zeigt die experimentelle Bestimmung der latenten Wärme für den Belastungsvorgang bei a) $\Delta\varepsilon = 6\%$ und b) $\Delta\varepsilon = 3\%$ (ausgehend von einer remanenten Dehnung von 1,5%) bei einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ durch den Vergleich von Joulescher Erwärmung (rot) mit dem elastokalorischen Versuch (schwarz). Der Entlastungsvorgang auf Basis der Kombination der Jouleschen Erwärmung mit dem elastokalorischen Versuch ist in Abbildung 5.16 dargestellt. Analog zu den vorherigen Darstellungen werden die mechanischen und elektrischen Kenngrößen im oberen Diagramm gezeigt, während die resultierenden Temperaturwerte im unteren präsentiert sind. Die Drahtprobe sowie die experimentelle Durchführung und Auswertung ist hierbei identisch zu dem in 5.3.2 beschriebenen Vorgehen. Wie den Darstellungen zu entnehmen ist, bleibt das Level des Leistungspulses mit 1,478 W für $\Delta\varepsilon = 6\%$ und 1,424 W für $\Delta\varepsilon = 3\%$ nahezu identisch. Jedoch führt die reduzierte Dauer des Heizpulses nach Glg. 29 dazu, dass sich die berechnete latente Wärme ungefähr halbiert. Im Falle von $\Delta\varepsilon = 3\%$ hat dies eine latente Wärme von

$7,3 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ beim Belasten und $6,8 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ beim Entlasten zur Folge, während sich für $\Delta\varepsilon = 6\%$ latente Wärmen von $14,9 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ (Belasten) und $14,5 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ (Entlasten) bestimmen lassen. Die bei der Belastung berücksichtigte Dehnungsenergie, die aus der Spannungs-Dehnungs-Hysterese berechnet wird, beträgt $4,9 \text{ mJ}$ für $\Delta\varepsilon = 3\%$ und $15,8 \text{ mJ}$ für $\Delta\varepsilon = 6\%$.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die latente Wärme für den Belastungs- und Entlastungsvorgang proportional zu der effektiven Dehnung $\Delta\varepsilon$ skaliert, wobei leichte Abweichungen von 2,1% und 6,5% auftreten.

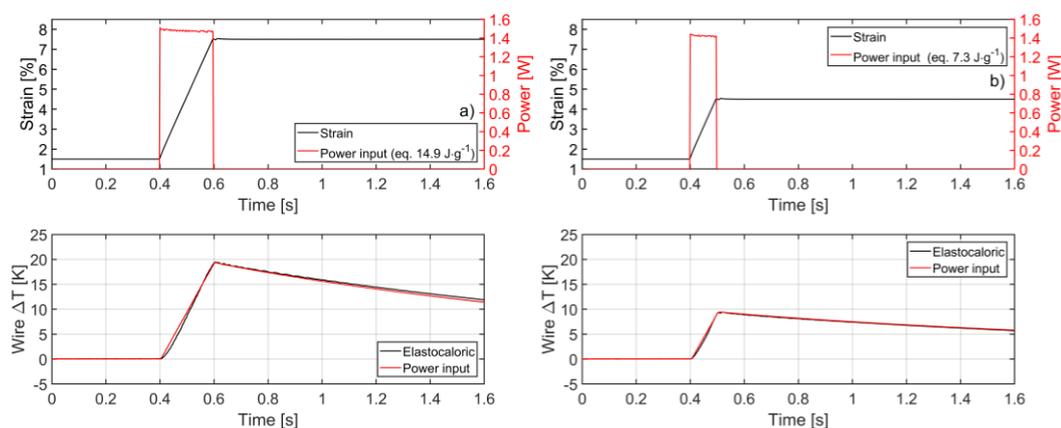


Abbildung 5.15: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme während der Belastung des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes bei einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ für a) $\Delta\varepsilon = 6\%$ und b) $\Delta\varepsilon = 3\%$ durch Vergleich von Joulescher Erwärmung mit dem elastokalorischen Versuch bei Darstellung der mechanischen und elektrischen Charakteristik oben und der resultierenden Temperaturwerte unten [153].

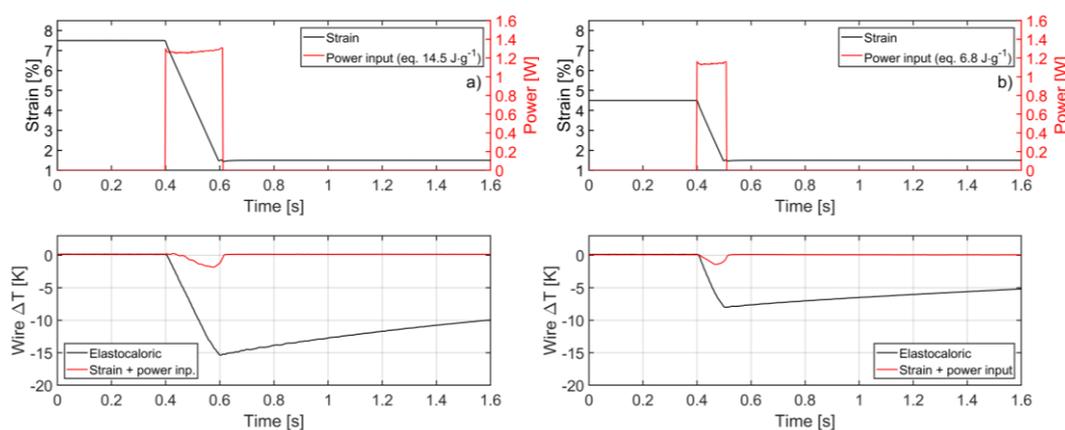


Abbildung 5.16: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme während der Entlastung des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes bei einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ für a) $\Delta\varepsilon = 6\%$ und b) $\Delta\varepsilon = 3\%$ durch Kombination von Joulescher Erwärmung mit dem elastokalorischen Versuch bei Darstellung der mechanischen und elektrischen Charakteristik oben und der resultierenden Temperaturwerte unten [153].

Als weitere Parametervariation bietet sich die Reduktion der Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ auf $0,15 \text{ s}^{-1}$ bei einer effektiven Dehnung von 6% an. Dadurch verdoppelt sich die

Dauer der mechanischen Be- und Entlastung und damit auch die Dauer des Heizpulses. Es ist folglich zu erwarten, dass man die Leistung des Heizpulses halbieren muss, um das gleiche Energieniveau wie beim $0,3 \text{ s}^{-1}$ Versuch mit reduziertem t_{pulse} zu erreichen.

Abbildung 5.17 zeigt die Messung der latenten Wärme bei einer Dehnrates von $0,15 \text{ s}^{-1}$ und einer effektiven Dehnung von 6% für den Belastungsprozess (a) und den Entlastungsprozess (b). Die mechanischen und elektrischen Charakteristiken sind hier erneut oben dargestellt und die resultierenden Temperaturen unten. Dabei sind die aus der Jouleschen Erwärmung resultierenden Daten wie zuvor rot und die elastokalorischen Daten schwarz abgebildet. Es zeigt sich, dass die zuvor getroffene Annahme hinsichtlich der Leistung des Heizpulses zutrifft und diese sich auf 50% des bisher für $0,3 \text{ s}^{-1}$ gezeigten Niveaus verringert. Dies ist durch die Verdopplung der Pulsdauer t_{pulse} von $\approx 0,2 \text{ s}$ auf $\approx 0,4 \text{ s}$ zu begründen. Für die ermittelte latente Wärme bedeutet das, dass diese sich mit $15,0 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ beim Belastungsprozess und $14,7 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ beim Entlastungsprozess nur geringfügig ändert. Vergleicht man die ermittelten Werte mit denen des $0,3 \text{ s}^{-1}$ Versuchs (Abbildung 5.15a und Abbildung 5.16a), so zeigt sich lediglich eine Abweichung von $\approx 0,5\%$ für den Belastungsprozess und $\approx 1\%$ für den Entlastungsprozess.

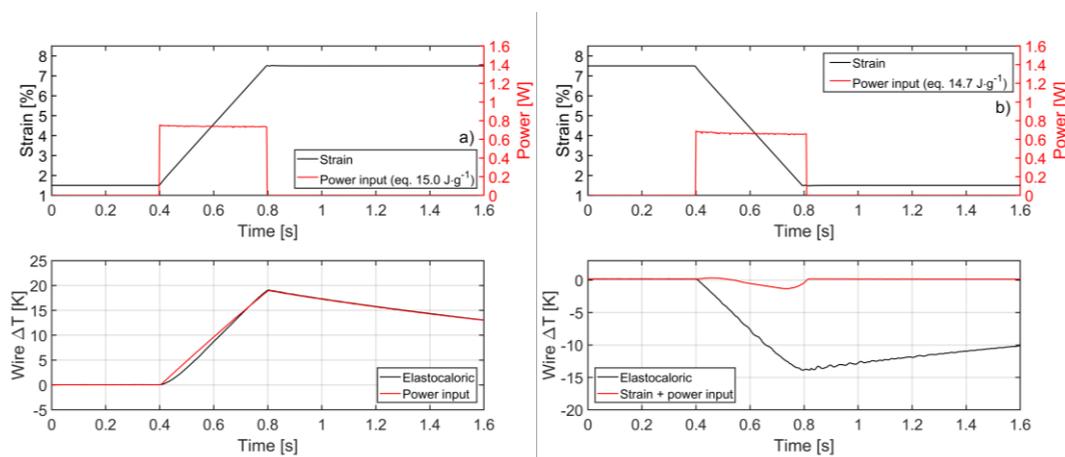


Abbildung 5.17: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme während der Belastung des $0,2 \text{ mm}$ NiTiCo-Drahtes bei einer Dehnrates von $0,15 \text{ s}^{-1}$ und $\Delta\varepsilon = 6\%$ für a) den Belastungsprozess b) den Entlastungsprozess durch Vergleich bzw. die Kombination von Joulescher Erwärmung mit dem elastokalorischen Versuch [153].

Durch die beiden Validierungsmethoden ist folglich davon auszugehen, dass die präsentierte experimentelle Methode zur Messung der latenten Wärme korrekte Werte liefert. Zusätzlich bietet sie den Vorteil der Betrachtung einer partiellen Phasentransformation, die durch die DSC-Messung nicht analysiert werden kann. Dies unterstützt elastokalorische Anwendungen, bei denen eine partielle Phasentransformation zum Einsatz kommt, durch zusätzliche Parameterbestimmung und Input für Systemsimulationen. Des Weiteren fungiert

die gezeigte Methode als Alternative zur DSC-Messung, falls durch die zu Grunde liegenden variierenden Phasenumwandlungsprozesse (thermisch vs. spannungsinduziert), wie hier gezeigt, zu große Diskrepanzen hinsichtlich der latenten Wärme entstehen.

5.4 Luftstrommessungen

Zur Verwendung von FGL-Drähten in Anwendungen zur direkten Luftstromklimatisierung basierend auf Konvektion ist es notwendig, diverse prozessbeschreibende bzw. -beeinflussende Parameter experimentell zu bestimmen, auch da entsprechende Simulationen oder theoretische Berechnungen validiert werden müssen. Zu diesen Parametern gehören der Wärmeübergangskoeffizient zwischen FGL-Draht und Luft sowie die zu erwartenden Lufttemperaturänderungen ΔT_{air} , welche im Rahmen dieser Arbeit im Folgenden charakterisiert werden. Zusätzlich wird untersucht, inwiefern die Bündelung von mehreren Drähten eine Maßnahme zur Steigerung von ΔT_{air} und damit auch der erzeugbaren thermischen Leistung (nach Glg. 7 und Glg. 8) darstellen kann.

Zur experimentellen Bestimmung der genannten Parameter wird der in 4.2 beschriebene Prüfaufbau mit kalibrierter Sensorik nach 4.2.3 verwendet.

5.4.1 Wärmeübergangskoeffizient

Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten untersucht man das Abkühlverhalten der NiTiCo-Drähte (jeweils 0,2 mm und 0,5 mm Durchmesser) unter Luftströmung bei verschiedenen Strömungsgeschwindigkeiten. Zum Aufheizen des Drahtes eignet sich entweder direktes elektrisches Heizen oder eine mechanische Belastung mit hoher Dehnrate (typischerweise $> 0,1 \text{ s}^{-1}$), um bei Applikation einer Dehnungsänderung $\Delta \varepsilon > 5\%$ eine adiabatische Temperaturerhöhung von $\approx 20 \text{ K}$ auszulösen [52]. Aufgrund der Ähnlichkeit zur elastokalorischen Anwendung wird die Aufheizung mittels der mechanischen Belastung gewählt. Vor der adiabatischen Belastung werden die Drahtproben nach dem in 5.1 beschriebenen Stabilisierungsprozess trainiert. Daraus resultiert der zur vollständigen Transformation benötigte Dehnungsbereich, der sich von 1,5% bis 8% im Falle des 0,2 mm Drahtes und von 2,7% bis 8,5% im Falle des 0,5 mm Drahtes erstreckt. Zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten werden die Drahtproben mit einer Dehnrate von $0,1 \text{ s}^{-1}$ im geschilderten Dehnungsbereich belastet und nachfolgend mit einem flachen Luftstrom für 15 s (0,2 mm) bzw. 60 s (0,5 mm) angeströmt, damit eine Abkühlung auf Umgebungstemperatur erreicht wird [155]. Der Versuch wird mehrere Male wiederholt, um den

anwendungstypischen Strömungsgeschwindigkeitsbereich von 0 bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ in $0,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Schritten abzudecken [130]–[132]. Während der Versuche wird die Temperatur des Drahtes mithilfe der Thermokamera durch das CaF_2 Fensters erfasst, woraus sich das Abkühlverhalten analysieren und so der Wärmeübergangskoeffizient bestimmen lässt. Als Drahtmaterial werden wie schon zuvor erläutert Drähte von Fort Wayne Metals mit mechanisch polierter Oberfläche verwendet (vgl. 3.1.4). Zusätzliche Material- und Probenparameter sind Tabelle 5.1 zu entnehmen.

Parameter	Wert	Einheit	Beschreibung
L	90	mm	Länge der Drahtprobe
d	0,2 / 0,5	mm	Durchmesser der Drahtprobe
A	0,0314 / 0,1931	mm^2	Querschnittsfläche der Drahtprobe
m	0,018	g	Masse der Drahtprobe
ρ_{NiTiCo}	6290	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte von NiTiCo [54]
c_{NiTiCo}	463	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität von NiTiCo [54]
T_0	≈ 295	K	Umgebungstemperatur
v	0-5	$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	Lufstromgeschwindigkeit

Tabelle 5.1: Experimentelle Parameter und allgemeine Materialeigenschaften des verwendeten Materials

Abbildung 5.18 zeigt das Abkühlverhalten für 0,2 mm und 0,5 mm NiTiCo-Draht über die Darstellung des Abklingverhaltens der Drahttemperatur bei Applikation eines Luftstroms mit einer Strömungsgeschwindigkeit im Bereich 0 bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Um eine Verfälschung des Wärmeübergangs zu vermeiden, wurden die Drähte nicht lackiert, sodass der Emissionskoeffizient unbekannt ist und sich die normierte Darstellung der Drahttemperatur anbietet. Dabei entspricht 0 der Minimaltemperatur (hier: Umgebungstemperatur T_0) und 1 der Maximaltemperatur (hier: Drahttemperatur nach der elastokalorischen Belastung, $\approx 20 \text{ K}$ über T_0) des jeweiligen Versuches. Im Falle beider Drahtdurchmesser reduziert sich die thermische Zeitkonstante in Abhängigkeit von v im Bereich von 0 bis $1,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ erheblich, wodurch sich der Wärmeübergang stark verbessert. Für noch größere Luftströmungen ergibt sich bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ nur wenig Verbesserung der thermischen Zeitkonstante, sodass sich der Wärmeübergang in diesem Bereich einem Grenzwert nähert (Abbildung 5.18).

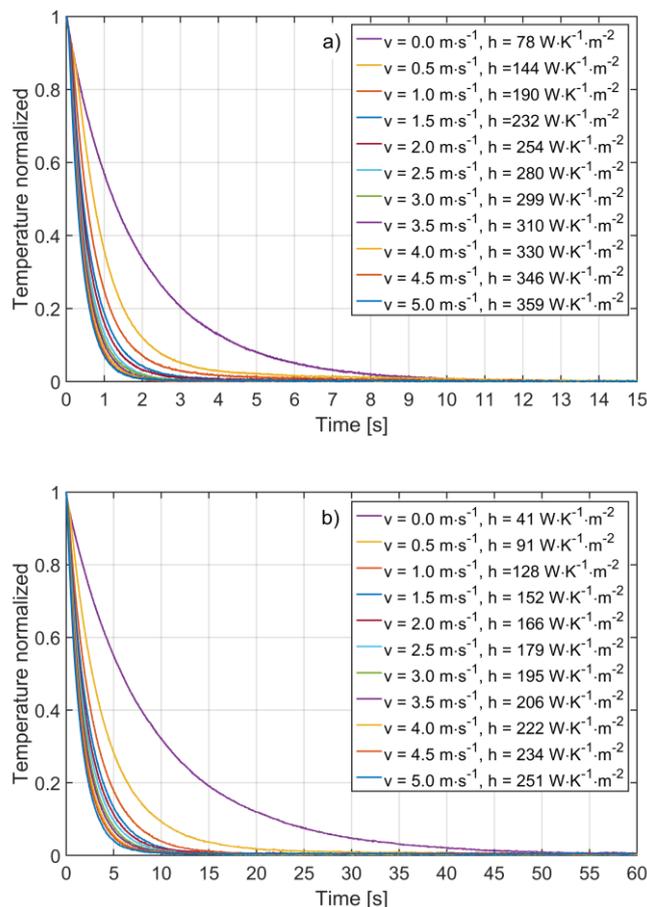


Abbildung 5.18: Abkühlverhalten der Temperatur T_{norm} des NiTiCo-Drahtes bei Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich 0 bis $5\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ für a) Drahtdurchmesser 0,2 mm und b) Drahtdurchmesser 0,5 mm (normierte Darstellung) [67].

Zur Bestimmung der Wärmeübergangskoeffizienten wird die Abkühlcharakteristik jedes Versuches über eine einfache Exponentialfunktion gefittet (Glg. 30). Geht man von einer homogenen Temperaturverteilung über die Drahtlänge und vernachlässigbarem Einfluss der Klemmung aus, lässt sich das Verhalten der Drahttemperatur über eine exponentielle Abklingcharakteristik annähern, die vom Wärmeübergangskoeffizienten h und weiteren mechanischen Parametern abhängt [156].

$$T_{norm} \approx \exp\left(-\frac{h \cdot A}{\rho_{NiTiCo} \cdot c_{NiTiCo} \cdot V} \cdot t\right) \quad \text{Glg. 30}$$

Unter Verwendung der aus früheren Experimenten [54] resultierenden Werte für Dichte ρ_{NiTiCo} und Wärmekapazität c_{NiTiCo} von NiTiCo (Tabelle 5.1) lässt sich das Abkühlverhalten mithilfe von Glg. 30 mit einem mittleren Fehler $< 1\%$ fiten und der Wärmeübergangskoeffizient h wie in Abbildung 5.18 dargestellt berechnen.

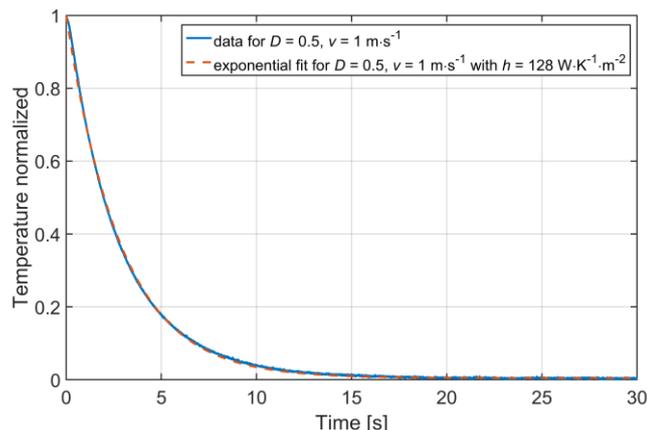


Abbildung 5.19: Exemplarischer Vergleich eines exponentiellen Fits basierend auf Glg. 30 mit der experimentell bestimmten Abklingcharakteristik für einen Drahtdurchmesser von 0,5 mm bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und dem resultierenden Wärmeübergangskoeffizient von $h = 128 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$.

Zur Verdeutlichung des geringen Fehlers des exponentiellen Fits ist ein exemplarischer Vergleich von diesem mit der experimentell ermittelten Abklingcharakteristik für einen Drahtdurchmesser von 0,5 mm bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und dem resultierenden Wärmeübergangskoeffizient $h = 128 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ in Abbildung 5.19 dargestellt.

Im Vergleich beider Drahtdurchmesser zeigt sich, dass die Wärmeübergangskoeffizienten des 0,2 mm Drahtes der Erwartung entsprechend wesentlich höher als die des 0,5 mm Drahtes sind (nahezu Faktor 2 für kleine Strömungsgeschwindigkeiten), was sich durch das unterschiedliche Oberflächen-Volumenverhältnis erklären lässt.

Die zweite Möglichkeit zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten basiert auf der Churchill-Bernstein-Gleichung (vgl. 3.2.3, Glg. 11), die für zylinderförmige Objekte in einer Querströmung gilt [91]. Mittels der Nusselt-Zahl $Nu(x)$ und den in Tabelle 5.2 dargestellten Parametern für Luft als umströmendes Fluid lässt sich der Wärmeübergangskoeffizient h nach Glg. 12 berechnen.

Parameter	Wert	Einheit	Beschreibung
x	$d / d \cdot \pi \cdot 0,5$	mm	Charakteristische Länge
ρ_{air}	1,204	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte Luft
c_{air}	1005	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität von Luft
k_{air}	0.0261	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit von Luft
μ_{air}	$18,24 \cdot 10^{-6}$	Pa·s	Dynamische Viskosität von Luft

Tabelle 5.2: Allgemeine Kennwerte für Luft als umströmendes Fluid

Abbildung 5.20 zeigt die Resultate der Churchill-Bernstein-Gleichung (rot und gelb dargestellt) im Vergleich zu den experimentellen Daten (blau dargestellt) für beide

Drahtdurchmesser. Unter Verwendung von d als charakteristische Länge x zeigt sich ein erheblicher Unterschied zwischen den experimentellen Daten und den mithilfe der Churchill-Bernstein-Gleichung berechneten. Es ist hierbei anzumerken, dass die Gleichung für eine Vielzahl verschiedener Reynolds und Prandtl Zahlen gilt, sodass sie viele verschiedene Strömungsfälle abdeckt, was zu einer niedrigeren allgemeinen Genauigkeit führt. Des Weiteren werden die Turbulenzen innerhalb des Luftkanals durch die Strömungselemente minimiert, woraus ein, verglichen mit offener turbulenter Strömung, niedrigerer Übergangskoeffizient folgt. Weitere Ansätze zur theoretischen Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten, wie beispielsweise der Ansatz von N. Seiichi and O. Takuro [157], gelten nicht für den hier vorhandenen Strömungsfall und zeigen außerdem noch geringere Korrelation zu den experimentellen Messreihen als der Ansatz von Churchill und Bernstein [91]. Es ist eine Steigerung der Korrelation der Churchill-Bernstein-Gleichung zu erreichen, wenn man als charakteristische Länge x statt des Durchmessers die frontal angeströmte Länge $x = \pi \cdot d/2$ verwendet (Abbildung 5.20, gelb dargestellt). Beim Vergleich der beiden Drahtdurchmesser fällt auf, dass der Wärmeübergang durch die Durchmesserreduktion von 0,5 mm auf 0,2 mm um ca. 40 bis 50% steigt, sodass dieser Durchmesser für Anwendungen basierend auf Luft als Fluid geeigneter ist, da eine höhere Kühlleistung zu erwarten ist (Abbildung 5.20).

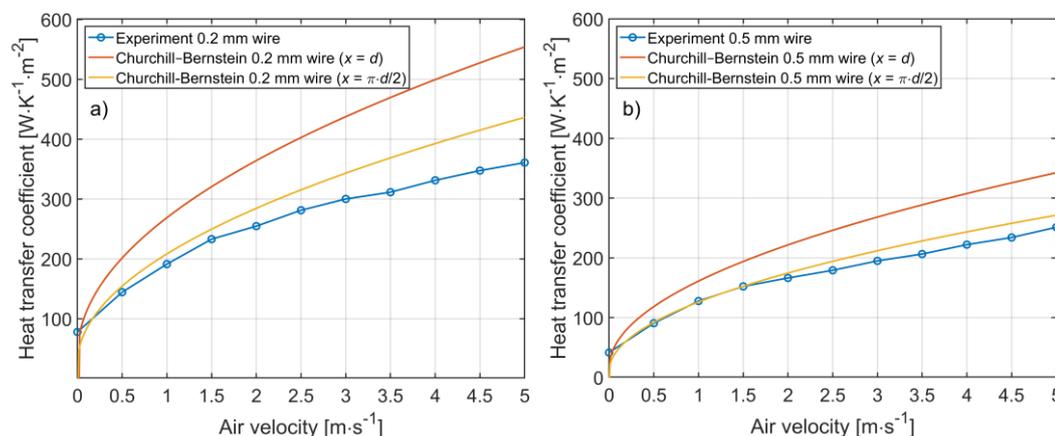


Abbildung 5.20: Wärmeübergangskoeffizient resultierend aus der Churchill-Bernstein-Gleichung für zwei verschiedene charakteristische Längen $x = d$ (rot) und $x = \pi \cdot d/2$ (gelb) im Vergleich mit den experimentellen Daten (blau) abgeleitet aus der Approximation durch die Exponentialfunktion (Glg. 30) [67].

5.4.2 Lufttemperatureinfluss Einzeldraht

Nach Analyse der Wärmeübergangskoeffizienten bei verschiedenen Drahtdurchmessern wird im Folgenden das elastokalorische Kühlpotenzial während adiabatischer Belastung durch die Messung der zu erwartenden

Lufttemperaturänderungen untersucht. Zu diesem Zweck werden die NiTiCo-Drähte (0,2 mm und 0,5 mm Durchmesser) unter Luftströmung in einem adiabatischen Kreislauf belastet. Der Kreislauf besteht aus adiabatischer Belastung zwischen minimaler und maximaler Dehnung (analog zu 5.4.1) mit einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$, einer Haltezeit von 783 ms bei maximaler Dehnung und einer daran anschließenden Entlastung mit gleicher Dehnrates und Haltezeit bei minimaler Dehnung. Dies führt zu einer Zykluszeit von $\approx 2 \text{ s}$, was einer Rotationsfrequenz von 0,5 Hz in Bezug auf den in [146] vorgestellten Kühldemonstrator entspricht. Die Dehnung erstreckt sich von 1,5% bis 8% für einen Drahtdurchmesser von 0,2 mm und 2,7% bis 8,5% für einen Durchmesser von 0,5 mm, was zum einen ausreicht, um die remanente Dehnung nach dem Training auszugleichen (vgl. 5.1.1) und zum anderen eine nahezu komplette Phasentransformation während des Be- und Entlastens nach sich zieht. Um das Einschwingverhalten zu berücksichtigen, wird der geschilderte Kreislauf in jedem Versuch fünfmal hintereinander wiederholt. Bei der Auswertung der Drahttemperatur werden die in 4.2.3 ermittelten Korrekturfaktoren für den TGS 8100 angewandt (Abbildung 4.13).

Abbildung 5.21 zeigt die über die drei TGS 8100 gemittelte Lufttemperaturänderung während des elastokalorischen Kreislaufs für je drei verschiedene Strömungsgeschwindigkeiten sowie die mechanischen Kennwerte wie Dehnung und Spannung für den 0,2 mm Draht (a und b) und den 0,5 mm Draht (c und d). Hierbei wurde die Umgebungstemperatur T_0 von der Lufttemperatur subtrahiert, sodass diese um 0 K oszilliert. Im Falle des 0,2 mm Drahtes sind durch das Signal-Rausch-Verhältnis der Lufttemperaturmessung lediglich bis $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ sinnvolle Messungen möglich, wohingegen der 0,5 mm Draht bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ messbare Lufttemperaturänderungen erzeugt. Folglich beinhaltet Abbildung 5.21b (0,2 mm Draht) die Messungen für $v = 1, 2$ und $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und Abbildung 5.21d (0,5 mm Draht) die Messungen für $v = 1, 3, 5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Es zeigt sich, dass das Einschwingverhalten der Lufttemperaturänderung nach zwei Zyklen abgeschlossen ist und sich ein wiederholbares Verhalten einstellt. Zusätzlich sinkt die erreichbare Temperaturspanne mit steigender Strömungsgeschwindigkeit, da die Luftmasse, die aufgeheizt bzw. abgekühlt wird, zunimmt. Da auch der Wärmeübergangskoeffizient mit der Strömungsgeschwindigkeit ansteigt (vgl. Abbildung 5.20) wird dieser Effekt zum Teil kompensiert, was zu einem nichtlinearen Verhalten im Anstieg der Lufttemperaturspanne führt (Abbildung 5.21b und d).

Im Falle des 0,2 mm Drahtes bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ erreicht man in der Lufttemperatur im eingeschwungenen Zustand eine maximale Temperaturerhöhung um $\approx 1,1 \text{ K}$ und maximale Temperatursenkung um $\approx 0,5 \text{ K}$.

Bei Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit auf $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ fallen diese Werte auf $\approx 0,3 \text{ K}$ bzw. $\approx 0,1 \text{ K}$ (Abbildung 5.21b).

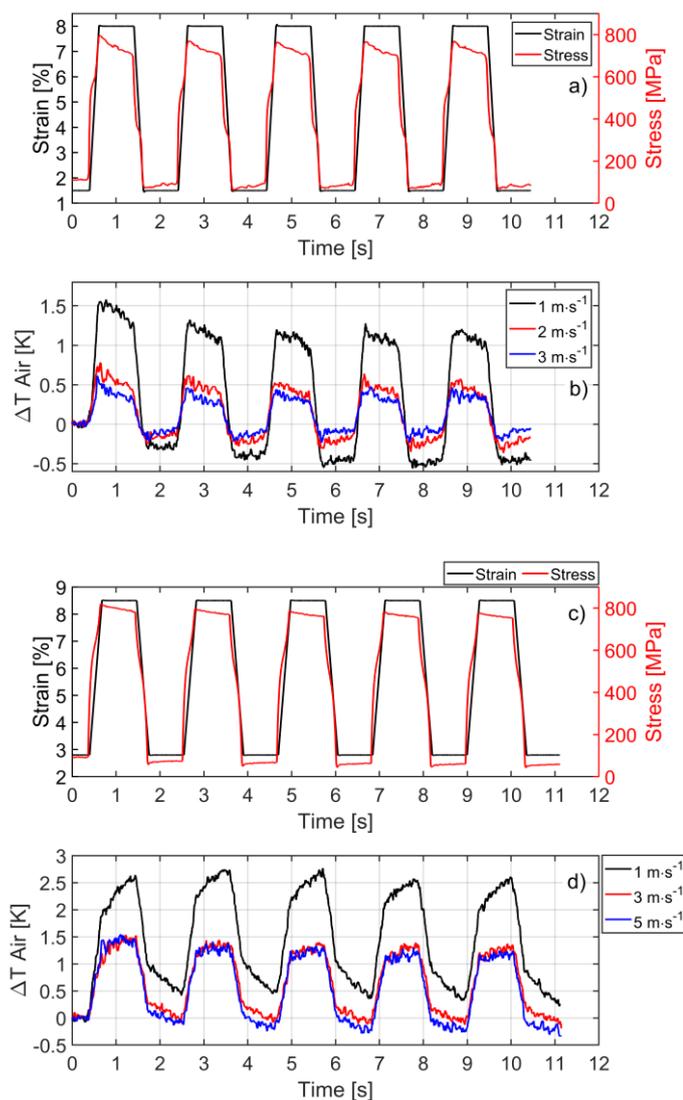


Abbildung 5.21: Elastokalorischer Kreislauf mit fünf adiabatischen Zyklen bei einer Zykluszeit von $\approx 2 \text{ s}$ und einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ mit mechanischer Charakteristik (exemplarisch) und Lufttemperaturänderung für $0,2 \text{ mm}$ NiTiCo-Draht (a, b) und $0,5 \text{ mm}$ NiTiCo-Draht (c, d) bei drei verschiedenen Strömungsgeschwindigkeiten [67].

Betrachtet man die Lufttemperaturcharakteristik des $0,5 \text{ mm}$ Drahtes bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, lässt sich erkennen, dass sie sich stark von der des $0,2 \text{ mm}$ Drahtes unterscheidet (Abbildung 5.21d). Während der Haltezeit bei konstanter Dehnung nach der mechanischen Belastung steigt die Lufttemperatur weiterhin merklich an. Dies hängt mit dem schlechteren Wärmeübergang des $0,5 \text{ mm}$ Drahtes zusammen (Abbildung 5.18), der bewirkt, dass die latente Wärme des Drahtes während der Belastung nicht komplett in die Luft transportiert werden kann, sodass während der Haltezeit bei maximaler Dehnung weiterhin ein Wärmetransport und damit eine Steigerung der Lufttemperatur stattfinden kann. Nach der Entlastung tritt der Effekt

umgekehrt auf und zeigt sich in einer Verringerung der Lufttemperatur während der Haltezeit bei minimaler Dehnung. Zusätzlich fällt auf, dass sich die Lufttemperaturänderung bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ im Gegensatz zum $0,2 \text{ mm}$ Draht im gesamten elastokalorischen Kreislauf im positiven Bereich befindet, was durch die im Vergleich zur Entlastung um $\approx 25\%$ erhöhte Temperaturänderung während der Belastung (vgl. Abbildung 5.8) hervorgerufen wird. In Kombination mit dem niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ reicht die Haltezeit des Kreislaufs nicht aus, um die Temperaturdifferenz zwischen Be- und Entlastung auszugleichen. Der Wärmeübergang verbessert sich bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten ($>3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$), sodass sich auch das Verhalten der Lufttemperatur ändert und dem des $0,2 \text{ mm}$ Drahtes ähnelt (Abbildung 5.21b und d). Es werden im Falle des $0,5 \text{ mm}$ Drahtes also wesentlich höhere Strömungsgeschwindigkeiten benötigt, um bei dieser Zykluszeit ein für elastokalorische Anwendungen sinnvolles Verhalten, das in einem Oszillieren der Lufttemperatur um die Umgebungstemperatur besteht, zu erreichen.

Die erreichbare Temperaturerhöhung in Bezug zur Umgebungstemperatur erstreckt sich beim $0,5 \text{ mm}$ Draht von $\approx 1 \text{ K}$ bei $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ bis $\approx 2,5 \text{ K}$ bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, wohingegen die Temperaturverringerung bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ aus den genannten Gründen nicht vorhanden ist und bei $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ mit $\approx 0,25 \text{ K}$ relativ gering ausfällt (Abbildung 5.21d).

Da die maximale Temperaturspanne in der Luft beim $0,5 \text{ mm}$ Draht bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ noch nicht erreicht ist, wird nachfolgend ein weiteres Experiment durchgeführt, bei dem eine Haltezeit von 60 s statt $\approx 0,8 \text{ s}$ verwendet wird, um die maximale Temperaturänderung zu ermitteln.

Abbildung 5.22 zeigt den adiabatischen Zyklus des $0,5 \text{ mm}$ Drahtes bei einer Haltezeit von 60 s , was eine Zykluszeit von $\approx 120 \text{ s}$ entspricht. Hierbei zeigt Abbildung 5.22a die mechanischen Kenngrößen Spannung und Dehnung und Abbildung 5.22b die resultierende Temperaturänderung in der Luft für $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Es zeigt sich, dass durch die Erhöhung der Zyklusdauer nur eine geringfügig höhere Temperaturspanne erreicht werden kann und der Anstieg der Lufttemperatur abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit nach 1 bis 3 s (für $v = 5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ bis $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) nach der mechanischen Belastung abgeschlossen ist (Abbildung 5.22, vergrößerte Ansicht). Bei Abschluss des Wärmetransfers von Draht zu Luft wird bei einer Luftströmung von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ein maximales ΔT_{air} von $\approx 2,7 \text{ K}$ erreicht, was einem Anstieg von $\approx 8\%$ im Vergleich zum elastokalorischen Versuch mit 2 s Zykluszeit entspricht. Bei $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Strömungsgeschwindigkeit ist in ΔT_{air} im Vergleich zum vorherigen Versuch nahezu kein Unterschied auszumachen, was mit dem verbesserten Wärmeübergangskoeffizienten zusammenhängt. Während der Haltezeit von 60 s

klings die Lufttemperatur wieder auf Umgebungstemperatur T_0 ab, sodass sich bei der Entlastung eine größere maximale Temperaturänderung ausbilden kann, die sich von $\approx -0,6$ K (für $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) bis ≈ -2 K (für $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) erstreckt.

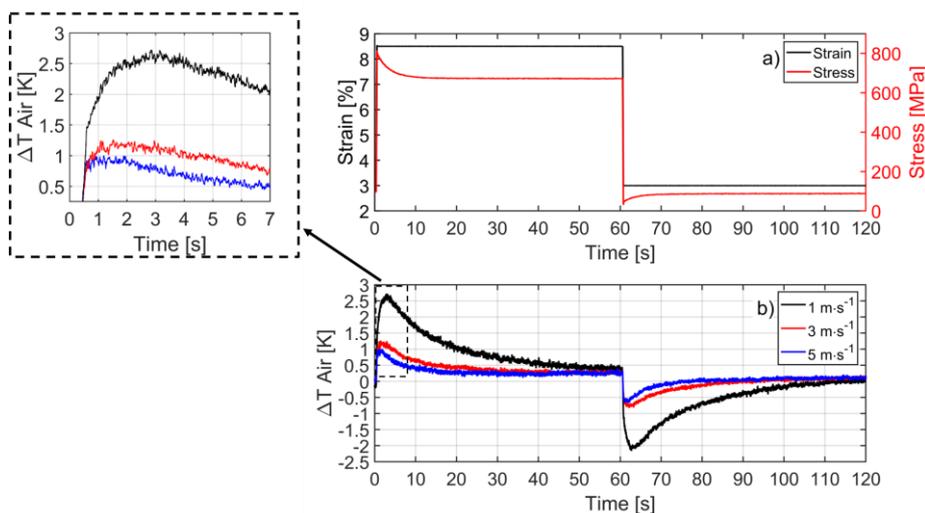


Abbildung 5.22: Adiabatischer elastokalorischer Zyklus mit einer Zykluszeit von ≈ 120 s und einer Dehnrate von $0,3 \text{ s}^{-1}$ an einem $0,5 \text{ mm}$ Draht mit a) mechanischer Charakteristik (exemplarisch) und b) Lufttemperaturänderung mit vergrößerter Ansicht bei drei verschiedenen Strömungsgeschwindigkeiten.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich der $0,2 \text{ mm}$ Draht aufgrund der wesentlich geringeren thermischen Zeitkonstanten und des damit zusammenhängenden verbesserten Wärmeübergangs sinnvoller in elastokalorische Anwendungen, die auf Luft als Kühlmedium basieren, integrieren lässt. Die Verwendung von Drähten mit größerem Durchmesser bietet sich folglich vor allem bei Verwendung von Flüssigkeiten als Medium an, da dort ein wesentlich besserer Wärmeübergang erreicht werden kann.

5.4.3 Messung der latenten Wärme über die Lufttemperatur

Eine weitere Möglichkeit zur Messung der latenten Wärme ergibt sich über die Messung der Lufttemperatur. Hierbei liegt bei der Messung der Lufttemperatur im Vergleich zur Drahttemperatur jedoch ein wesentlich schlechteres Signal-Rausch-Verhältnis vor, sodass lediglich der Belastungsvorgang sinnvoll analysiert werden kann. Das Vorgehen ist im Wesentlichen identisch zur Messung über die Drahttemperatur und umfasst den Vergleich von elastokalorischer Lufttemperaturänderung mit der der Jouleschen Erwärmung. Dadurch dient die Analyse der Lufttemperatur als zusätzliche Validierung der in 5.3.1 vorgestellten Methode. Die Messanordnung wird aus den in 4.2 und 5.3.1 dargestellten Aufbauten kombiniert und vereint die Luftstromapplikation mit der Möglichkeit, den Draht elektrisch zu heizen.

Abbildung 5.23a zeigt die Bestimmung der latenten Wärme über die Lufttemperaturänderung während des Belastungsvorgangs bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, wobei die elastokalorischen Daten schwarz und die Daten, die aus der Jouleschen Erwärmung resultieren rot dargestellt sind. Für die elastokalorische Charakterisierung wird hierzu der schon in Abbildung 5.21a dargestellte Versuch, der fünf elastokalorische Zyklen enthält, herangezogen. Wie schon bei den vorangegangenen Versuchen zur Messung der latenten Wärme ersetzt der Heizpuls in einem zweiten Versuch den Belastungsvorgang, wodurch der Vergleich zwischen dem durch den Belastung hervorgerufenem ΔT_{air} mit dem durch die Erwärmung erzeugten ΔT_{air} vorgenommen werden kann (Abbildung 5.23a, unten). Nach dem Tuning der Heizleistung findet sich der passende Leistungswert, der nach Berücksichtigung der Dehnungsenergie von $18,5 \text{ mJ}$ nach Glg. 29 in $15,7 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ umgerechnet werden kann. Dieser Wert zeigt lediglich eine Abweichung von $\approx 2\%$ zu dem durch die Drahttemperatur ermittelten Wert von $15,4 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ (vgl. Abbildung 5.13), sodass die Lufttemperaturmessung ebenfalls zur Messung der latenten Wärme geeignet ist und zusätzlich eine Validierung des Verfahrens darstellt.

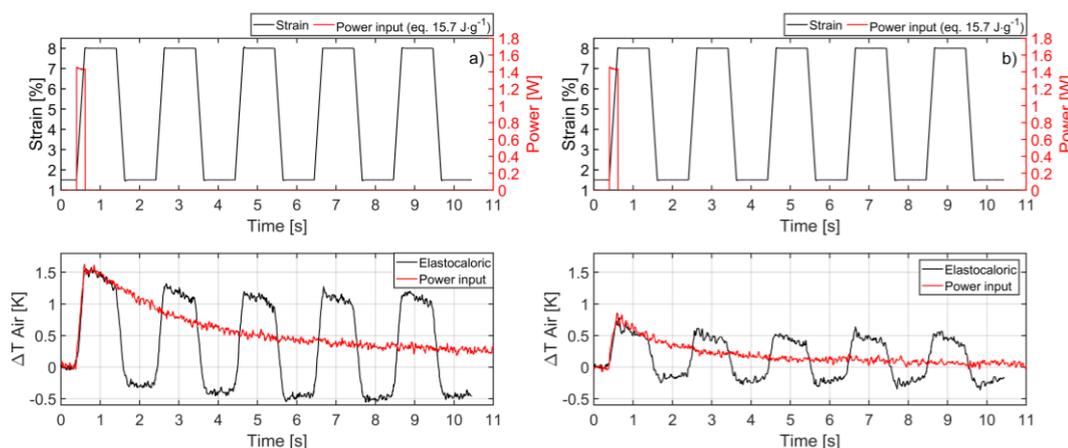


Abbildung 5.23: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme während Belastungsvorgang des $0,2 \text{ mm}$ NiTiCo-Drahtes bei einer Dehnrate von $0,3 \text{ s}^{-1}$ und $\Delta\varepsilon = 6,5\%$ durch den Vergleich der Lufttemperaturänderung des elastokalorischen Versuchs (schwarz) mit der der Jouleschen Erwärmung (rot) bei zwei verschiedenen Strömungsgeschwindigkeiten von a) $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ und b) $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (unten) mit Darstellung der mechanischen und elektrischen Parameter (oben) [67].

Im zweiten Schritt wird der ermittelte Wert für die latente Wärme bei einer höheren Strömungsgeschwindigkeit von $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ auf Reproduzierbarkeit geprüft. Das Ergebnis des Versuches ist in Abbildung 5.23b analog zu dem vorherigen Versuch dargestellt. Es zeigt sich, dass sich bei Verwendung des identischen Leistungswertes bei $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ entsprechend zu dem Versuch mit $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Strömungsgeschwindigkeit ein zum elastokalorischen Versuch identisches ΔT_{air} in der Lufttemperatur einstellt (Abbildung 5.23b, unten). Daraus lässt sich folgern,

dass die im ersten Versuch bestimmte latente Wärme korrekt ermittelt wurde und das Messverfahren auch bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten zuverlässige Daten liefert. Jedoch ist anzumerken, dass das Signal-Rausch-Verhältnis im Signal der Lufttemperatur bei $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ wesentlich schlechter ist als das bei $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, sodass hier Strömungen mit geringerer Geschwindigkeit zu bevorzugen sind.

Zur Untersuchung der Empfindlichkeit des Messverfahrens auf Änderungen der latenten Wärme sind in Abbildung 5.24 zwei zusätzliche Messungen dargestellt, bei denen je ein um $\approx 0,085 \text{ W}$ ($\cong 1 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$) verringerter (a) bzw. erhöhter (b) Heizpuls verwendet wurde. Mit dem Versuch soll ermittelt werden, inwiefern kleine Änderungen ($\pm 6,4\%$) der zum Heizen verwendeten Leistung (und damit der latenten Wärme) durch das ΔT_{air} vom elastokalorischen Versuch differenzierbar sind. Wie den Darstellungen zu entnehmen ist, lassen sich beide Heizpulse schon durch den einfachen optischen Vergleich der ΔT_{air} Kurven unterscheiden, sodass die Unsicherheit der Bestimmung der latenten Wärme auf Basis der Lufttemperatur maximal im Bereich $\pm 6,4\%$ liegt. Nutzt man statt des optischen Vergleichs die Differenz bzw. das Residuum der ΔT_{air} Signale des elastokalorischen Versuchs und der Jouleschen Erwärmung, lässt sich über die Haltezeit nach der Belastung eine mittlere Abweichung bzw. ein mittleres Residuum in Abhängigkeit von der verwendeten Heizleistung bilden. Abbildung 5.25 zeigt das Residuum für fünf verschiedene Heizleistungen (rot markiert). Zusätzlich wurden die Datenpunkte mithilfe einer Geraden gefittet (rot gestrichelt dargestellt), aus deren Verlauf sich entnehmen lässt, dass sich das Residuum des ΔT Signals wie erwartet mit einer geringen Abweichung von $0,3\%$ linear zur verwendeten Heizleistung verhält. Da das mittlere Residuum über ≈ 390 Datenpunkte innerhalb der Haltezeit berechnet wird, lässt sich mit $\pm 0,1 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ eine wesentlich höhere Genauigkeit abschätzen, als es das Signal-Rausch-Verhältnis der Temperaturmessung vermuten lässt.

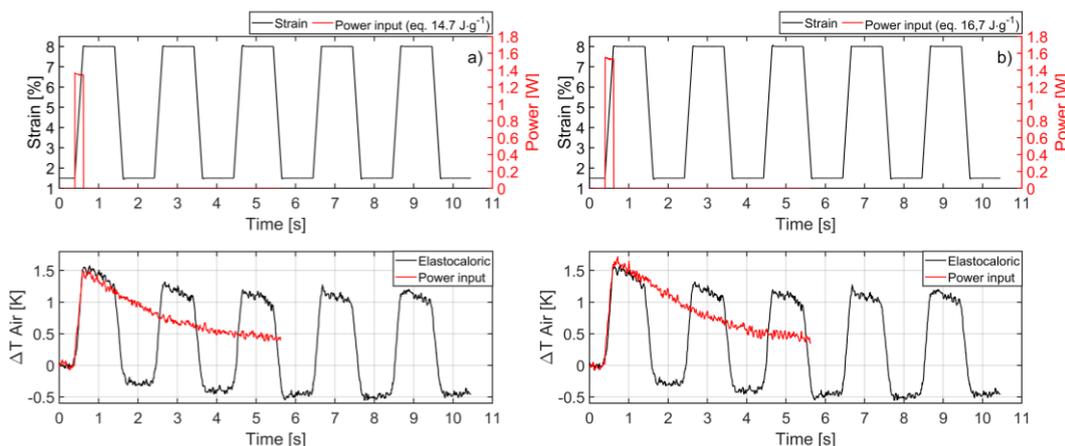


Abbildung 5.24: Experimentelle Bestimmung der latenten Wärme während des Belastungsvorgangs des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes bei einer Dehnrates von $0,3 \text{ s}^{-1}$ und $\Delta\epsilon = 6,5\%$ beim Vergleich der Lufttemperaturänderung des elastokalorischen Versuchs (schwarz) mit dem elektrischen Heizvorgang (rot) zur Erprobung der Empfindlichkeit des Messverfahrens bei Applikation von zwei zusätzlichen Heizpulsen die a) $14,7 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ ($-6,4\%$) und b) $16,7 \text{ J}\cdot\text{g}^{-1}$ ($+6,4\%$) entsprechen [67].

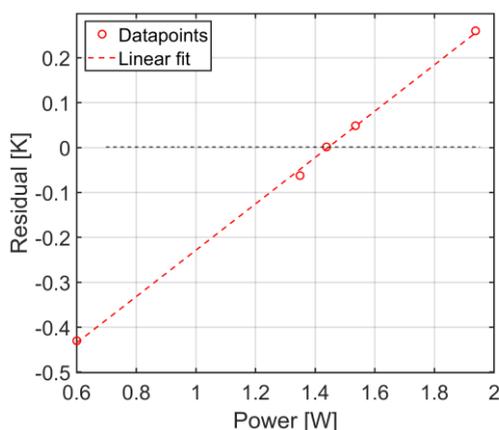


Abbildung 5.25: Differenz/Residuum von ΔT_{air} zwischen den Daten der Jouleschen Erwärmung und den elastokalorischen Daten, gemittelt über die erste Haltephase [67].

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass sich die latente Wärme des Materials neben der Drahttemperatur auch über die Lufttemperatur mittels Joulescher Erwärmung bestimmen lässt. Während die Drahttemperatur durch das bessere Signal-Rausch-Verhältnis beide Phasenumwandlungen abdeckt, lässt sich im Falle der Lufttemperatur nur die $A \rightarrow M$ Umwandlung sinnvoll betrachten. Zusätzlich bietet die Auswertung mithilfe der Drahttemperatur eine wesentlich bessere Auflösung, sodass genauere Werte für die latente Wärme resultieren. Die Auswertung der Lufttemperatur hat jedoch den Vorteil, dass man das Grundprinzip auch in elastokalorischen Anwendungen relativ einfach nutzen kann, was bei der Betrachtung mittels der Infrarotkamera nur in Ausnahmefällen der Fall ist. Hierbei ist das grundlegende elastokalorische Kühlprinzip (beispielsweise Luft-,

Wasser- oder Festkörper-basierte Klimasysteme) nicht relevant, da man statt der Lufttemperatur eine andere Systemgröße mit identischer Aussagekraft zum Vergleich heranziehen könnte (beispielsweise Wasser- oder Festkörpertemperatur). Zusätzlich ist dann ein besseres Signal-Rausch-Verhältnis zu erwarten, sodass sich auch der Entlastungsvorgang betrachten lässt. In jedem Fall ist es wichtig den entsprechenden elektrischen Energieinput, der zum Vergleich genutzt werden soll, hinlänglich genau zu bestimmen, um eine möglichst exakte Aussage über die latente Wärme des Materials zu erreichen.

5.4.4 Lufttemperatureinfluss Drahtbündel

Um mit 0,2 mm Drähten eine relevante Kühlleistung bzw. ein relevantes ΔT_{air} ohne Verschlechterung des Wärmeübergangs zu erzeugen, bietet sich eine Anordnung mehrerer 0,2 mm Drähte als Drahtbündel an. Dadurch lässt sich die Materialmasse und damit auch die freiwerdende thermische Energie bei weitestgehend gleichbleibendem Wärmeübergang erhöhen. Dieser Ansatz und die Auswirkung auf die Lufttemperatur werden in diesem Abschnitt untersucht.

Zur Bündelung der 0,2 mm Drähte wurde von Kirsch et al. eine Klemmvorrichtung entwickelt, die einen Draht in Form bis zu 15 Windungen und damit 30 Drahtabschnitten klemmen und zeitgleich belasten kann [158]. Der Draht wird hierzu über die Gänge einer Gewindestange positioniert und über einen Schraubmechanismus fixiert, sodass zwei Reihen mit je 15 Drahtabschnitten hintereinander entstehen (Abbildung 5.26). Hierbei wird der Draht mithilfe einer Wickelmaschine unter minimaler Vorspannung montiert, um ein Durchhängen am Nullpunkt der Dehnung zu vermeiden. Da die Klemmen lediglich eine Höhe von 6 mm aufweisen, können diese analog zum Einzeldraht im Luftkanal platziert und betrieben werden. Dies erfolgt unter Adaption der Klemmung zur Aufnahme der Bündelklemmen ebenso mit dem in 4.2 vorgestellten Prüfaufbau.

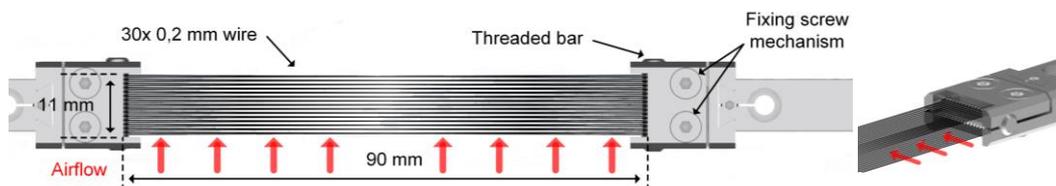


Abbildung 5.26: Darstellung des Drahtbündels bestehend aus einem 0,2 mm Draht angeordnet in 15 Windungen und somit zwei Reihen à 15 Drahtabschnitten als Draufsicht und isometrische Ansicht mit Darstellung der Anströmungsrichtung in rot.

Abbildung 5.27 zeigt die Auswertung von fünf adiabatischen, elastokalorischen Zyklen am 30x 0,2 mm Drahtbündel mit Darstellung der mechanischen Parameter (a) und der Lufttemperaturänderung ΔT_{air} (b) für fünf verschiedene

Strömungsgeschwindigkeiten. Die Dehnrate wird aufgrund der Positionsregelung des Linearmotors bei hohen Kräften auf $0,1 \text{ s}^{-1}$ reduziert, sodass mit je $0,8 \text{ s}$ Haltezeit eine Zykluszeit von $\approx 2,8 \text{ s}$ entsteht. Der Dehnungsbereich erstreckt sich von $1,6\%$ bis $7,6\%$ und die dargestellte mechanische Spannung stellt die gemittelte Spannung über alle 30 Drahtabschnitte dar. Die Maximaldehnung musste aufgrund der Maximalkraft des Linearmotors reduziert werden, was allerdings keinen signifikanten Einfluss auf die Phasentransformation bzw. die darin freiwerdende latente Wärme hat [153]. Die Lufttemperatursensoren werden $\approx 5 \text{ mm}$ hinter dem Bündel platziert und der dargestellte Wert stellt erneut das Mittel über alle drei Sensoren dar.

In der Charakteristik der Lufttemperatur zeigt sich, dass für $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ein ähnliches Verhalten wie beim $0,5 \text{ mm}$ Draht vorliegt, da die Lufttemperatur während der Haltezeit nach der Belastung ansteigt bzw. nach der Entlastung abfällt (Abbildung 5.27b). Somit wird das Bündel trotz der Verwendung von $0,2 \text{ mm}$ Draht während der Be- und Entlastung nicht ausreichend abgekühlt bzw. aufgewärmt, sodass die Drahttemperatur über bzw. unter der Lufttemperatur liegt, was zu einem fortlaufenden Anstieg bzw. Abfall während der Haltezeit sorgt. Dies führt dazu, dass bei einer Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ keine negativen Temperaturänderungen erreicht werden, sondern lediglich ein maximales ΔT_{air} von $\approx 8 \text{ K}$. Das Verhalten verbessert sich für höhere Strömungsgeschwindigkeiten, sodass sich schon bei $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ein negatives ΔT_{air} von $\approx -0,7 \text{ K}$ ausbildet. Für $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ wird mit $\approx -2 \text{ K}$ das maximale negative ΔT_{air} erreicht, bei einem maximalen positiven ΔT_{air} von $\approx 5 \text{ K}$. Ähnlich wie in den Einzeldrahtversuchen zeigt sich auch hier die Asymmetrie der Temperaturänderung nach Be- und Entlastung, was zum einen dadurch hervorgerufen wird, dass der Belastungsvorgang mit einer größeren Drahttemperaturänderung verbunden ist (vgl. 5.2.1) sowie zum anderen durch die geringe Haltezeit von $\approx 0,7 \text{ s}$ und den im Vergleich zum Einzeldraht schlechteren Wärmeübergang begünstigt wird.

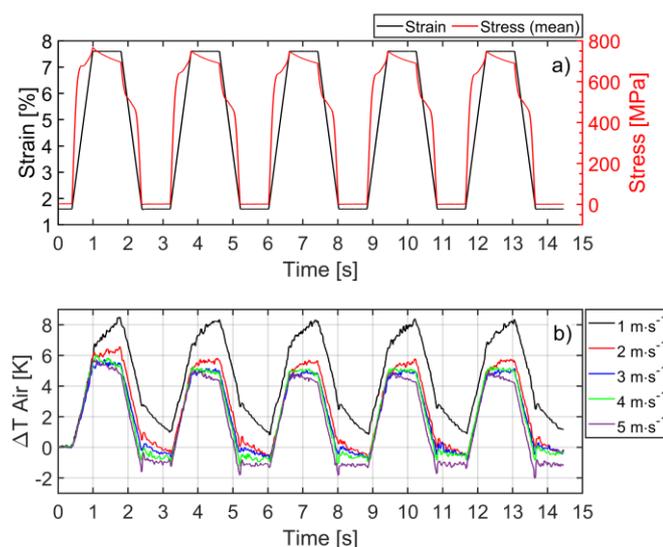


Abbildung 5.27: Fünf adiabatische elastokalorische Zyklen mit einer Zykluszeit von $\approx 2,8$ s und einer Dehnrates von $0,1 \text{ s}^{-1}$ an einem $30 \times 0,2$ mm Drahtbündel mit a) mechanischer Charakteristik (exemplarisch) und b) Lufttemperaturänderung bei fünf verschiedenen Strömungsgeschwindigkeiten.

Im Vergleich zum $0,2$ mm Einzeldrahtversuch erhöht sich das erreichbare maximale ΔT_{air} um den Faktor 3-4, wobei die Strömungsgeschwindigkeit beim Drahtbündel mit $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ fünfmal höher ist. Folglich bietet sich ein Vergleich der thermischen Leistung an, der in Abbildung 5.28 dargestellt ist. Im Falle des Drahtbündels sind Daten von 1 bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ vorhanden, wohingegen die Messung des $0,2$ mm Einzeldrahtes aufgrund des schlechten Signal-Rausch-Verhältnisses nur im Bereich 1 bis $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ brauchbare Daten liefert. Die thermische Leistung wird nach Glg. 9 als Produkt von Dichte ρ_{air} , Wärmekapazität c_{air} , Lufttemperaturänderung ΔT_{air} und Volumenstrom \dot{V} berechnet. Es zeigt sich, dass der $0,2$ mm Einzeldraht eine über die Strömungsgeschwindigkeit nahezu konstante Heiz- bzw. Kühlleistung von $\approx 0,8 \text{ W}$ bzw. $\approx 0,3 \text{ W}$ erzielt. Dies hängt damit zusammen, dass die Lufttemperaturänderung mit ansteigender Strömungsgeschwindigkeit nahezu linear abnimmt (vgl. Abbildung 5.21b), wodurch die thermische Leistung konstant bleibt. Beim Drahtbündel hingegen nimmt das ΔT_{air} ab $2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ über die Strömungsgeschwindigkeit nicht linear ab, sodass die thermische Leistung mit der Strömungsgeschwindigkeit zunimmt. Dies ist damit zu begründen, dass sich Wärmeübergang beim Drahtbündel durch die linienförmige Anordnung der Drahtabschnitte in nur ≈ 1 mm Abstand (Abbildung 5.26) im Vergleich zum Einzeldraht verschlechtert, da sich die Drähte gegenseitig beeinflussen. Wird nun die Strömungsgeschwindigkeit erhöht, erhöhen sich auch die durch die Drähte bzw. Drahtanordnung hervorgerufenen Verwirbelungen, weshalb sich der Wärmeübergang verbessert. Dadurch ändert sich ΔT_{air} über die

Strömungsgeschwindigkeit nur geringfügig (bzw. erhöht sich im Falle des Kühlens sogar), wodurch die thermische Leistung ansteigt.

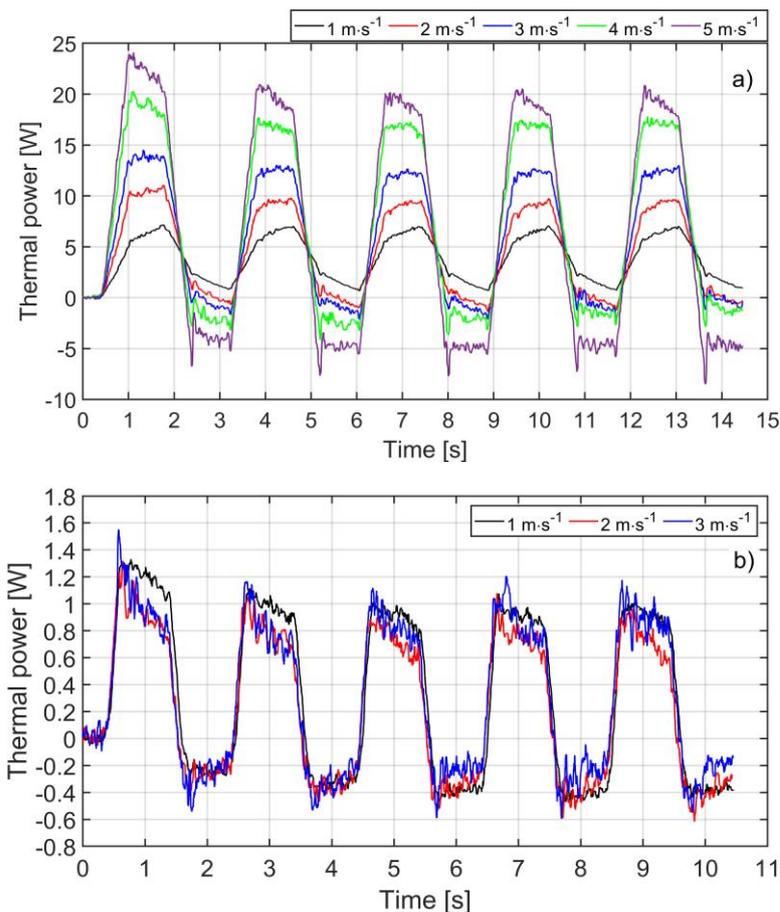


Abbildung 5.28: Vergleich der Kühlleistung im elastokalorischen Prozess zwischen a) Drahtbündel aus 30x 0,2 mm Drähten und b) 0,2 mm Einzeldraht.

Vergleicht man die, während der Haltezeit gemittelten, erreichbaren thermischen Leistungen von Einzeldraht und Drahtbündel für eine Strömungsgeschwindigkeit von $3 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, so erreicht man bei der Verwendung von 30 einzelnen Drahtabschnitten eine Steigerung um den Faktor 15. Folglich bietet sich die Anwendung von Drahtbündeln in elastokalorischen Anwendungen zur Steigerung der thermischen Leistung an. Durch die Optimierung der Drahtanordnung ist eine weitere Leistungssteigerung durch verbesserten Wärmeübergang zu erwarten. Um die gegenseitige Beeinflussung der Drahtabschnitte zu reduzieren, ist eine Verkippung des Bündels aber auch eine V-förmige Bündelanordnung denkbar.

5.4.5 Simulationsergebnisse

Dieses Unterkapitel behandelt die Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten und des ΔT_{air} mithilfe einer Strömungs- und Wärmetransportsimulation in COMSOL. Hierzu wird die Geometrie des im Experiment vorhandenen Luftkanals innerhalb des Simulationsprogramms nachempfunden. Da man bei einer weitestgehend konstanten Strömung über die Kanalbreite davon ausgehen kann, dass sich das

Verhalten des Drahtes über die Drahtlänge nicht ändert, wird der Querschnitt des Kanals zweidimensional konstruiert und eine Längenausdehnung von 87 mm angegeben.

Eine exemplarische Veranschaulichung des Strömungsprofils und Kanalquerschnitts ist in Abbildung 5.29 dargestellt. Sie zeigt den zweidimensionalen Kanalquerschnitt mit einem 0,5 mm Draht und das Strömungsprofil bei einer Strömungsvorgabe $v_{air} = 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Der Strömungseingang wird hierbei auf der linken Seite des Kanals definiert und die Vorgabe von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Strömungsgeschwindigkeit an dieser Stelle festgelegt. Der Strömungsausgang befindet sich auf der rechten Seite des Kanals. Die obere und untere Kanalseite wie auch der Draht werden realitätsnah als Wände mit Vorgabe von $v_{wall} = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ festgelegt, da dort keine Strömung vorliegt. Dadurch, dass der Luftstrom im Experiment nahezu verwirbelungsfrei vorliegt, wird dieser als laminare Strömung definiert. Aus den Randbedingungen wie der Definition von Strömungseingang und -ausgang sowie der Wände ergibt sich das farblich dargestellte Strömungsprofil (Abbildung 5.29). Die laminare Strömung teilt sich durch den Draht in zwei Strömungsstränge, sodass hinter dem Draht ein Bereich mit geringerer Geschwindigkeit entsteht. Folglich unter- und überschreitet die lokale Verteilung des Strömungsfeldes innerhalb des Kanals die im Kanaleingang über die Kanalhöhe vorgegebene Strömungsgeschwindigkeit von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (Abbildung 5.29, farbliche Darstellung), was jedoch auch in der realen Anwendung der Fall ist.

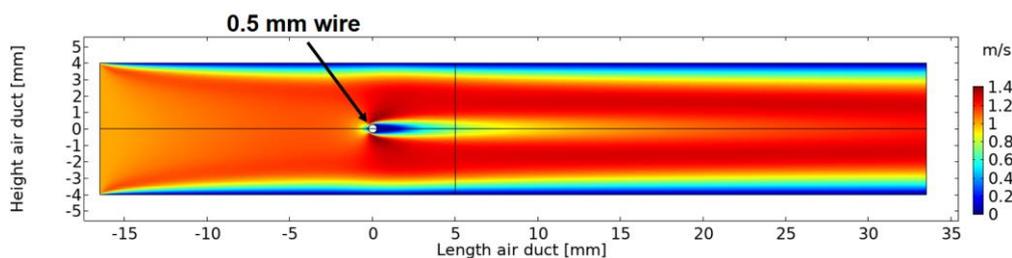


Abbildung 5.29: Exemplarisch dargestelltes Strömungsprofil in COMSOL mit Kanalgeometrie und Strömungsverteilung bei einem 0,5 mm Draht und einer Strömungsvorgabe von $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

5.4.5.1 Wärmeübergangskoeffizient

Zur Untersuchung des Abkühlverhaltens des Drahtes wird dieser analog zum Experiment zum Zeitpunkt $t = 0 \text{ s}$ mit einem ΔT von 20 K beaufschlagt. Die Materialparameter der Luft und des Drahtmaterials werden in der Simulation analog zu Tabelle 5.1 und Tabelle 5.2 vorgegeben. Als Grundlage zur Berechnung der draht- und luftbasierten Thermo- und Strömungsdynamik wird ein feines, aus Dreiecken aufgebautes Netz zur Finite-Elemente-Berechnung erstellt. Mithilfe des diskretisierten Netzes berechnet COMSOL die Einflüsse des Drahtes und der

Strömung auf physikalische Parameter wie Druck, Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur an den Ecken der Netzdreiecke und ermittelt so die Verteilung der jeweiligen physikalischen Größen über den Kanal. Zur Bestimmung des Drahtabkühlverhaltens bei verschiedenen Durchmessern und Strömungsgeschwindigkeiten wird ein parametrischer Sweep durchgeführt. Die zu kombinierenden Parameter umfassen die Drahtdurchmesser 0,2 und 0,5 mm sowie die Strömungsgeschwindigkeiten $0,1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 1, 2, 3, 4 und $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Somit werden folglich $2 \cdot 6 = 12$ Simulationen durchgeführt. Die zu simulierende Zeitdauer beträgt hierbei 30 s und wird in Zeitschritten von 0,05 s abgedeckt. Die Analyse des Abkühlverhaltens und die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt in der Datenauswertung analog zu den Experimenten mittels des exponentiellen Fits der Drahttemperatur nach Glg. 30.

Abbildung 5.30 zeigt das simulierte Abkühlverhalten eines a) 0,2 und b) 0,5 mm NiTiCo-Drahtes gemittelt über den Drahtquerschnitt in einer laminaren Strömung mit Strömungsgeschwindigkeiten von $0,1$ bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Damit die Vergleichbarkeit zum Experiment gegeben ist, werden die Daten normiert dargestellt. Zum zusätzlichen Vergleich sind die experimentellen Daten für $v = 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ in schwarz dargestellt. Aus den Graphen lässt sich folgern, dass die Simulation ein besseres Abkühlverhalten als das in Abbildung 5.18 gezeigte Experiment in Aussicht stellt. Dies lässt sich beispielsweise an der $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ Kurve des 0,2 mm Drahtes festmachen: zum Zeitpunkt $t = 2 \text{ s}$ ist die Drahttemperatur bei der Simulation auf $\approx 2,3\%$ der Ursprungstemperatur abgekühlt, während sie beim Experiment noch $\approx 7\%$ beträgt (vgl. Abbildung 5.50a, Vergleich von grüner und schwarzer Kurve). Das exponentiell verlaufende Abklingen der Drahttemperatur und die durchmesserabhängige Verschlechterung des Wärmeübergangs sind analog zum Experiment auch in der Simulation vorhanden, sodass man davon ausgehen kann, dass diese physikalisch korrekt arbeitet.

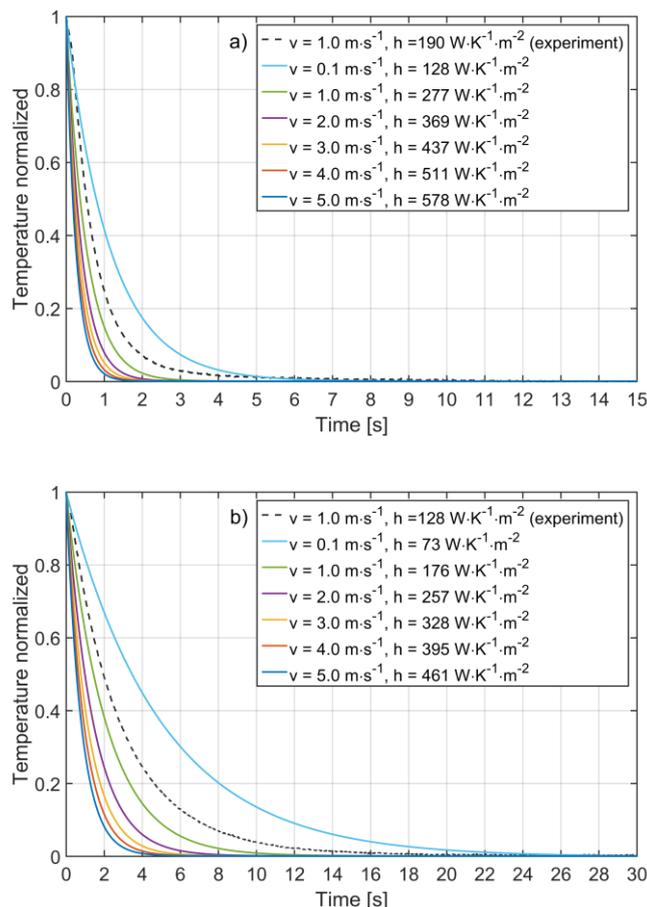


Abbildung 5.30: Simuliertes Abkühlverhalten der Temperatur T_{norm} des NiTiCo-Drahtes bei Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich $0,1$ bis $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ für a) Drahtdurchmesser $0,2 \text{ mm}$ und b) Drahtdurchmesser $0,5 \text{ mm}$ (normierte Darstellung) mit Vergleich zu den experimentellen Daten (schwarz dargestellt) für $v = 1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Zur weiteren Analyse werden die Wärmeübergangskoeffizienten h_{sim} mithilfe des exponentiellen Fits analog zu den Experimenten bestimmt und mit den experimentellen Daten wie auch den theoretischen Ansätzen verglichen.

Abbildung 5.31 zeigt die aus den Experimenten resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten (blau) im Vergleich zu den theoretischen Daten (rot und gelb) sowie den neu hinzugekommenen Simulationsdaten (schwarz) für a) einen $0,2 \text{ mm}$ Draht und b) einen $0,5 \text{ mm}$ Draht. Im Falle des $0,2 \text{ mm}$ Drahtes sind die Simulationsdaten nahezu identisch zu den Ergebnissen aus der Churchill-Bernstein-Gleichung für $x = d$, sodass die Simulationsdaten ebenfalls große Abweichungen zu den experimentellen Daten zeigen und so eine eher optimistische Abschätzung darstellen. Hinsichtlich des $0,5 \text{ mm}$ Drahtes sind die Simulationsdaten nicht identisch zu den theoretischen Berechnungen und indizieren sogar einen noch größeren Wärmeübergangskoeffizienten. Im Vergleich zum $0,2 \text{ mm}$ Draht nimmt dieser jedoch signifikant ab, sodass man davon ausgehen kann, dass hier kein Fehler vorliegt und das Simulationsmodell sinnvolle Daten

liefert. Ähnlich wie beim 0,2 mm Draht stimmen die Simulationsdaten auch hier nicht mit den experimentellen überein und liefern eher optimistische Ergebnisse. Die Abweichungen zwischen Simulation und Experiment können in der Berechnung des Wärmeübergangs zu Grunde liegen, der in der Simulation mittels des diskretisierten Netzes bestimmt wird und somit stark von der gegebenen Strömungsform abhängt. Liegen Unterschiede in den Strömungsformen vor, wie beispielsweise eine geringere Umströmung des Drahtes oder ein erhöhter Wärmeübergang zu den Kanalwänden im Experiment, können diese den Wärmeübergang im Experiment negativ beeinflussen.

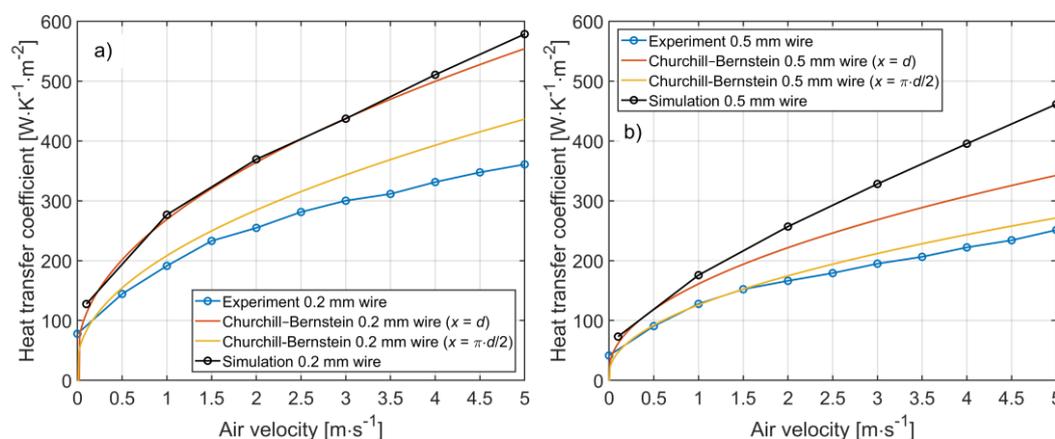


Abbildung 5.31: Wärmeübergangskoeffizient resultierend aus der Churchill-Bernstein-Gleichung für zwei verschiedene charakteristische Längen $x = d$ (rot) und $x = \pi \cdot d/2$ (gelb) im Vergleich mit den experimentellen Daten (blau) und den Simulationsdaten (schwarz) abgeleitet aus der Approximation durch die Exponentialfunktion (Glg. 30).

Folglich kann man die Simulation zwar zur groben Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten von Draht zur Luft nutzen, man muss aber davon ausgehen, dass der reale Wärmeübergang langsamer abläuft. Daher sind die experimentelle Versuchsdurchführung und dessen Auswertung zur genauen Analyse der Wärmeübergangsparameter und Validierung der Simulation notwendig.

5.4.5.2 Lufttemperatureinfluss

Neben der Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten wird im nächsten Schritt der Lufttemperatureinfluss der Drähte während des elastokalorischen Zyklus analog zu 5.4.2 simuliert. Hierzu stellt man den Belastungs- und Entlastungsprozess mithilfe einer Wärmequelle nach, die den Draht mit Heiz- bzw. Kühlpulsen beaufschlagt. Die Intensität der Pulse lässt sich im Simulationsmodell als Heiz- bzw. Kühlleistung einstellen. Um die korrekten Leistungswerte zu ermitteln, wird der Draht in einer zusätzlichen Simulation ohne Luftstrom mit den Pulsen beaufschlagt.

Die resultierenden Draht ΔT -Werte werden über den Drahtquerschnitt gemittelt und lassen sich mit den experimentell bestimmten Werten abgleichen.

Abbildung 5.32 zeigt die Ergebnisse der Drahttemperatur des 0,2 mm Drahtes resultierend aus der Simulation (a) im Vergleich zu den experimentell bestimmten Daten (b). Hierbei ist die Drahttemperatur schwarz und die Heiz- und Kühlpulse bzw. die mechanische Dehnung rot dargestellt. Man erkennt, dass das elastokalorische Verhalten des FGL-Drahtes mithilfe der Heiz- und Kühlpulse hinsichtlich des Drahttemperatur ΔT nahezu 1:1 abgebildet werden kann. Analog zum Experiment erreicht man in der Simulation beim Aufheizen des Drahtes ein ΔT von ≈ 21 K und beim Abkühlen ein ΔT von $\approx -15,9$ K. Es ist anzumerken, dass sich das Abkühlverhalten des Drahtes in der Simulation vom Experiment unterscheidet, da sich der Draht im Luftkanal ohne Luftströmung befindet und daher die Abkühlung langsamer abläuft als im Experiment, bei welchem der Draht „frei“, d.h. ohne Kanal von der umgebenden Luft beeinflusst wird. Da in der Simulation eine größere Zeitdauer benötigt wird, um den Draht wieder auf Umgebungstemperatur zu bringen, unterscheiden sich folglich die Zeitskalen der beiden Diagramme. Hinsichtlich des ΔT und der Ermittlung der passenden Heiz- bzw. Kühlleistung spielt das allerdings keine Rolle, wodurch man davon ausgehen kann, dass die passenden Leistungswerte durch den gezeigten Vergleich ermittelt wurden. Im Falle des 0,5 mm Drahtes passt sich die ermittelte Leistung des 0,2 mm Drahtes durch die im Modell hinterlegte, durchmesserabhängige Formel an, sodass eine höhere Leistung zum Erreichen der identischen ΔT -Werte verwendet wird.

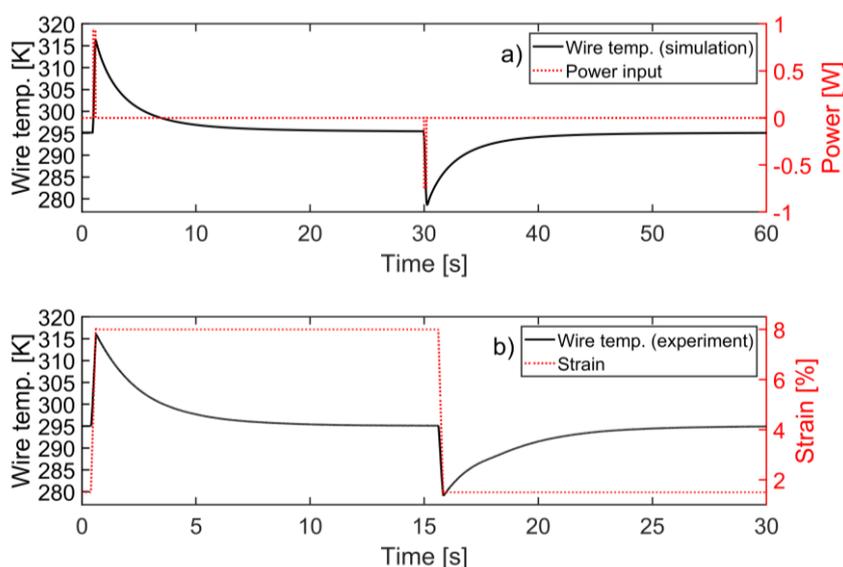


Abbildung 5.32: Vergleich der Draht ΔT -Werte (schwarz) des 0,2 mm Drahtes resultierend aus a) der Simulation und den verwendeten Heiz- bzw. Kühlpulsen (rot gepunktet) und b) dem elastokalorischen Experiment mit mechanischer Be- und Entlastung (rot gepunktet).

Nach Ermittlung der passenden Leistungswerte wird der Draht innerhalb der Simulation zyklisch mit den Heiz- und Kühlpulsen betrieben. Analog zum Experiment wird hierbei eine Zykluszeit von 2 s bei einer Haltezeit von 0,8 s gewählt, womit der Heiz- und Kühlpuls identisch zur Charakterisierungssimulation jeweils 0,2 s des Zyklus abdeckt. Zur Ermittlung der Lufttemperaturänderung wird die Lufttemperatur am Ort des Sensors (5 mm hinter dem Draht, vgl. Abbildung 5.29, markiert durch die schwarzen Linien) während des nachgebildeten elastokalorischen Zyklus ausgewertet und gespeichert. Die Berechnung der Lufttemperatur erfolgt hierbei analog zum Abkühlverhalten über das diskretisierte Netz alle 0,02 s über einen Zeitbereich von 0 bis 11 s. Bei 2 s Zykluszeit werden somit analog zum Experiment 5 Zyklen erfasst.

Abbildung 5.33 zeigt die Lufttemperaturänderung während des beschriebenen elastokalorischen Zyklus resultierend aus a) der Simulation und b) dem Experiment durch Messung der Temperatur für den 0,2 mm Draht. Hierbei sind die zu vergleichenden Kurven farblich identisch (schwarz, rot, blau) gekennzeichnet. Wie den Kurven zu entnehmen ist, unterscheiden sich die Lufttemperaturänderungen resultierend aus Simulation und Experiment während des Belastungsvorgangs nur geringfügig, was positiv zu bewerten ist. Es fällt allerdings auf, dass die Zeitkonstante bezüglich des Abklingverhaltens der Lufttemperatur nach den Belastungsvorgängen im Falle der Simulation wesentlich geringer ist als bei den experimentellen Daten. Dies hängt mit dem besseren Wärmeübergang von Draht zu Luft zusammen, der in der Simulation berechnet wird (vgl. Abbildung 5.31), sodass sich der Draht während der Haltezeit in der Simulation stärker abkühlt als beim Experiment, was sich auf die Lufttemperatur auswirkt. Das verbesserte Abkühlverhalten des Drahtes in der Simulation führt des Weiteren dazu, dass sich die erreichbare Lufttemperaturänderung ΔT_{air} während der Entlastung im Vergleich zum Experiment erhöht, da der Draht am Ende der Haltezeit nach der Belastung eine geringere Temperatur aufweist als beim Experiment. Dadurch wird durch die Entlastung eine höhere negative Drahttemperatur erreicht, was zu einer erhöhten Lufttemperaturänderung führt.

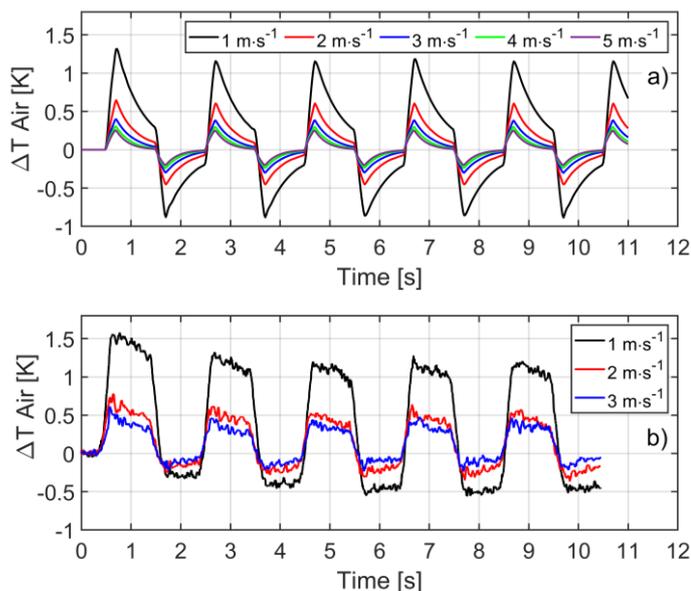


Abbildung 5.33: Vergleich der Lufttemperaturänderungen ΔT_{air} bei Verwendung des 0,2 mm Drahtes resultierend aus a) der Simulation und b) dem elastokalorischen Experiment mit Darstellung von 5 Zyklen à 2 s Zykluszeit bei Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich 1 bis 5 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ (Simulation) bzw. 1 bis 3 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ (Experiment).

Abbildung 5.34 zeigt den Vergleich der Lufttemperaturänderung resultierend aus a) der Simulation und b) dem Experiment für den 0,5 mm Draht. Hierbei sind die zu vergleichenden Kurven erneut farblich identisch (schwarz, rot, blau) gekennzeichnet. Es fällt erneut auf, dass die Lufttemperaturänderungen unmittelbar nach der Belastung für Simulation und Experiment in einem annehmbaren Rahmen übereinstimmen. Jedoch zeigt sich während der Haltezeit erneut der im Vergleich zum Experiment wesentlich bessere Wärmeübergangskoeffizient. Bei einer Strömungsgeschwindigkeit von 1 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ zeigen die experimentellen Daten während der Haltezeit einen Anstieg der Lufttemperatur, während diese in den Simulationsdaten zurückgeht. Dies hängt damit zusammen, dass der Draht sich im Experiment noch nicht unter Lufttemperatur abgekühlt hat und diese somit weiter aufwärmt. Durch den verbesserten Wärmeübergang in der Simulation hat sich der Draht hier schon ausreichend abgekühlt, sodass die Lufttemperatur während der Haltezeit sinkt. Im Vergleich mit dem 0,2 mm Draht fällt auf, dass die Lufttemperatur weniger stark abklingt, woran sich der schlechtere Wärmeübergang des 0,5 mm Drahtes erkennen lässt (Abbildung 5.33a und Abbildung 5.34a). Der bessere Wärmeübergang innerhalb der Simulation führt im Folgenden erneut dazu, dass das negative ΔT_{air} während der Entlastung im Vergleich zum Experiment größer ist.

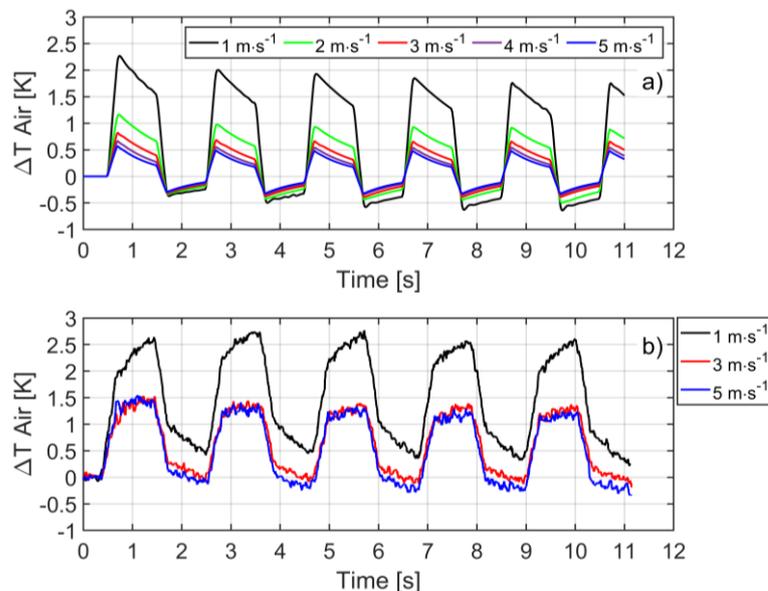


Abbildung 5.34: Vergleich der Lufttemperaturänderungen ΔT_{air} bei Verwendung des 0,5 mm Drahtes resultierend aus a) der Simulation und b) dem elastokalorischen Experiment mit Darstellung von 5 Zyklen à 2 s Zykluszeit bei Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich 1 bis 5 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ (Simulation und Experiment).

Für beide Drahtdurchmesser lässt sich außerdem das Einschwingverhalten der Lufttemperatur erkennen, welches analog zum Experiment nach ein bis zwei Zyklen abgeschlossen ist. Dies hängt wie auch beim Experiment damit zusammen, dass die Lufttemperatur zu Beginn identisch zur Umgebungstemperatur ist, was sich durch die Einwirkung des Drahtes innerhalb der ersten Zyklen ändert.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Lufttemperaturänderung ΔT_{air} während des Belastungsvorgangs resultierend aus der Simulation weitestgehend mit den experimentellen Daten übereinstimmt, was positiv zu bewerten ist. Jedoch führen die in der Simulation berechneten hohen Wärmeübergangskoeffizienten im Falle beider Drahtdurchmesser zu stark beschleunigtem Abklingverhalten der Drahttemperatur und damit zu einem vom Experiment abweichenden ΔT_{air} während der Entlastung. Folglich wird auch hier zur korrekten Vorhersage von ΔT_{air} die gezeigte experimentelle Validierung der Simulation vorausgesetzt.

5.5 Lebensdaueranalyse

Wie schon in 3.1.4 erwähnt, ist die Lebensdauer des elastokalorischen Materials essenziell für die spätere Anwendung. Im Folgenden wird vor diesem Hintergrund an den hier verwendeten, kommerziell vertriebenen NiTiCo-Drähten eine Lebensdaueranalyse mit Untersuchung der Ausfallmechanismen durchgeführt. Des Weiteren wird der auf Impedanzmessung basierende Mustererkennungsansatz zur Lebensdauerüberwachung vorgestellt und die Ergebnisse präsentiert.

5.5.1 Dehnungsabhängigkeit der Lebensdauer

Im ersten Schritt wird untersucht, inwiefern sich die verwendete effektive Dehnung auf die Lebensdauer des 0,2 mm NiTiCo-Drahtes (Länge: 90 mm) auswirkt. Hierzu zeigt Abbildung 5.35 die Lebensdauer in adiabatischen Zyklen mit einer Dehnrate von $0,1 \text{ s}^{-1}$ und einer Haltezeit von 0,5 s in Abhängigkeit von der effektiven Dehnung $\Delta\varepsilon$. Zur Durchführung der Messung wird der in 4.1 dargestellte Aufbau verwendet. Die zu untersuchenden Drähte wurden zuvor bei einer Dehnrate von $0,002 \text{ s}^{-1}$ für 100 Zyklen trainiert, um ein stabiles mechanisches und thermisches Verhalten zu erzielen (vgl. 5.1). Zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbearbeitung wird die geätzte Oberfläche (blaue Darstellung) mit der mechanisch polierten (rote Darstellung) verglichen. Die effektive Dehnung wird dabei analog zu 5.2.2 ab dem Punkt $\sigma < 100 \text{ MPa}$ und $\Delta\varepsilon = 0\%$, der abhängig von der remanenten Dehnung minimal variieren kann, aufgebracht. Zusätzlich ist ein Vergleichswert bei Applikation eines Dehnungsoffsets ε_{Mean} von 3% bei $\Delta\varepsilon = 1\%$ (vgl. 5.2.2) in schwarz dargestellt. Bis auf die ε_{Mean} und $\Delta\varepsilon = 1\%$ Messungen werden für jede Dehnungs-Oberflächen-Kombination insgesamt sieben Proben in sieben identischen Versuchen analysiert. Die dargestellten Punkte stellen hierbei den Mittelwert über die sieben Lebensdauermessungen dar und die Fehlerbalken die Standardabweichung, da es sich um normalverteilte Daten handelt. Durch die hohe Lebensdauer und den damit verbundenen Zeitaufwand bei $\Delta\varepsilon = 1\%$ werden lediglich zwei Proben pro Oberfläche gemessen. Der Vergleichswert bei Applikation des Dehnungsoffsets von 3% wird aus insgesamt fünf Messungen erzeugt.

Es zeigt sich, dass bei einer effektiven Dehnung von 1,5% bis 6% nur eine geringe Lebensdauer von ≈ 1500 bis ≈ 3000 Zyklen bis zum Riss der Probe erzielt wird. Erst unter 1,5% steigt die Lebensdauer merklich an, sodass für 1% die festgelegte Begrenzung von 2 Millionen Zyklen erreicht wird, ohne dass die Probe reißt. Die Applikation der gleichen effektiven Dehnung von 1% mit einem Dehnungsoffset von 3% zur Steigerung des ΔT führt erneut zu einer geringen Lebensdauer von ≈ 3000 Zyklen. Es ist zusätzlich anzumerken, dass sich die beiden Materialoberflächen hinsichtlich der Lebensdauer nur geringfügig unterscheiden und die Streuung innerhalb der sieben Messungen größer ist als der Unterschied der Mittelwerte, sodass man ausgehend von den Messungen keine der beiden Oberflächen für elastokalorische Anwendungen favorisieren sollte. Die Ausfallursachen unterscheiden sich vor allem in der Rissstelle. Für größere effektive Dehnungen von 3% bis 6% reißen die Proben im Normalfall in der Mitte, während kleinere Dehnungen meist einen Riss in der Nähe der Drahtklemmen hervorrufen. Dies kann damit zusammenhängen, dass bei 3% bis 6% ein hohes ΔT

vorliegt (vgl. Abbildung 5.9b), welches aufgrund der Drahtklemmen in der Drahtmitte das Maximum beim Belasten bzw. Minimum beim Entlasten erreicht. Damit erfährt die Mitte des Drahtes neben der mechanischen Belastung eine größere thermische Belastung als der Rest des Drahtes, weshalb der Riss mit größerer Wahrscheinlichkeit an dieser Stelle entsteht. Mit sinkender Dehnung sinkt auch das ΔT , wodurch die thermische Belastung weniger zum Tragen kommt. In diesem Fall reißt der Draht bevorzugt an den Enden, da dort durch den Übergang zu den Drahtklemmen der größte Spannungs- bzw. Dehnungsgradient und damit die größte mechanische Belastung entsteht.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der kommerziell erhältliche 0,2 mm Draht im Bereich geringer Dehnungen von $\leq 1\%$ eine hohe Lebensdauer von mindestens $2 \cdot 10^6$ Zyklen (Runout) erreicht, bei höheren Dehnungen $\geq 1,5\%$ jedoch schon nach wenigen tausend Zyklen durch einen Riss der Probe versagt. Höhere Zyklenzahlen konnten aufgrund des hohen Zeitaufwands von mehreren Wochen pro Versuch und der Verschleißanfälligkeit des Prüfaufbaus (kugelgelagerter Linearmotor) nicht untersucht werden. In elastokalorischen Anwendungen ist meist eine hohe thermische Leistung mit hohem ΔT gefordert, was bei geringen Dehnungen $\leq 1,5\%$ nicht erreicht wird (Abbildung 5.9b). Daher eignen sich die kommerziell erhältlichen Drähte nur für Anwendungen mit niedriger thermischer Leistung bzw. müsste man zum Erreichen einer hohen Leistung eine mehrstufige Ausführung bzw. Kaskadierung in Betracht ziehen. Es bietet sich folglich ein enormes Potential zur Entwicklung und zum Vertrieb einer elastokalorisch optimierten Legierung, die eine hohe Lebensdauer mit guter thermischer Performance vereint.

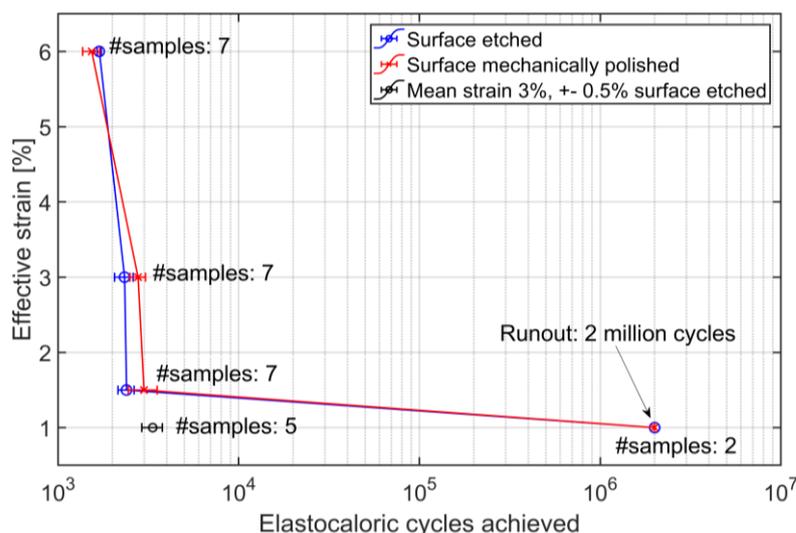


Abbildung 5.35: Lebensdauer eines 0,2 mm NiTiCo-Drahtes in adiabatischen Zyklen ($\dot{\epsilon} = 0,1 \text{ s}^{-1}$) in Abhängigkeit der effektiven Dehnung $\Delta \epsilon$ (beginnend ab $\Delta \epsilon = 0\%$) für die geätzte Oberfläche (blau) und die mechanisch polierte Oberfläche (rot), sowie Vergleich mit einem ϵ_{Mean} von 3% bei $\Delta \epsilon = 1\%$ (schwarz).

5.5.2 Ursache der Rissbildung

Zur Analyse der Ausfallursache werden die Rissflächen von sieben der dargestellten Proben mithilfe eines Rasterelektronenmikroskops (REM) untersucht. Dabei werden die Proben zufällig gewählt und umfassen alle getesteten effektiven Dehnungen bzw. Oberflächen, bis auf die 1% Versuche ohne Dehnungsoffset, da dort kein Versagen der Proben auftritt. Durch die REM-Analyse soll festgestellt werden, an welcher Stelle des Drahtquerschnitts die Risse entstehen und ob Unterschiede je nach Dehnungsbelastung existieren, um Rückschlüsse auf eine Materialoptimierung ziehen zu können.

Abbildung 5.36 zeigt exemplarisch die REM-Aufnahmen der Querschnittsfläche an der Rissstelle des Drahtes aus dem Versuch mit Dehnungsoffset. Bei Betrachtung der REM-Aufnahmen der sieben Proben zeigt sich, dass die Entstehung des Risses bei allen unabhängig von der Dehnungsbelastung analog zu Abbildung 5.36 abläuft. Daher wird die exemplarische Darstellung eines Falles gewählt, bei welchem die Rissentstehung optimal zu erkennen ist. Die REM-Aufnahmen der hier nicht dargestellten Proben sind dem Anhang zu entnehmen (vgl. A.2). Abbildung 5.36 umfasst die senkrechte Ansicht auf die Rissfläche (a) mit Kennzeichnung des Bereichs der Rissfortpflanzung (gestrichelte Linie, weitere Erläuterungen zur Festlegung dieses Bereichs folgen) sowie drei weitere Ansichten mit dreidimensionaler Betrachtung der Rissfläche aus einem 45° Winkel (b-d) in unterschiedlichen Vergrößerungen. In allen Aufnahmen ist die Ursprungsstelle des Risses mit einem Pfeil gekennzeichnet. Es zeigt sich, dass der Riss vom Rand der Querschnittsfläche ausgeht und sich zur Drahtmitte hin während der zyklischen Belastung ausbreitet. Man kann dies in der senkrechten Ansicht der Rissfläche erkennen, bei der die Drahtoberfläche oberhalb der gestrichelten Linie eine geringere Rauheit aufweist als unterhalb der Linie (Abbildung 5.36a, b). Zusätzlich zeigen die Oberflächenstrukturen oberhalb der Linie in Richtung des Ursprungspunktes des Risses, was die Rissfortpflanzung kennzeichnet [78]. Es ist hierbei nicht klar, über wieviel Belastungszyklen sich die Rissbildung erstreckt, d.h. ob sie über wenige Zyklen am Ende des Versuches oder über viele Zyklen über die komplette Versuchsdauer stattfindet. Unterhalb der Rissfortpflanzungslinie befindet sich der Bereich, in dem der Draht final über den verbleibenden Querschnitt reißt, was zum Ausfall führt. Diesen erkennt man durch die erhöhte Oberflächenrauheit und die fehlende Ausrichtung in Richtung des Ursprungspunktes (Abbildung 5.36b). Des Weiteren erkennt man in diesem Bereich eine Einschnürung des Drahtdurchmessers, die oberhalb nicht vorhanden ist, was darauf schließen lässt, dass der Draht in diesem Bereich final gerissen ist (Abbildung 5.36b). Der Ursprung des Risses lässt sich in Form einer signifikanten

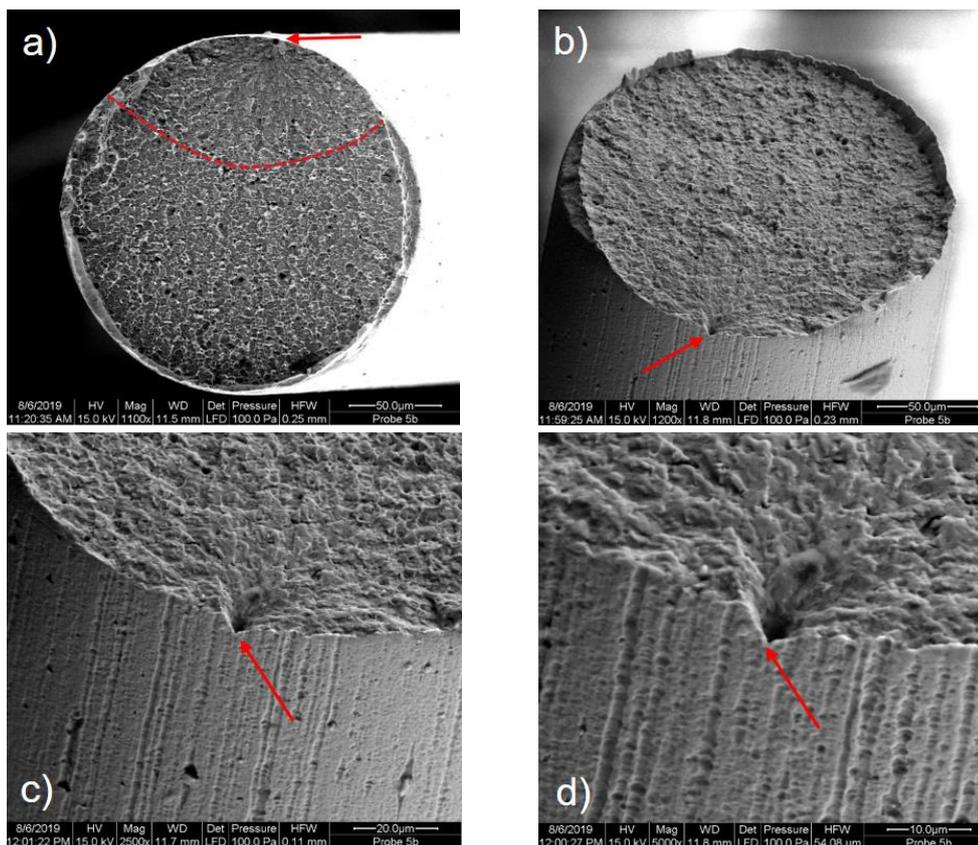


Abbildung 5.36: Exemplarisch dargestellte REM-Aufnahmen der Rissstelle des NiTiCo-Drahtes mit a) Darstellung senkrecht zur Rissfläche mit Kennzeichnung des Bereichs der Rissfortpflanzung (gestrichelte Linie) und Startpunkt des Risses (Pfeil) und b), c), d) dreidimensionale Ansichten im 45° Winkel mit ansteigender Vergrößerung und Kennzeichnung des Rissstartpunktes (Pfeil).

Vertiefung am Rand des Drahtes erkennen (Abbildung 5.36d). Was die Vertiefung erzeugt hat, ist unklar, am wahrscheinlichsten ist eine Inklusion an der Drahtoberfläche oder eine mechanische Oberflächenschädigung durch den Fertigungsprozess des Drahtziehens.

5.5.3 Mustererkennung auf Basis der Impedanzmessung

Da die Ausfallursache bei allen sieben untersuchten Proben sehr ähnlich ist und von der Drahtoberfläche ausgeht, unterstützt das den Ansatz der Überwachung des Ermüdungszustands des Materials durch Impedanzmessung. Wie in 3.3.2.3 erläutert, basiert das Verfahren auf der Ausnutzung des Skin-Effektes bei hohen Frequenzen, um die Ausbreitung der Stromdichte oberflächennah zu begrenzen (vgl. Abbildung 3.8) und so eine Änderung im Impedanzspektrum aufgrund entstehender Oberflächenrisse zu detektieren. Die Thematik der Überwachung des Ermüdungszustands wird in diesem Abschnitt analysiert.

Zur Messung der Impedanz wird der in 4.3 dargestellte Versuchsaufbau verwendet. Als elastokalorischer Belastungszyklus wird analog zum Lebensdauerversuch eine adiabatische Belastung mit einer Dehnrate von $0,1 \text{ s}^{-1}$ und eine effektive Dehnung

von 6% gewählt, um einen schnellen Ausfall der Probe zu provozieren. Um den Messaufbau zu kompensieren wird zuvor eine LOAD und OPEN Kalibrierung nach 3.3.2.3 durchgeführt. Da sich der Messaufbau während der Austenit- und Martensitphase aufgrund des Verfahrenswegs des Linearmotor unterscheidet, müssen zwei Kalibrierungen vorgenommen werden. Testmessungen zeigen außerdem, dass man die Kalibrierung des Austenitzustands nicht für die Martensitmessung und umgekehrt verwenden kann, sodass in einem Lebensdauerversuch lediglich eine der beiden Materialphasen über die Impedanzmessung charakterisiert werden kann. Die Impedanzmessung wird während einer Haltephase des elastokalorischen Zyklus durchgeführt, die je nach zu untersuchender Materialphase festgelegt wird. Um die benötigte Messdauer so gering wie möglich zu halten, wird ein Frequenzbereich von 100 kHz bis 110 MHz (= Maximum) gewählt, sodass die Haltezeit auf 6 s festgelegt werden kann. Die zweite Haltezeit wird mit 1 s geringer eingestellt, ebenfalls um die Gesamtdauer des Versuchs gering zu halten. Der Riss des Drahtes wird über eine Kraftmessung während der Belastung detektiert, sodass der Versuch nach dem letzten Belastungszyklus stoppt. Da sich bei der Frequenz von 110 MHz lediglich eine minimale Stromeindringtiefe von $\approx 43 \mu\text{m}$ ergibt (vgl. Abbildung 3.9), ist die Untersuchung von 0,2 mm Draht nicht sinnvoll, da trotz der hohen Frequenz noch immer $\approx 67\%$ des Drahtquerschnittes von der Stromdichte durchdrungen werden, wodurch der Einfluss eventueller Oberflächenrisse auf die Impedanzcharakteristik des Drahtes durch die hohe Eindringtiefe zu gering ist (Abbildung 5.37a). Bei größeren Durchmessern von 0,5 mm und 0,87 mm deckt die minimale Stromeindringtiefe bei 110 MHz lediglich $\approx 31\%$ und $\approx 19\%$ des Drahtquerschnittes ab (Abbildung 5.37b, c). Da hier durch den größeren Durchmesser zusätzlich größere Beschädigungen bzw. tiefere Oberflächenrisse zu erwarten sind, wird die Impedanzmessung an diesen beiden Durchmessern durchgeführt.

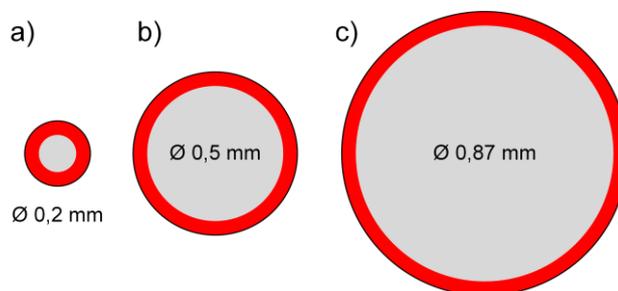


Abbildung 5.37: Visualisierung der Stromeindringtiefe (rot dargestellt) für a) 0,2 mm Draht, b) 0,5 mm Draht und c) 0,87 mm Draht bei einer Frequenz von 110 MHz.

Als Impedanzdaten werden der Betrag der Impedanz Z und der Phasenwinkel φ gemessen, woraus sich, wenn nötig, alle anderen charakteristischen Größen

berechnen lassen. Da ein großer Frequenzbereich erfasst wird, bietet sich die Darstellung von Impedanz und Phasenwinkel im Bodediagramm an (vgl. Abbildung 3.6). Unter der Annahme, dass sich der NiTiCo-Draht im Impedanzspektrum als seriell R-L-Glied darstellt, lässt sich folgern, dass die Impedanz im Hochfrequenzbereich hauptsächlich durch den Imaginärteil, also die Induktivität L , beeinflusst wird. Zur Analyse der Schädigungseinflüsse im hochfrequenten Bereich ist es folglich sinnvoll, den Imaginärteil X und die Induktivität L aus dem Betrag der Impedanz Z sowie dem Phasenwinkel φ mithilfe der Nyquistdarstellung aus Abbildung 3.7 wie folgt zu berechnen:

$$X = Z \cdot \sin(\varphi) \quad \text{Glg. 31}$$

$$L = \frac{X}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad \text{Glg. 32}$$

Für die Mustererkennung zur Überwachung der Lebensdauer stehen also insgesamt drei Datenquellen (oder „Sensoren“) pro Lebensdauerzyklus zur Verfügung ($n_{sens} = 3$): Der Betrag der Impedanz Z , der Phasenwinkel φ und die Induktivität L nach Glg. 32. Da Induktivität und Imaginärteil linear voneinander abhängig sind, bringt es für die Mustererkennung keinen Mehrwert, den Imaginärteil ebenfalls als Datenquelle zu betrachten, da durch die lineare Abhängigkeit keine zusätzlichen Informationen gewonnen werden können. Im Folgenden wird der Prozess der Mustererkennung exemplarisch in Form von zwei Beispielversuchen (Austenit- und Martensitphase) dargestellt.

5.5.3.1 Impedanzmessung des 0,5 mm Drahtes während der Austenitphase

Abbildung 5.38 zeigt die Impedanzcharakteristik eines 0,5 mm NiTiCo-Drahtes während der Austenitphase in Form des Betrags der Impedanz (a), des Phasenwinkels (b) und der Induktivität nach Glg. 32 (c) über die Frequenz im logarithmischen (x-Achse) Bodediagramm. Es werden hierzu sieben verschiedene Zyklen dargestellt, in je 250 Zyklen Abstand bis zum Riss der Probe (Zyklus 1436). Die Messung der Impedanz erfolgt über 501 Frequenzstützpunkte, an denen der Betrag der Impedanz und der Phasenwinkel bestimmt werden. Die Impedanzcharakteristik zeigt, dass vor allem im Bereich der Störungseinkopplung zwischen 10 und 30 MHz eine Änderung der Impedanz, des Phasenwinkels wie auch der Induktivität über die Lebensdauer wahrzunehmen ist. Bei näherer Betrachtung der Induktivität in diesem Bereich (Abbildung 5.39) fällt jedoch auf, dass die Änderung nicht direkt in Bezug zur Lebensdauer (= Zyklenzahl) des Drahtes steht, sondern mit hoher Wahrscheinlichkeit durch die eingekoppelte Störung hervorgerufen wird (die beispielsweise durch den Frequenzumrichter des

Linearmotors erzeugt wird). Zur Detektion weiterer Trends über die Lebensdauer kann der einfache Vergleich der Kurven keine Aussage liefern. Es bedarf einer Merkmalsextraktion, die festgelegte Merkmale für bestimmte Messbereiche über die Lebensdauer berechnet. Hierzu werden die Impedanzmesswerte der Zyklen in zehn Bereiche zu je 50 Messwerten pro „Sensor“ unterteilt (siehe Abbildung 5.38 gestrichelte Linien). Die Bereiche werden so gewählt, damit eine ausreichende Anzahl an Messwerten verfügbar ist und die Berechnung der Merkmale nicht zu viel Zeit in Anspruch nimmt. Probeweise wurden Tests mit kleineren und größeren Bereichen durchgeführt, allerdings ohne dass ein Mehrwert bei der späteren Modellbildung und Klassifizierung in einer anderen Konfiguration der Bereiche festgestellt werden konnte. Für die zehn Bereiche werden mittels der Merkmalsextraktion folgende formbeschreibende und statistische Merkmale berechnet (vgl. 3.3.3.1):

Formbeschreibend:

- lineare Steigung
- Peakposition
- Kurtosis bzw. Wölbung
- Schiefe

Statistisch:

- Mittelwert
- Varianz
- Maximalwert
- Minimalwert
- Peak-to-RMS

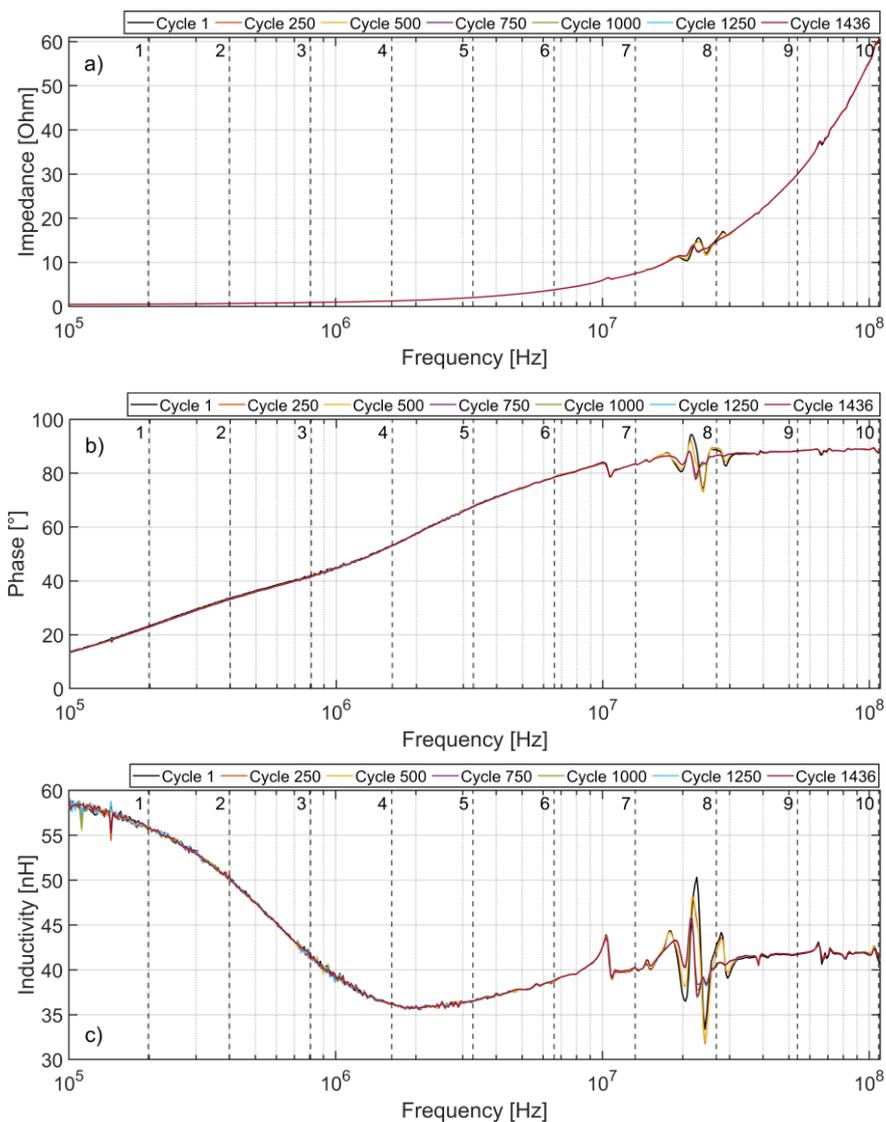


Abbildung 5.38: Erfassung der Impedanzcharakteristik eines 0,5 mm Drahtes in der Austenitphase über die Lebensdauer von 1436 Zyklen ($\Delta\epsilon = 6\%$) mit Darstellung von a) Betrag der Impedanz Z , b) Phasenwinkel φ und c) Induktivität L über die Frequenz und Zyklenzahl in 250 Zyklen Abstand im logarithmischen (x-Achse) Bodediagramm. Die Bereiche zur Extraktion der Merkmale sind durch nummerierte, gestrichelte Linien dargestellt.

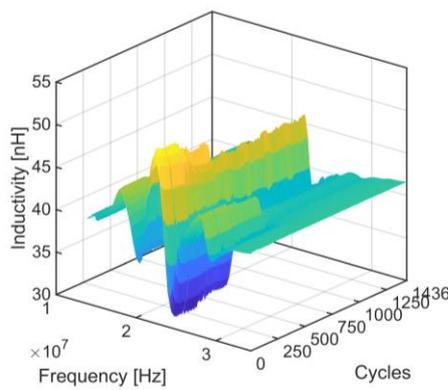


Abbildung 5.39: Vergrößerte Ansicht der Schwingung der Induktivität im Bereich 10 bis 30 MHz in dreidimensionaler Ansicht über Frequenz und Zyklenzahl.

Insgesamt werden somit aus den zehn Messwertbereichen pro Zyklus je neun Merkmale berechnet, wodurch insgesamt $10 \cdot 9 \cdot z_{total} = 10 \cdot 9 \cdot 1436 = 129.240$ Merkmale pro „Sensor“ berechnet werden. Zur Beurteilung der Merkmale werden diese über eine Pearson-Korrelation (vgl. 3.3.3.2) selektiert. Hierzu wird die Korrelation der Merkmale zur steigenden Zyklenzahl bestimmt und diese von großer zu geringer Korrelation geordnet.

Mithilfe der selektierten Merkmale lässt sich nachfolgend eine Modellbildung und Klassifikation über eine LDA (vgl. 3.3.3.3) erstellen. Im Vorhinein wird festgelegt, wie viele der berechneten und selektierten Merkmale zur Modellbildung genutzt werden sollen. Um ein Overfitting zu vermeiden, wird dieser Wert auf ca. 10% der Zyklenanzahl (abgerundet) festgelegt, maximal jedoch auf 150. Im Falle des Beispiels mit 1436 Zyklen werden folglich 140 Merkmale zur Modellbildung und Klassifikation verwendet. Hierzu werden die Messdaten in 10 Klassen unterteilt, die jeweils 10% der Lebensdauer beinhalten. Beispielsweise umfasst Klasse 1 den Bereich 0 bis 10% Lebensdauer, Klasse 2 den Bereich 10-20% und so weiter. Die LDA versucht, die selektierten Merkmale durch eine Abbildungsvorschrift in den Diskriminanzraum zu übertragen, der eine Trennung nach den vorgegebenen Klassen realisiert (vgl. 3.3.3.3). Es erfolgt eine Unterteilung über einen Trennungsvektor, der die Diskriminanzfunktionen y_1 bis y_n enthält, wobei n der Anzahl der Klassen minus 1 (hier: 9) entspricht. Die Sortierung der Diskriminanzfunktionen erfolgt nach Trennungsqualität, was bedeutet, dass die Diskriminanzfunktion 1 am meisten zur Trennung der Klassen beiträgt und Diskriminanzfunktion 9 am wenigsten.

Um die Klassentrennung durch die LDA zu visualisieren, betrachtet man häufig lediglich die ersten beiden Diskriminanzfunktionen, da die Dimension des entstehenden Diskriminanzraums im Normalfall zu groß ist, um alle Funktionen anschaulich darzustellen. Zusätzlich sorgen die beiden ersten Diskriminanzfunktionen oftmals schon für eine ausreichend gute Trennung der Klassen. Abbildung 5.40a zeigt die Diskriminanzfunktion 2 über die Diskriminanzfunktion 1 am vorangegangenen Beispiel des 0,5 mm NiTiCo-Drahtes bei Messung der Impedanz in der Austenitphase für alle 1436 Zyklen, die je nach Klassenzugehörigkeit als farbliche Punkte dargestellt sind. Als Datenquelle bzw. „Sensoren“ werden wie in Abbildung 5.38 der Betrag der Impedanz, der Phasenwinkel und die Induktivität genutzt. Der Visualisierung der LDA ist zu entnehmen, dass schon mittels der beiden ersten Diskriminanzfunktionen eine gute Trennung der Klassen dargestellt werden kann. Zusätzlich erkennt man, dass die Anordnung der Klassen nach Lebensdauer in Abbildung 5.40a durch die LDA sinnvoll durchgeführt wird. Das bedeutet

beispielsweise, dass die Zyklen der Klasse 10-20% zwischen der Klasse 20-30% und 0-10% eingeordnet werden, was plausibel ist und darauf hindeutet, dass die Merkmalsdaten einen Einfluss der fortschreitenden Lebensdauer des Materials aufweisen.

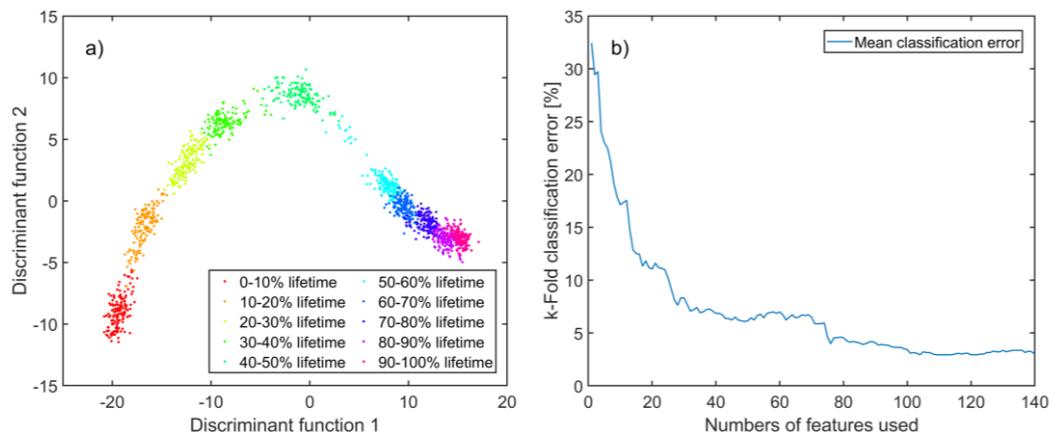


Abbildung 5.40: a) Zweite Diskriminanzfunktion der LDA in Abhängigkeit der ersten am Beispiel der Austenitphase des 0,5 mm Drahtes über 1436 Lebensdauerzyklen mit Klassifizierung in 10 Klassen zu je 10% Lebensdauer und b) mittlerer Klassifikationsfehler der 10-fachen Kreuzvalidierung über die Anzahl der verwendeten Merkmale.

Zur Ermittlung der Qualität der Modellbildung und Klassifikation wird nun eine 10-fache Kreuzvalidierung durchgeführt. Wie in 3.3.3.3 beschrieben werden dazu 10% der Daten zufällig als Testdaten gewählt und die verbleibenden 90% dienen als Trainingsdaten, d.h. zur Modellbildung. Zur Erzeugung des Modells wird erneut die LDA genutzt, die die Trainingszyklen mithilfe der 140 selektierten Merkmale in die vorgegebenen Klassen trennt. Durch die bekannte Klassenzugehörigkeit der Testdaten und die aus dem Modell durch die Mahalanobis-Distanz resultierende Klassenzugehörigkeit lässt sich der Klassifikationsfehler in Abhängigkeit der Anzahl der verwendeten Merkmale berechnen. Bei der 10-fachen Kreuzvalidierung wird der gesamte Prozess, beginnend bei der Wahl der Test- und Trainingsdaten, 10-mal wiederholt, woraus der mittlere Klassifikationsfehler aus den 10 Validierungsvorgängen berechnet wird. Bei der Auswahl der Testdaten werden die vergangenen Validierungsvorgänge berücksichtigt, sodass immer neue Daten als Testdaten gewählt werden, bis jeder Datenpunkt/Zyklus einmal zum Testen des Modells verwendet wurde. Die Kreuzvalidierung validiert folglich zum einen die Merkmalsextraktion und -selektion sowie zum anderen die Robustheit der Modellbildung durch die LDA, da Test- und Trainingsdaten variiert werden. Der mittlere Klassifikationsfehler des hier gewählten Beispiels des 0,5 mm Drahtes ist in Abbildung 5.40b dargestellt. Es zeigt sich, dass der Klassifikationsfehler mit Anzahl der verwendeten Merkmale zu Beginn stark abnimmt, sodass schon nach ≈ 30 verwendeten Merkmalen mit $\approx 7\%$ ein geringer Klassifikationsfehler erreicht

wird. Dieser verbessert sich mit der steigenden Anzahl der verwendeten Merkmale auf bis zu $\approx 3\%$ bei Nutzung aller 140 Merkmale.

Zur weiteren Validierung der Modellbildung auf Basis der LDA bietet sich die Projektion von Klassen an. In diesem Fall werden während der Modellbildung zufällig gewählte Klassen ausgelassen (in diesem Fall 3 von 10) und im Anschluss auf Basis des aus den verbleibenden Klassen berechneten Modells projiziert. Durch die Lage der Projektionen lässt sich beurteilen, ob das Modell plausibel ist und die Klassen sinnvoll nach Lebensdauer getrennt werden. Abbildung 5.41a zeigt die erste und zweite Diskriminanzfunktion der LDA mit Projektion der 2., 5. und 9. Klasse, die als Ringe dargestellt sind. Die zur Modellbildung verwendeten Klassen sind als Punkte dargestellt. Es zeigt sich, dass das Modell valide ist, da sich die Projektionen der drei ausgelassenen Klassen zwischen den zur Modellbildung verwendeten Klassen sinnvoll anordnen. Die Projektion der 2. Klasse (orange) liegt folglich zwischen der 1. (rot) und 3. (gelb) Klasse, die der 5. (cyan) zwischen der 4. (grün) und 6. (türkis). Lediglich bei der 9. Klasse liegen teilweise Überschneidungen mit der 8. und 10. Klasse vor. Da der Klassifikationsfehler der 10-fachen Kreuzvalidierung des Modells mit projizierten Daten allerdings nahezu identisch zu dem Klassifikationsfehler des Modells ohne Datenprojektion ist (Abbildung 5.41b), lässt sich folgern, dass die Trennung der Projektion der 9. Klasse von 8. und 10. Klasse lediglich in der zweidimensionalen Darstellung schwer zu erkennen ist, jedoch im höherdimensionalen Raum vorliegt. Dieses Verhalten ließe sich unter Umständen mithilfe einer Mittelung über mehrere Zyklen verbessern, worauf an dieser Stelle aufgrund des geringen Klassifikationsfehlers jedoch verzichtet wird. Vergleicht man die LDA, die die projizierten Daten beinhaltet (Abbildung 5.41a) mit der ohne Projektion (Abbildung 5.40a) fällt auf, dass diese einen diskontinuierlichen Übergang nach von 30-40% nach 40-50% Lebensdauer beinhaltet, was auf eine schlagartige Änderung der Umgebungsbedingungen oder eine Unterbrechung des Experiments hindeuten kann. Da der Versuch nicht unterbrochen wurde ist hier tendenziell ersteres der Fall, was allerdings nicht nachzuprüfen ist.

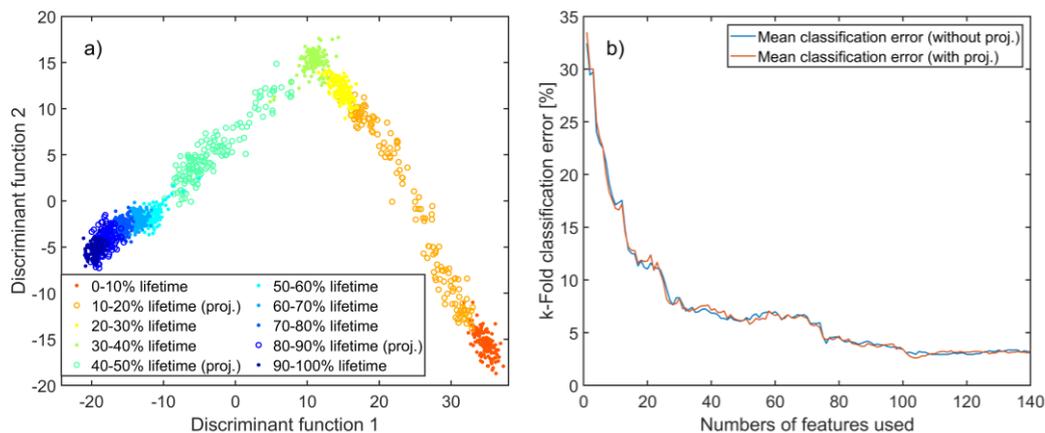


Abbildung 5.41: a) Zweite Diskriminanzfunktion der LDA in Abhängigkeit der ersten am Beispiel der Austenitphase des 0,5 mm Drahtes über 1436 Lebensdauerzyklen mit Klassifizierung in 10 Klassen zu je 10% Lebensdauer mit Projektion der 2. 5. und 9. Klasse (Ringe) und b) Vergleich der mittleren Klassifikationsfehler der 10-fachen Kreuzvalidierung über die Anzahl der verwendeten Merkmale auf Basis der Daten ohne (blau) und mit (rot) Projektion.

Durch die Validierung mittels der Klassenprojektion und dem resultierenden geringen Klassifikationsfehler von $\approx 3\%$ kann man davon ausgehen, dass die Mustererkennung bzw. die Überwachung der Lebensdauer in dem hier gezeigten Beispiel der Messung während Austenitphase des 0,5 mm Drahtes funktioniert und ein valides Modell erstellt werden kann. Es ist anzumerken, dass es sich bei der Materialermüdung um einen kontinuierlichen Prozess handelt, sodass die Differenzierung zwischen den einzelnen Klassen erschwert wird. Dementsprechend ist ein Klassifikationsfehler von $\approx 3\%$ für einen kontinuierlichen Prozess als sehr positiv zu bewerten.

Um nun Rückschlüsse auf die eventuellen physikalischen Mechanismen ziehen zu können, werden die Merkmale analysiert, die am meisten zur Trennung der Klassen-Daten beitragen. Dazu betrachtet man die selektierten Merkmale, da diese nach Korrelation zur Lebensdauer sortiert sind. Die ersten zehn Merkmale weisen hierbei eine Korrelation von über 90% auf und setzen sich wie in Tabelle 5.3 dargestellt zusammen. Es zeigt sich, dass die meisten der Merkmale aus Bereich 6 und Bereich 7 extrahiert werden, die sich zusammen über einen Frequenzbereich von 3,3 MHz bis 13,3 MHz erstrecken. Als Hauptmerkmale werden dabei die einfachsten statistischen Merkmale wie Mittel-, Maximal- und Minimalwert von Impedanz und Induktivität verwendet. Die zusätzlich vorhandene, große Korrelation von bis zu 96% ist in der Darstellung der Sensoren über die Zyklen (vgl. Abbildung 5.38) nicht wahrzunehmen. Das bedeutet, dass einige der Merkmale nahezu 1:1 zur Lebensdauer des Drahtes korrelieren, sich also in nahezu gleichem Maß ändern. Um dieses Verhalten zu verdeutlichen, sind die ersten beiden Merkmale als Verlauf über die Zyklenzahl exemplarisch in Abbildung 5.42

dargestellt. Bei beiden Merkmalen erkennt man die Korrelation zu der ansteigenden Zyklenzahl in Form eines Anstiegs. Es fällt allerdings auf, dass der Anstieg nicht linear verläuft und die Werte der Merkmale zum Ende der Lebensdauerermessung abflachen.

Merkmal	„Sensor“	#Bereich	Frequenzbereich	Korr.
Mittelwert	Impedanz	7	6,6 MHz – 13,3 MHz	0,96
Mittelwert	Induktivität	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,94
Maximalwert	Impedanz	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,94
Mittelwert	Impedanz	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,93
Minimalwert	Impedanz	7	6,6 MHz – 13,3 MHz	0,92
Maximalwert	Induktivität	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,91
Varianz	Impedanz	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,91
Lineare Steigung	Impedanz	6	3,3 MHz – 6,6 MHz	0,90
Maximalwert	Impedanz	7	6,6 MHz – 13,3 MHz	0,90
Varianz	Impedanz	9	26,7 MHz – 53,9 MHz	0,90

Tabelle 5.3: Top 10 der selektierten Merkmale für die Mustererkennung mit Merkmal, „Sensor“, Frequenzbereich und Korrelation

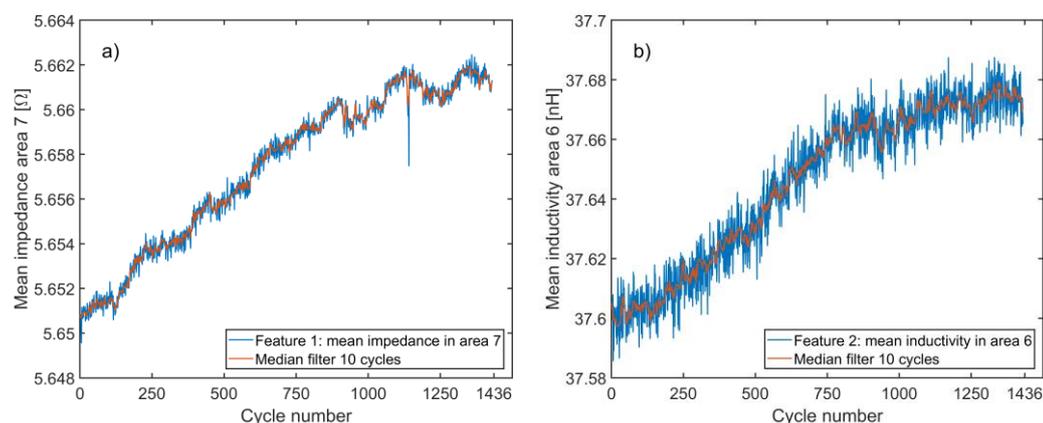


Abbildung 5.42: Exemplarische Darstellung von a) Merkmal 1: Mittelwert der Impedanz im Bereich 7 und b) Merkmal 2: Mittelwert der Induktivität in Bereich 6 jeweils über die Zyklenzahl (blau) und mit Median-Filter über 10 Zyklen (rot) bis zum Riss der Probe in Zyklus 1436.

Zur weiteren Analyse werden alle 140 zur Modellbildung selektierten Merkmale hinsichtlich der verwendeten Datenquellen, der extrahierten Merkmale, der verwendeten Bereiche sowie der vorhandenen Korrelationen beurteilt, um eventuelle Trends aufzudecken. Die vier Verteilungen über alle 140 selektierten Merkmale sind als Kuchendiagramm in Abbildung 5.43a-d dargestellt. Abbildung 5.43a zeigt, dass die drei Datenquellen nahezu in gleichem Ausmaß zur Merkmalsextraktion herangezogen werden und somit zur Modellbildung beitragen, sodass dort kein Trend zu erkennen ist. Bei Betrachtung der verwendeten Merkmale (Abbildung 5.43b) lässt sich erkennen, dass vor allem die einfachen statistischen Größen wie Mittelwert, Maximalwert und Minimalwert dominieren und $\approx 50\%$

aller Merkmale ausmachen. Dies zeigt sich schon in den Top 10 Merkmalen (Tabelle 5.3), die eine Dominanz der drei genannten Größen aufweisen. Hinsichtlich des physikalischen Hintergrunds der Materialermüdung macht die Dominanz dieser Funktionen Sinn, da sich die Rissbildungen an der Materialoberfläche direkt auf die Impedanz bzw. Induktivität auswirken sollte, womit Mittel-, Maximal- und Minimalwert hier als ausschlaggebende Größen zu erwarten sind. Bei Betrachtung der verwendeten Bereiche (Abbildung 5.43c, Nummerierung vgl. Abbildung 5.38) fällt auf, dass die hochfrequenten Bereiche ab $\approx 3,3$ MHz bis 110 MHz mit nahezu 75% zur Merkmalsextraktion herangezogen werden. Dies ist ebenfalls auf den physikalischen Hintergrund zurückzuführen, da die Oberflächenrisse aufgrund des Skin-Effekts hauptsächlich im Bereich der hohen Frequenzen zu einer Signaländerung beitragen. Es ist jedoch anzumerken, dass im hohen Frequenzbereich zusätzlich diverse Störsignale eingekoppelt werden, die ebenfalls Einfluss auf die Merkmale nehmen können. Diese können unter Umständen mit der Lebensdauer korrelieren (vgl. Abbildung 5.38 und Abbildung 5.39) wodurch sie zur Modellbildung herangezogen werden, was jedoch nicht mit der Materialermüdung zusammenhängt. Bei Betrachtung der Korrelationen (Abbildung 5.43d) zeigt sich, dass $\approx 50\%$ der selektierten Merkmale eine Korrelation von 0,8-1 aufweisen, sodass die Merkmalsselektion in diesem Fall sinnvolle, zur Lebensdauer korrelierende Merkmale liefert, was zum geringen Klassifikationsfehler beiträgt.

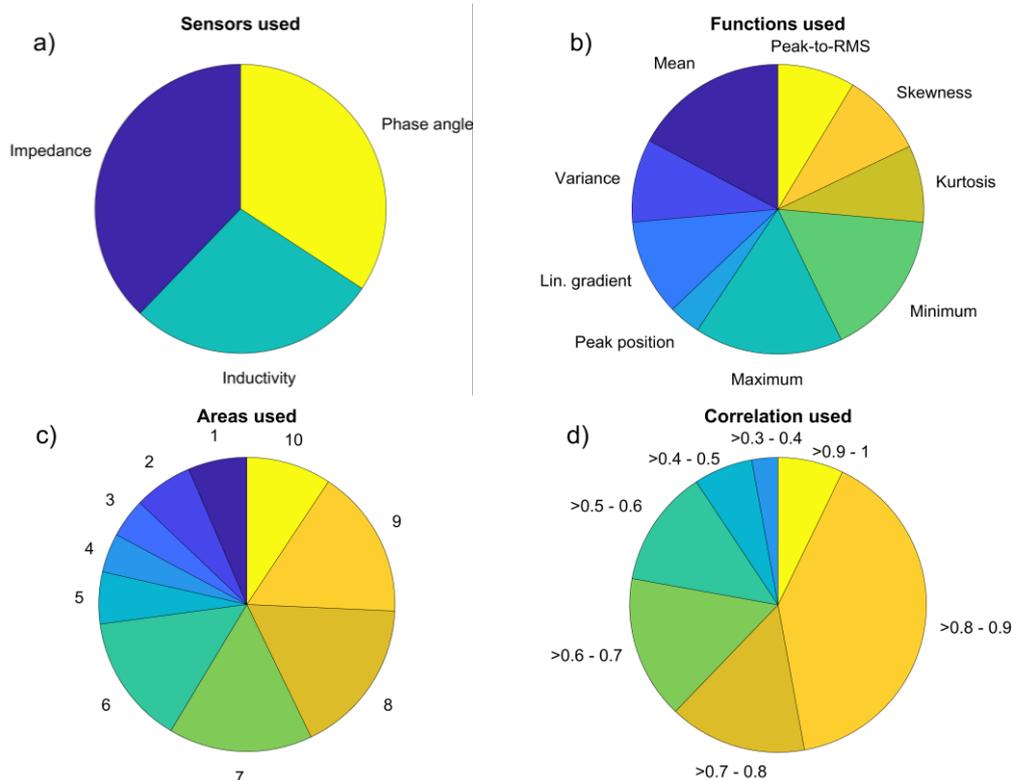


Abbildung 5.43: Analyse der 140 selektierten Merkmale, die zur Modellbildung verwendet werden mit a) Verteilung der verwendeten Datenquellen, b) Verteilung der verwendeten Methoden, c) Verteilung der verwendeten Bereiche (vgl. Abbildung 5.38) und d) Verteilung der verwendeten Korrelationen.

5.5.3.2 Impedanzmessung des 0,5 mm Drahtes während der Martensitphase

Als zweites Beispiel wird die Impedanzmessung des 0,5 mm Drahtes während der Martensitphase gezeigt. Die Versuchsdurchführung ist hierbei identisch zu der Messung während der Austenitphase, lediglich die Haltezeit nach der Entlastung wird auf 1 s reduziert, während die Haltezeit nach der Belastung zur Messung der Impedanz auf 6 s gesteigert wird. Der Versuch endet mit dem Riss des Drahtes nach 2078 Zyklen. Zur Modellbildung werden 150 zuvor über die Pearson-Korrelation selektierte Merkmale genutzt. Die Rohdaten zeigen hier erneut keine erkennbaren Trends und sind dem Anhang zu entnehmen (vgl. A.4).

Abbildung 5.44a zeigt die zweite Diskriminanzfunktion der LDA in Abhängigkeit der ersten, um die Trennung der Klassen zu beurteilen. Analog zur Austenitmessung werden die 2., 5. und 9. Klasse mithilfe des aus den verbleibenden Daten berechneten Modells projiziert. Es fällt auf, dass die LDA die einzelnen Zyklen bei dieser Messung breiter verteilt, sodass die Trennung in die 10 Klassen weniger scharf erscheint. Vor allem die drei letzten Klassen (70-100% Lebensdauer) überschneiden sich stark. Die Projektion ordnet sich in diesem Fall erneut dort an, wo man es erwarten würde, sodass das berechnete Modell durchaus eine plausible, nach Lebensdauer trennende Anordnung hervorruft.

Abbildung 5.44b zeigt den mittleren Fehler der 10-fachen Kreuzvalidierung über die Anzahl der verwendeten Merkmale mit Vergleich der Martensitmessung (blau) mit der vorherigen Austenitmessung (rot). Hierbei erkennt man bei der Martensitmessung zu Beginn (< 10 Merkmale) einen im Vergleich zur Austenitmessung um Faktor 2 erhöhten mittleren Fehler. Dieser reduziert sich mit der Anzahl der verwendeten Merkmale bis auf $\approx 6\%$, was dem doppelten minimalen Fehler der Austenitmessung entspricht, sodass man folgern kann, dass die Qualität der extrahierten Merkmale und der Modellbildung hier schlechter ist.

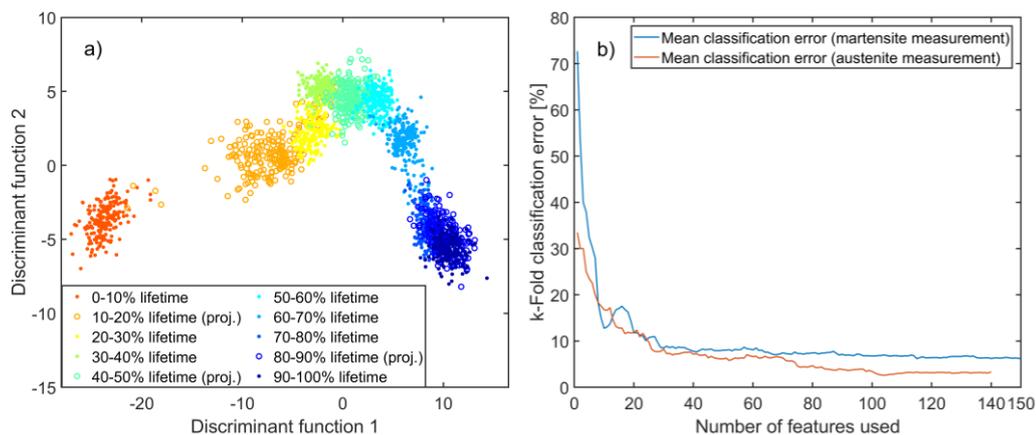


Abbildung 5.44: a) Zweite Diskriminanzfunktion der LDA in Abhängigkeit der ersten am Beispiel der Martensitphase des 0,5 mm Drahtes über 2078 Lebensdauerzyklen bei Klassifizierung in 10 Klassen zu je 10% Lebensdauer mit Projektion der 2. 5. und 9. Klasse (Ringe) und b) Vergleich der mittleren Klassifikationsfehler der 10-fachen Kreuzvalidierung bei Messung der Martensitphase (blau) und Messung der Austenitphase (rot) über die Anzahl der verwendeten Merkmalen.

Zur weiteren Analyse werden erneut alle 150 zur Modellbildung selektierten Merkmale hinsichtlich der verwendeten Datenquellen, Methoden zur Merkmalsextraktion und der verwendeten Bereiche betrachtet. Im Falle der verwendeten Datenquellen bzw. „Sensoren“ erkennt man erneut keinen Trend, sodass alle drei bereitgestellten Größen zu nahezu gleichen Anteilen in der Merkmalsextraktion berücksichtigt werden (Abbildung 5.45a). Die zur Merkmalsextraktion verwendeten Funktionen zeigen ebenfalls einen ähnlichen Trend wie bei der Austenitmessung, bei der die Mittelwertbildung und Bestimmung des Minimal- bzw. Maximalwertes wie hier zu $\approx 50\%$ in den selektierten Merkmalen Anwendung finden (Abbildung 5.45b). Gleiches gilt für die verwendeten Frequenzbereiche, da auch hier der Bereich von 3,3 MHz bis 110 MHz zu mehr als 75% in Betracht gezogen wird (Abbildung 5.45c). Dies ist auch hier als Bestätigung der physikalischen Mechanismen, der Impedanz- bzw. Induktivitätsänderung bei hohen Frequenzen aufgrund des Skin-Effekts, zu verstehen ist. Die Betrachtung der Korrelationsverteilung (Abbildung 5.45d) zeigt allerdings, dass nur wenige Merkmale vorhanden sind, die eine große Korrelation

aufweisen. Während bei der Austenitmessung noch $\approx 50\%$ der Merkmale eine Korrelation von $> 0,8$ zeigen, beinhaltet diese Messung lediglich ein Merkmal mit einer Korrelation $> 0,7$ und nur $\approx 50\%$ mit einer Korrelation $> 0,3$. Die schon im Graph der LDA sichtbaren Trends der im Vergleich zur Austenitmessung unschärferen Trennung der Klassen (Abbildung 5.44a) sowie der größere resultierende Klassifikationsfehler der Kreuzvalidierung resultieren folglich aus den Korrelationen der Merkmale, die wesentlich schlechter sind als bei der Messung der Austenitphase. Basierend auf dem physikalischen Hintergrund würde man in der Martensitphase eine bessere Trennung der Klassen erwarten, da die eventuell vorhandenen Oberflächenrisse durch die Dehnungsbelastung gestreckt werden und somit größeren Einfluss auf die elektrischen Messgrößen haben sollten. Dass dies nicht wahrzunehmen ist, kann durch eine fehlerhafte Kalibrierung der Martensitanordnung hervorgerufen werden. Als zweiter Grund ist, der unter Last erhöhte Motorstrom des Linearmotors zu erwähnen, der zu größeren Strömungseinkopplungen führen kann, sodass die Impedanzänderung durch den Draht schwerer wahrzunehmen ist.

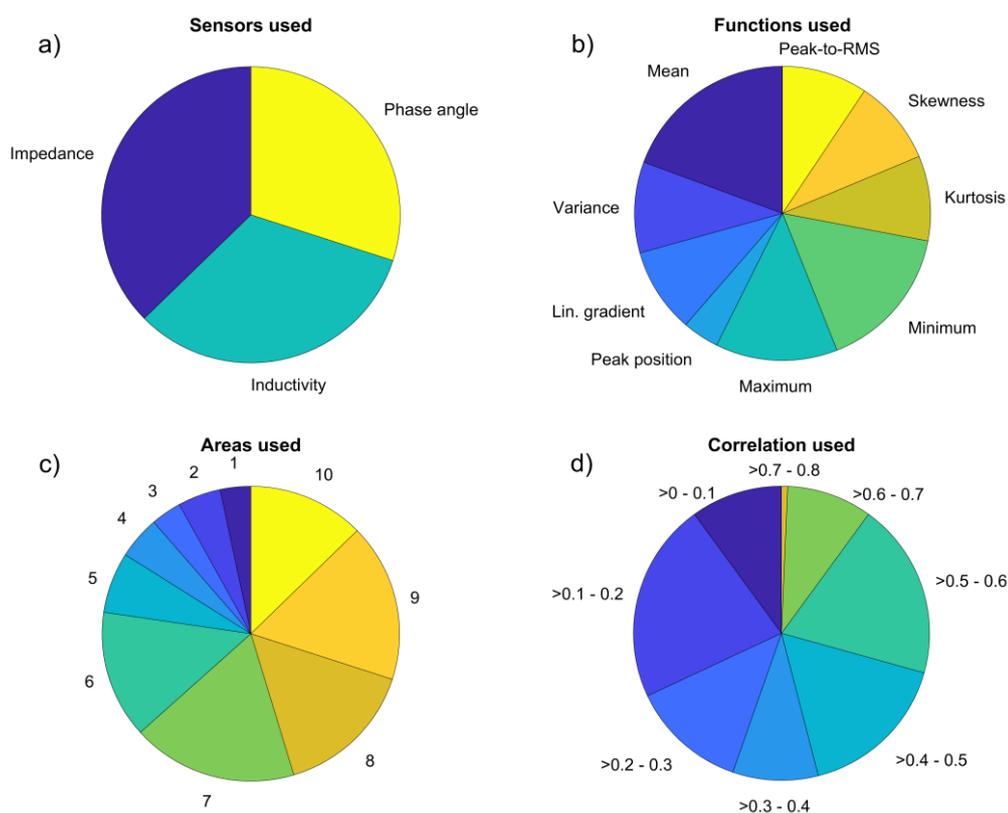


Abbildung 5.45: Analyse der 150 selektierten Merkmale, die zur Modellbildung verwendet werden mit a) Verteilung der verwendeten Datenquellen, b) Verteilung der verwendeten Methoden, c) Verteilung der verwendeten Bereiche (vgl. Abbildung 5.38) und d) Verteilung der verwendeten Korrelationen.

Da sich die selektierten Merkmale hinsichtlich der Verteilung der verwendeten Sensoren, Bereiche und Funktionen kaum unterscheiden, bietet es sich an das Austenit-Modell mit den Daten der Martensitphase zu testen. Im Idealfall erreicht man dadurch eine Übertragbarkeit der Messungen, sodass das Modell der Austenitmessung auch für die Martensitdaten eine Trennung hervorruft. Diese Möglichkeit wurde jedoch ohne erfolgreiches Ergebnis überprüft.

Zusätzliche identische Messungen am 0,87 mm Draht zeigen mit $\approx 6\%$ mittlerem Klassifizierungsfehler bei Messung der Austenitphase und $\approx 4\%$ Klassifizierungsfehler bei Messung der Martensitphase ein ähnliches Ergebnis hinsichtlich der Modellbildung mit resultierender Klassifizierung. Die Merkmale setzen sich jedoch in beiden Messungen nicht identisch zum 0,5 mm Draht zusammen: Bei den verwendeten Sensoren überwiegt die Impedanz mit $\approx 50\%$ und die hochfrequenten Bereiche treten nicht so stark in Erscheinung wie beim 0,5 mm Draht. Es ist daher unklar, ob die Ergebnisse der Modellbildung und Klassifizierung auf die physikalischen Einflüsse der Rissbildung zurückzuführen sind oder von Einflüssen der Klemmung, von umgebungsbedingten Störeinflüssen oder eines während des adiabatischen Versuchs fortschreitenden Trainingseffekts mit Widerstandsänderung (vgl. 5.1.3) geprägt sind, der sich im niederfrequenten Bereich widerspiegelt.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Impedanzmessung eine Möglichkeit zur Lebensdauerüberwachung des NiTiCo-Drahtes darstellt, die in den präsentierten Versuchen mit guten Ergebnissen funktioniert hat. Es ist jedoch nicht mit hundertprozentiger Sicherheit zu sagen, ob die zur Modellbildung und Mustererkennung beitragenden Merkmale auf eventuelle Rissbildungen aufgrund der Materialermüdung zurückzuführen sind oder ob sie von veränderlichen Umwelteinflüssen oder Störungen beeinflusst werden. Dass im Falle des 0,5 mm Drahtes ein Großteil der selektierten Merkmale aus den hochfrequenten Bereichen gewonnen werden, unterstützt jedoch die zuvor dargestellten Überlegungen hinsichtlich des Skin-Effekts, der bei hohen Frequenzen zum Tragen kommt. Es ist anzumerken, dass der Aufwand der Messung und Kalibrierung nicht zu vernachlässigen ist, sodass die Verwendung des Messprinzips in vorhandenen elastokalorischen Anwendungen nur mit diversen Vereinfachungen (z.B. Verzicht auf einen Impedanzanalysator, Reduktion der elektrischen Peripherie) zu realisieren ist. Zusätzlich ist in weiteren Messungen zu klären, inwiefern die im idealisierten Prüfaufbau gewonnenen Modelle im ersten Schritt untereinander, aber dann auch auf reale Anwendungen zu übertragen sind.

5.5.4 Langzeitprüfstand

Da der bisher entwickelte Prüfstand zur detaillierten Analyse der grundlegenden elastokalorischen Vorgänge (vgl. 4.1) auf einem kugelgelagerten Linearmotor basiert, ist es aus Verschleißgründen nicht sinnvoll, diesen zur Durchführung von Langzeitversuchen zu verwenden. In den bisher durchgeführten Langzeitversuchen aus 5.5.1 traten schon sporadisch Schleppfehler auf, die auf beginnenden Lagerverschleiß zurückzuführen sind und nur durch Schmierfahrten des Motors behoben werden konnten. Aus diesen Gründen wird nachfolgend die Entwicklung eines zusätzlichen Langzeitprüfstands vorgestellt, bei dem die geschilderten Probleme nicht auftreten.

5.5.4.1 Entwicklung und Aufbau

Aus den bisherigen Versuchen ergeben sich vier wesentliche Anforderungspunkte, die bei der Entwicklung des Langzeitprüfstands berücksichtigt werden sollten. Als erster und wichtigster Punkt muss der Prüfstand nahezu verschleißfrei zu betreiben sein. Da dies hauptsächlich durch die Lagerung des Motors beeinflusst wird, bietet es sich an, auf verschleißfreie/-arme Lagerung zurückzugreifen. Der zweite Punkt ist die Realisierung der Möglichkeit, mehr als einen Draht in variabler Länge zeitgleich zyklisch belasten zu können. Um dies umzusetzen, bietet sich die in 5.4.3 gezeigte Bündelklemmung an, bei der bis zu 30 Drähte zeitgleich belastet werden können. Der dritte Punkt besteht darin, den Prüfstand unabhängig von dem bisherigen Aufbau betreiben zu können, sodass auf beiden Prüfständen parallele Versuche ablaufen können, damit die für die Langzeitversuche benötigte Zeit keinen Einfluss auf weitere Versuche nimmt. Der vierte und letzte Punkt besteht in der Datenerfassung und -speicherung der Kraft und des Verfahrwegs des Motors. Die Messung der Kraft ist hierbei unumgänglich und sollte ebenfalls verschleißunempfindlich ablaufen, da sie zur Rissdetektion dient. Zur Ermittlung des mechanischen Verhaltens in Form der Spannungs-Dehnungs-Charakteristik muss zusätzlich der Verfahrweg des Motors erfasst und gespeichert werden.

Abbildung 5.46 zeigt die schematische Darstellung des Langzeitprüfstands. Dieser beinhaltet einen luftgelagerten Linearmotor der Firma FESTO (ELGL-LAS-120-200-S-RE-B), ein 7er Bündel aus 0,2 mm NiTiCo-Drähten, die dazugehörige Bündelklemmung sowie einen Kraftsensor. Da der Motor eine maximale Kraft von 240 N erzeugen kann, wird die Anzahl der Drähte im Drahtbündel von 30 auf 7 Drähte reduziert. Die Länge des Bündels ist durch die Position der Kraftmessdose in Stufen auf 90 mm, 100 mm, 200 mm oder 300 mm einstellbar, was es ermöglicht, den Einfluss der Probenlänge auf die Lebensdauer zu untersuchen. Die Kraftmessdose ist auf eine Maximalkraft von 222 N ausgelegt. Die Ansteuerung des Linearmotors erfolgt über die digitale E/A Schnittstelle am

Motorcontroller, die aus 9 digitalen Eingängen und 4 Ausgängen besteht. Über die digitalen Eingänge erteilt man beispielsweise die Freigabe für die Linearbewegung, wählt einen Parametersatz zum definierten Verfahren aus oder aktiviert die Motorbremse. Die digitalen Ausgänge geben Rückmeldung, sobald die Motorbewegung abgeschlossen ist bzw. ob Fehler vorliegen. Durch die Luftlagerung des Motors ist dieser nicht verschleißanfällig, sodass er von einem Betrieb in zeitaufwändigen Lebensdauerversuchen unbeeinflusst bleibt. Die Datenerfassung erfolgt über eine National Instruments Messwerterfassung, einen USB 6343 DAQ. Da diese kein „Field Programmable Gate Array“ (FPGA) besitzt und mithilfe des PCs und LabVIEW betrieben wird, ist eine Echtzeitdatenerfassung nicht in jedem Fall gewährleistet. Das ist für die Langzeitversuche allerdings nicht kritisch, da dort keine hochpräzise Materialcharakterisierung erfolgt und somit eine Echtzeitdatenerfassung nicht benötigt wird. Des Weiteren kann der Langzeitprüfstand durch den Verzicht auf den FPGA und die Nutzung einer USB Datenerfassung parallel zu dem bisherigen Einzeldrahtaufbau betrieben werden. Die Auswertung des Fahrwegs des Motors erfolgt über einen analogen Ausgang am Motorcontroller, der die Position als analoge Spannung ausgibt. Zur Kraftmessung wird ein Messwandler installiert, der die Messbrücke des Kraftsensors auswertet und die Kraft ebenfalls in Form einer analogen Spannung zugänglich macht. Die Abtastrate der beiden Spannungskanäle wird auf 1000 Hz festgelegt. Zur Kommunikation des USB 6343 DAQ mit dem Motorcontroller wird zusätzlich ein Pegelwandler installiert, der den Logikpegel des DAQ (5 V) auf den des Motorcontrollers (24 V) transferiert und umgekehrt, sodass eine gegenseitige Kommunikation ermöglicht wird. Die Datenspeicherung von Zeit, Fahrweg und Kraft erfolgt mit LabVIEW in eine .txt Datei.

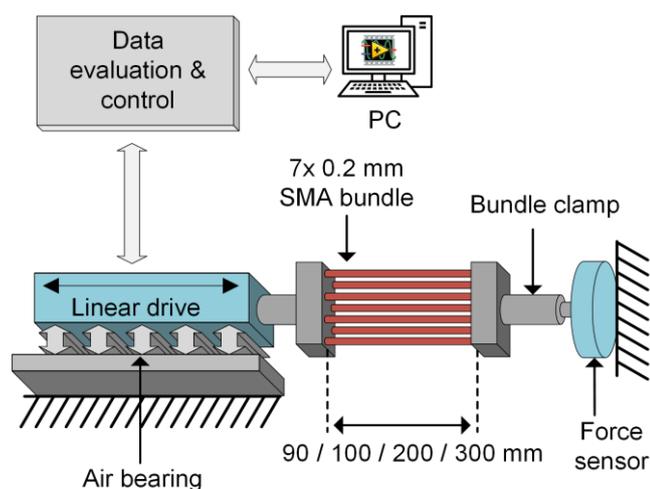


Abbildung 5.46: Schematische Darstellung des Langzeitprüfstands.

Abbildung 5.47 zeigt die LabVIEW Bedienoberfläche des Langzeitprüfstands. Diese umfasst die Festlegung der Speicheroptionen wie Pfad und Name der Messung (1). Des Weiteren besteht die Möglichkeit die digitalen Ausgänge manuell anzusteuern (2) sowie die digitalen Eingänge auszulesen (3). Hierbei fungiert der DI4-Eingang als Freigabe, da dieser den Druck der Luftlagerung überwacht. Bei inaktiver Luftlagerung können bei Betrieb des Linearmotors Schäden entstehen, sodass man das System erst in Betrieb nehmen kann, wenn der Druckschalter (DI4) ausgelöst ist, was bei einem Luftdruck $> 3,5$ bar geschieht. Falls man einen automatisierten Trainings- oder Lebensdauerversuch durchführen möchte, kann man diesen vor dem Versuch unter (4) konfigurieren. Dazu gehört die Festlegung der Kraftüberwachung zur Detektion der remanenten Dehnung während des Trainings wie auch die Konfiguration der Haltezeit und der zu absolvierenden Zyklen. Die Verfahrensparameter des Motors wie Geschwindigkeit und Weg können nicht in LabVIEW vorgegeben werden, sondern sind über die Satztable in der Konfiguration des Motorcontrollers festgelegt. Über die Auswahl des passenden Satzes lässt sich dann die Belastung bzw. Entlastung des Drahtbündels durchführen. Je nachdem, ob ein Trainings- oder Lebensdauerversuch durchgeführt wird, selektiert das Programm folglich entweder eine langsame (isotherme) oder schnelle (adiabatische) Belastung. Neben den Steuerungs- und Speicherungsdaten umfasst die LabVIEW Oberfläche die graphische Darstellung von Motorposition und Kraft in (5) und (6). Der detaillierte Ablauf der Ansteuerung und Experimentdurchführung ist dem Anhang zu entnehmen (vgl. A.5).

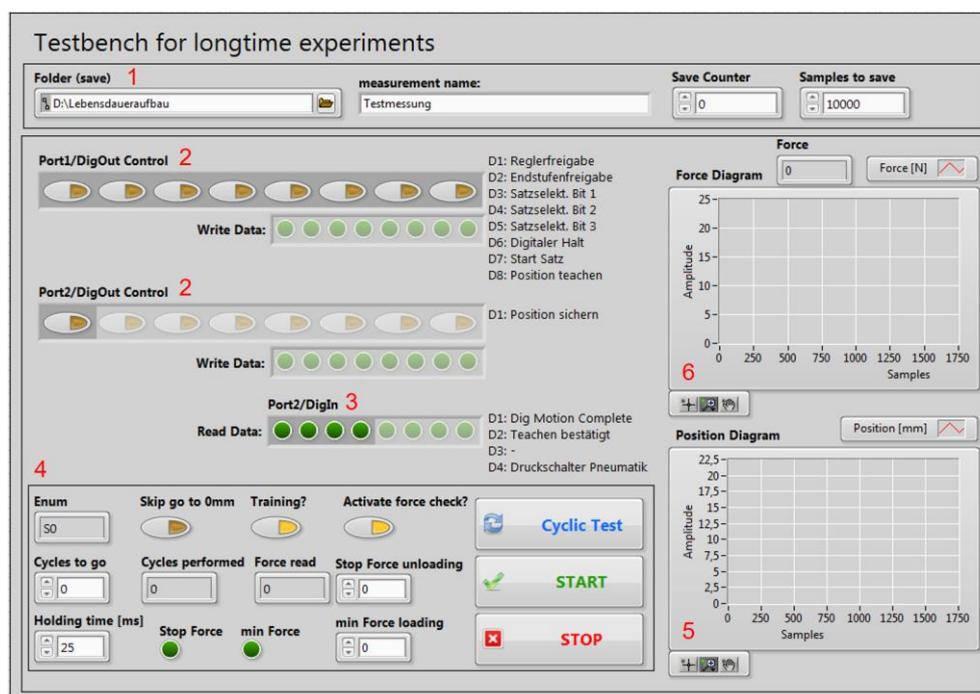


Abbildung 5.47: LabVIEW Oberfläche zur Bedienung des Langzeitprüfstands, Nummern s. Text.

5.5.4.2 Charakterisierung und Verwendung des Langzeitprüfstands

Zur Charakterisierung des Prüfstands wird der isotherme Trainings- und der adiabatische Lebensdauerversuch untersucht. Bei beiden Versuchen ist es essenziell, dass die vorgegebenen Parameter wie Verfahrensweg und Verfahrensgeschwindigkeit eingehalten wie auch die mechanischen Parameter in ausreichender Genauigkeit ausgelesen werden.

Elastokalorisches Training und adiabatischer Versuch

Abbildung 5.48 zeigt exemplarisch einen Ausschnitt aus dem Trainingsprozess eines 7x 0,2 mm Bündels mit einer Länge von 300 mm bei Vorgabe einer Dehnrates von $0,002 \text{ s}^{-1}$ und einer maximalen Dehnung von $\approx 8\%$, die durch die Maximalkraft des Motors begrenzt wird. Die Darstellung zeigt die erfasste Dehnung und die mittlere mechanische Spannung über die Zeit eines kompletten Trainingszyklus mit Be- und Entlastung sowie eine vergrößerte Ansicht der Belastung. Es zeigt sich, dass das Signalausrauschen im Signal der Spannung, welches aus der Kraftmessung resultiert, wesentlich geringer ist als das der Dehnung, das aus dem analogen Ausgang des Motorcontrollers entsteht. Zusätzlich fällt auf, dass das Signal der Dehnung „stufenförmig“ verläuft (s. Vergrößerung), während die Kraft einen weitestgehend stetigen Verlauf zeigt. Die „Stufenhöhe“ entspricht dabei einer Positionsänderung von 0,1 mm. Es lässt sich somit folgern, dass der Linearmotor entweder nur eine Schrittweite von 0,1 mm aufweist und „stufenförmig“ verfährt oder dass die Auflösung der analogen Spannung zur Positionsausgabe lediglich eine minimale Positionsänderung von 0,1 mm auflöst. Da das Kraft- bzw. Spannungssignal keine aus der Position resultierenden „Stufen“ aufweist, kann man davon ausgehen, dass der Linearmotor in wesentlich höherer Auflösung verfährt, als es das Analogsignal vermuten lässt. Das passt zu der im Datenblatt angegebenen Positioniergenauigkeit von $\pm 0,01 \text{ m}$, die eine erheblich geringere Schrittweite voraussetzt. Folglich ist die zu geringe Auflösung des Analogausgangs für die „Stufen“ verantwortlich, was sich allerdings nicht optimieren lässt. Das Problem kann in der Datenauswertung durch eine geeignete Median-Glättung gelöst werden, sodass das Signal für die Darstellung des mechanischen Verhaltens in der Anwendung als Langzeitprüfstand absolut ausreichend ist.

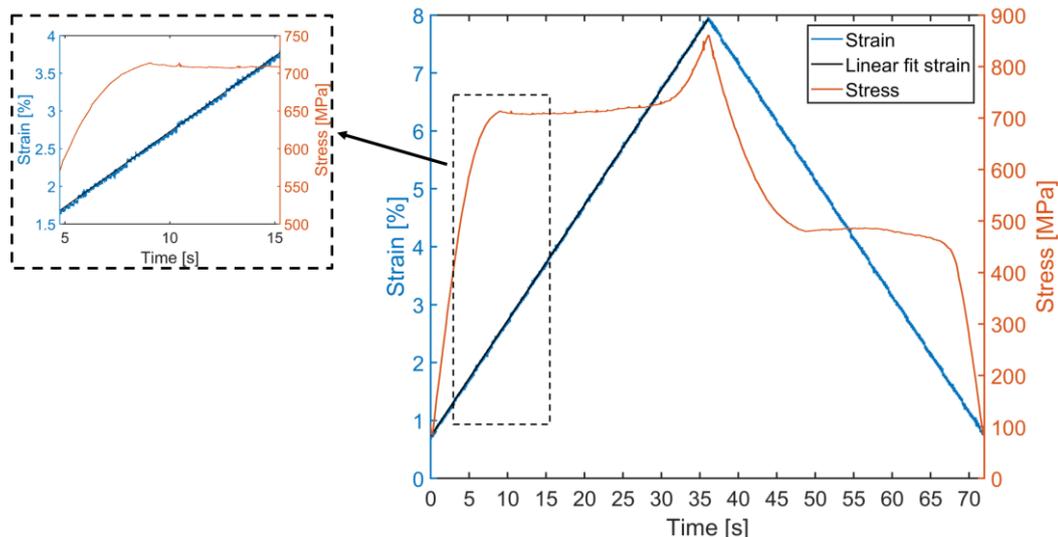


Abbildung 5.48: Exemplarische Darstellung eines typischen isothermen Trainingszyklus mit einer vorgegebenen Dehnrage von $0,002 \text{ s}^{-1}$ mit Darstellung der Dehnung (blau) und Spannung (rot) über die Zeit (Rohsignale).

Neben den „Stufen“ im Dehnungssignal existieren für beide Signale Störungseinkopplungen durch den Motorcontroller, die alle 1,5-2 s auftreten. Diese sind im Rohsignal nur geringfügig wahrnehmbar und können ebenfalls durch Median-Filterung entfernt werden. Zur Analyse der Dehnrage wird ein linearer Fit über den Belastungsbereich des gezeigten Trainingszyklus angewandt und die Steigung ermittelt, um die Abweichung von der vorgegebenen Dehnrage zu bestimmen. Bei einer Vorgabe von $0,002 \text{ s}^{-1}$ erreicht der Motor eine Geschwindigkeit von $\approx 0,001996 \text{ s}^{-1}$, sodass die Abweichung weit unter 1% liegt und somit den Anforderungen genügt. Außerdem sind hinsichtlich der Positionsregelung keine Regelfehler, Überschwinger oder sonstiges zu erkennen, sodass Start- und Endposition korrekt angefahren werden.

Abbildung 5.49 zeigt den Verlauf der mechanischen Spannung über die Dehnung während des Stabilisierungsprozesses eines $7 \times 0,2 \text{ mm}$ Drahtbündels der Länge 300 mm unter der Verwendung eines Medianfilters. Die gezeigte mechanische Spannung wird über die 7 Drähte gemittelt. Das Verhalten des Bündels über die 100 Trainingszyklen ähnelt dem des Einzeldrahtes, sodass sich die mechanische Hysterese im Verlauf des Trainings von $\approx 400 \text{ MPa}$ auf $\approx 150 \text{ MPa}$ reduziert (Vergleich von blauer und roter Kurve) und man eine konstante remanente Dehnung von $\approx 1,3\%$ erreicht (rote Kurve). Zusätzlich erkennt man im ersten Trainingszyklus (blaue Kurve) diverse Spannungspeaks, die durch die Fronten der einzelnen Drähte hervorgerufen werden. Analog zur Stabilisierung des Einzeldrahtes (vgl. 5.1.1) verschwinden diese im weiteren Verlauf des Trainings, da die Anzahl der Fronten zunimmt, was einen glatteren Verlauf der mechanischen Spannung hervorruft (rote Kurve).

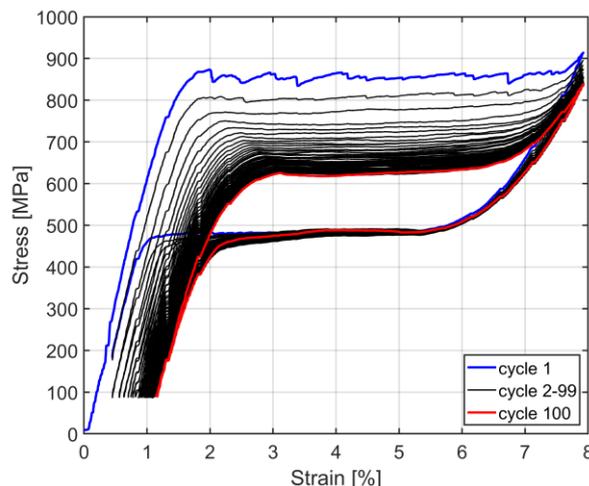


Abbildung 5.49: Mechanische Stabilisierung eines 7x 0,2 mm Drahtbündels im Langzeitprüfstand durch Applikation von 100 Trainingszyklen bei einer Dehnrade von $0,002 \text{ s}^{-1}$ und einer maximalen Dehnung von $\approx 8\%$ mit Hervorhebung von Zyklus 1 (blau) und Zyklus 100 (rot) (gefilterte Signale).

Es lässt sich somit folgern, dass das Trainingsverhalten des FGL-Bündels mithilfe des Langzeitprüfstands hinreichend genau analysiert werden kann und durch entsprechende Signaloptimierung zum bisherigen Einzeldrahtprüfstand vergleichbare Resultate erzielt werden können. Die Genauigkeit der Positionserfassung ist dabei erheblich ungenauer als die der wissenschaftlichen Testplattform der Einzeldrahtuntersuchung, was allerdings für die Durchführung der Langzeitversuche nicht einschränkend ist, da die vorgegebene Dehnrade sowie der Dehnungsbereich mit hoher Genauigkeit eingehalten werden.

Im nächsten Schritt wird das Verhalten des Langzeitprüfstands bei adiabatischer Belastung, also hoher Dehnrade, untersucht.

Abbildung 5.50 zeigt exemplarisch den Dehnungs- und Spannungsverlauf eines solchen adiabatischen Belastungszyklus aufgetragen über die Zeit bei einer Belastung mit einer Dehnrade von $0,1 \text{ s}^{-1}$, einer effektiven Dehnung von 6% und einer Haltezeit von 1,1 s. Als Drahtbündel wird erneut das 7x 0,2 mm Bündel mit einer Länge von 300 mm verwendet. Analog zum Trainingszyklus wird die Dehnrade mittels eines linearen Fits über die Belastungsrampe bestimmt, was ebenfalls in einer Abweichung $< 1\%$ resultiert. Des Weiteren sind hinsichtlich der Positionsregelung trotz höherer Dehnrade erneut keine Überschwinger oder Regelfehler zu erkennen. Die Schwingungen während der Haltezeit sind durch die Störungseinkopplungen des Frequenzumrichters zu erklären, die auch schon bei der isothermen Belastung auftraten (vgl. Abbildung 5.48).

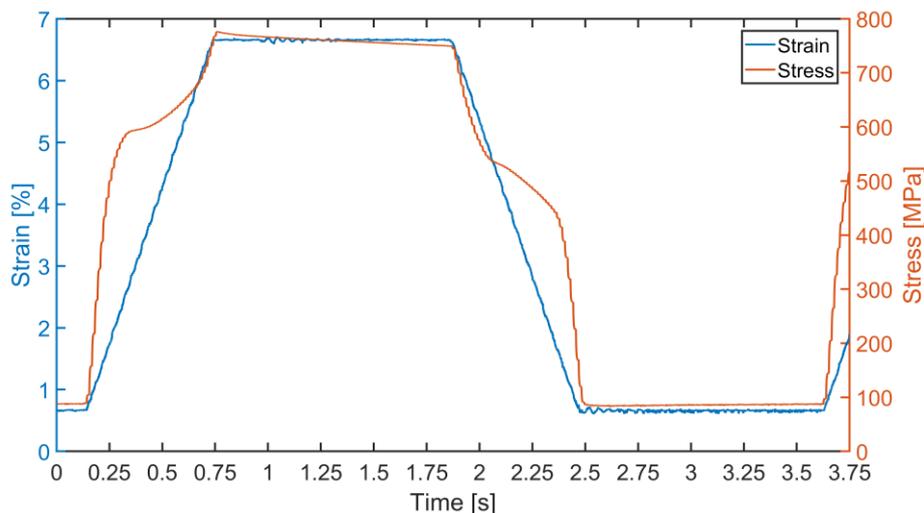


Abbildung 5.50: Exemplarische Darstellung eines typischen adiabatischen Belastungszyklus mit einer vorgegebenen Dehnrates von $0,1 \text{ s}^{-1}$ und einer Haltezeit von $1,1 \text{ s}$ mit Darstellung der Dehnung (blau) und Spannung (rot) über die Zeit (Rohsignale).

Aus der isothermen und adiabatischen Charakterisierung des Langzeitprüfstands lässt sich folgern, dass die vorgegebenen Parametersätze mit maximal 1% Abweichung eingehalten werden und der Prüfstand somit zur Durchführung der Langzeitversuche inklusive der Materialstabilisierung geeignet ist.

Exemplarischer Langzeitversuch

Im Langzeitversuch wird ein zuvor für 100 Zyklen trainiertes $7 \times 0,2 \text{ mm}$ Bündel der Länge 300 mm adiabatisch bis zum Riss aller Drähte be- und entlastet. Der Riss eines Drahtes lässt sich im gemessenen Kraftsignal durch eine schlagartige Reduktion der Kraft identifizieren. Den Versuch führt man bis zum Riss des letzten Drahtes fort und erfasst so die Gesamtzyklen des Bündels, beziehungsweise kann die Lebensdauer aller Drähte mitteln, um so mehrere Drähte hinsichtlich des Lebensdauereinflusses einer optimierten Oberfläche, einer neuartigen Materialzusammensetzung oder ähnlichem zu untersuchen.

Abbildung 5.51 zeigt den beschriebenen Langzeitversuch der $7 \times 0,2 \text{ mm}$ Bündels mit Darstellung der aufgetragenen Dehnung (blau) und der resultierenden Kraft (rot) über die Zeit in der Gesamtansicht (oben) und in der Detailansicht des Versuchsendes (unten). Die aufgetragene effektive Dehnung beträgt 6%, was zur Ermittlung der minimalen Lebensdauer des Bündels dient. Zusätzlich wird die Haltezeit nach Be- bzw. Entlastung auf $1,1 \text{ s}$ festgelegt. In der Gesamtansicht erkennt man, dass bis zum ersten Riss eines Drahtes ≈ 1600 Sekunden vergehen und nach dem Riss des ersten Drahtes in kleinen Abständen innerhalb von ≈ 500 Sekunden die verbleibenden Drähte reißen. Der Riss des ersten Drahtes äußert sich in einer Reduktion der Kraft um $\approx 25 \text{ N}$ nach 480 Zyklen. Danach folgen zwei weitere Krafteinbrüche um $\approx 50 \text{ N}$, bei denen jeweils zwei Drähte in nur einem

Zyklus Abstand (Draht 2+3 nach 537 Zyklen) bzw. zeitgleich (Draht 4+5 nach 559 Zyklen) reißen. Die zwei verbleibenden Drähte reißen dann erneut einzeln nach 570 bzw. 597 Zyklen. Aus den Daten der sieben Risse lässt sich die mittlere Lebensdauer eines 300 mm Drahtes bei einer $\Delta\varepsilon$ von 6% zu 548 Zyklen mit einer Standardabweichung von 36 Zyklen berechnen. Bei Vergleich mit der in Abbildung 5.35 dargestellten Lebensdauer der Einzeldrähte fällt auf, dass dort bei $\Delta\varepsilon = 6\%$ eine Lebensdauer von > 1000 Zyklen erreicht wird. Da zwischen beiden Versuchen lediglich die Probenlänge von 90 mm (Einzeldraht) auf 300 mm (Drahtbündel) sowie die Klemmung (Draht- zu Bündelklemmung) variiert wurde, muss eine der beiden Änderungen für die geringere Lebensdauer verantwortlich sein. Da die Rissstellen bei beiden Versuchen identisch sind und die Risse in bzw. nahe der Drahtmitte zu auftreten, kann die veränderte Klemmung als Grund für die verminderte Lebensdauer ausgeschlossen werden, da sich dann die Rissstellen an den Bündelklemmen befinden müssten. Folglich muss die erhöhte Probenlänge einen negativen Einfluss auf die Lebensdauer der Drähte nehmen, wobei dies durch zwei Aspekte zu begründen ist. Durch die erhöhte Probenlänge nimmt die Anzahl an Oberflächenbeschädigungen bzw. Inklusionen zu, die als Rissquelle in Frage kommen. Dadurch ist es wahrscheinlicher, dass sich ein oder mehrere Risse bilden und fortpflanzen, was zum Ausfall der Probe führt. Zusätzlich wirken die Drahtklemmen bei der kürzeren Probe als starke Wärmesenken, was einen Einfluss auf das Temperaturprofil und damit auf die Temperaturänderung des Drahtes nimmt. Bei einer längeren Probe ist dieser Einfluss geringer einzuschätzen, sodass dort die thermische Belastung höher ist als bei der kürzeren, was die Lebensdauer ebenfalls negativ beeinflusst.

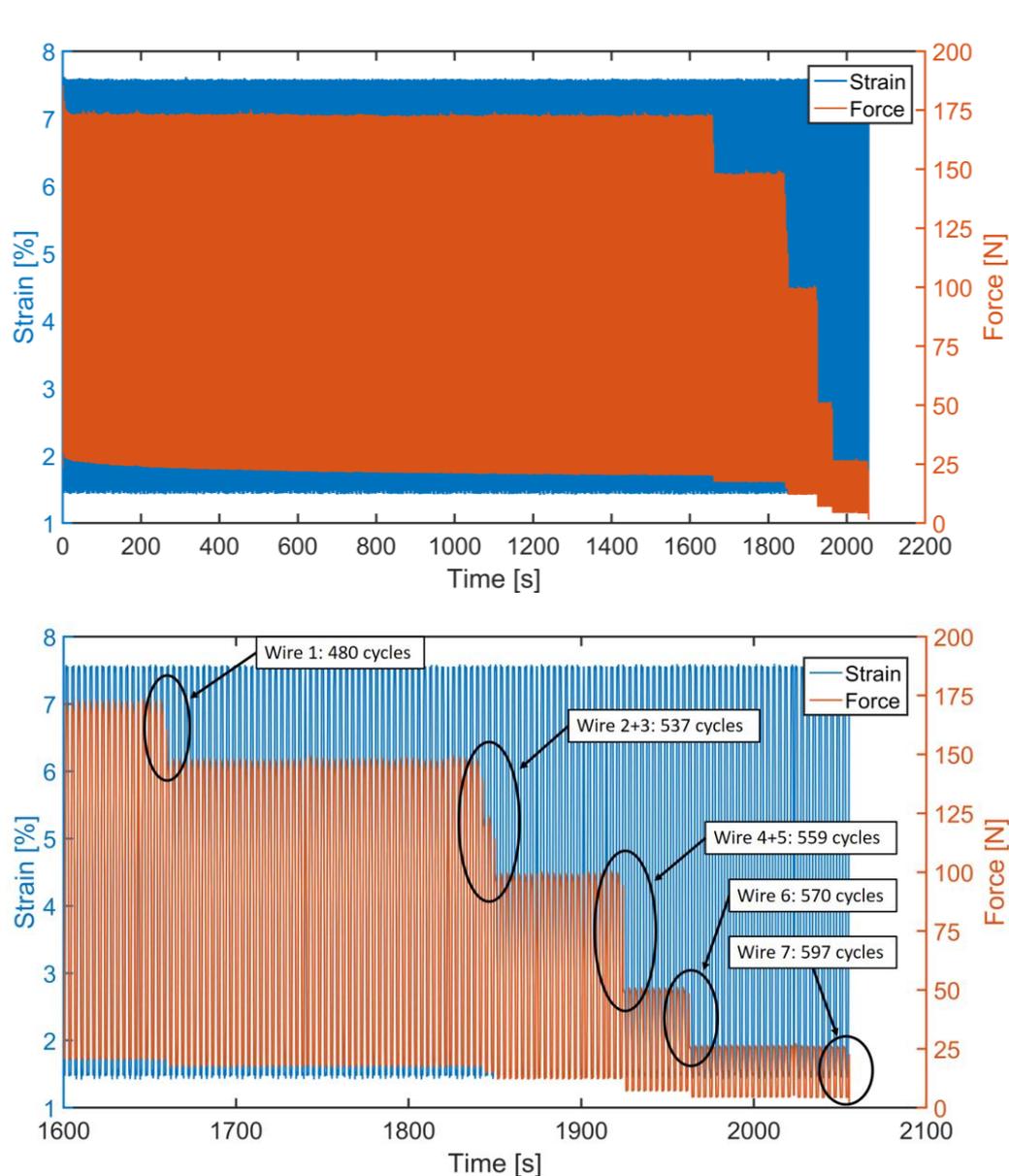


Abbildung 5.51: Langzeitversuch eines 300 mm 7x 0,2 mm NiTiCo-Drahtbündels mit Darstellung der aufgebrachtten Dehnung (blau) und resultierenden Kraft (rot) über die Zeit in der Gesamtansicht (oben) und mit Detailansicht des Versuchendes (unten) mit Drahtnummerierung nach Ausfallzeitpunkt.

Es hält sich als Zusammenfassung festhalten, dass ein zweiter Prüfstand zur Langzeitmessung von Drahtbündeln entwickelt und aufgebaut wurde. Die bisher beim Einzeldrahtprüfstand auftretenden Probleme der Verschleißanfälligkeit durch die Kugellagerung des Motors konnten durch die Luftlagerung gelöst werden. Mithilfe des Prüfstands lassen sich Langzeitversuche unabhängig von dem bisherigen Aufbau durchführen und speichern. Hierbei werden die vorgegebenen Belastungscharakteristiken wie Dehnrates und effektive Dehnung mit einer hohen Genauigkeit $> 1\%$ eingehalten. Dadurch lassen sich langsame, isotherme ebenso wie schnelle, adiabatische Versuche ohne Einschränkungen durchführen und auswerten. Als Optimierungsoptionen bieten sich das Ansteuerungskonzept und die

Positionserfassung an. Die Umstellung der Ansteuerung von der digitalen E/A Kommunikation zu einer schnelleren und zudem echtzeitfähigen EtherCAT Kommunikation ist im nächsten Schritt geplant, was zum unabhängigen Betrieb vom Einzeldrahtaufbau jedoch eine zweite cRIO Datenerfassung benötigt. Dies löst zudem das Problem der ungenauen Positionserfassung über den Analogausgang, da diese durch die EtherCAT-Kommunikation ausgelesen werden kann.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Ziele der Arbeit waren die Untersuchung des elastokalorischen Kühlens basierend auf Luft als Energieträger sowie die Untersuchung von Zustandsüberwachungsansätzen des Materialzustandes. Neben der Analyse der FGL-Drähte im Luftstrom und der Überwachung des Materialzustands, wurde ein neu entwickelter, experimenteller Ansatz zur Messung der latenten Wärme des Materials entwickelt und präsentiert. Zum Erreichen dieser Ziele wurde der von Marvin Schmidt entwickelte grundlegende Prüfaufbau zur Charakterisierung elastokalorischer Prozesse [26] mithilfe von weitreichenden Erweiterungen angepasst, um den bisherigen konduktiven Kühlprozess durch einen konvektiven, luftbasierten zu ersetzen. Zusätzlich wurden Möglichkeiten zur Zustandsüberwachung auf Basis der elektrischen Kenngrößen integriert. Durch diese experimentellen Grundlagen konnten die genannten Ziele erreicht werden, wobei die Ergebnisse im Folgenden zusammengefasst werden.

Im ersten Schritt der experimentellen Untersuchungen wurde der grundlegende Versuchsaufbau zur Analyse des mechanischen und thermischen Stabilisierungsverhaltens bzw. Trainings der FGL-Drähte genutzt. Hierbei wurde vor allem deutlich, dass der Durchmesser der Drähte fertigungsbedingt einen erheblichen Einfluss auf das Stabilisierungsverhalten nimmt, sodass die Homogenität der Phasenumwandlung bei geringerem Drahtdurchmesser abnimmt. Zusätzlich zur mechanischen und thermischen Untersuchung der Materialstabilisierung wurde ein Überwachungsansatz auf Basis einer Widerstandsmessung analysiert. Dieser umfasste die theoretische Ausarbeitung der Einflussfaktoren auf den Widerstand der FGL und die Analyse des Widerstandsverhaltens im Laufe des Trainings. Hierbei zeigte sich, dass der Gradient des spezifischen Widerstands wie auch die Breite der Widerstandshysterese, die sich analog zur mechanischen Stabilisierung verringert, zur Überwachung des Trainingsfortschritts herangezogen werden können. Somit stellt die Widerstandsmessung eine einfache und kostengünstige Alternative zur

konventionellen Trainingsüberwachung basierend auf Kraft und Infrarotmessung dar, die außerdem in elastokalorische Anwendung integriert werden kann.

Da die normalerweise zur Messung der latenten Wärme verwendete DSC-Messung im Falle des hier verwendeten Materials unplausible Ergebnisse lieferte, wurde im zweiten Schritt ein eigener Ansatz zur Bestimmung der latenten Wärme entwickelt. Dieser basiert auf Joulescher Erwärmung in Kombination mit der Erfassung der Draht- oder Lufttemperatur. Im Falle des Belastungsprozesses wurde hierzu das elastokalorische Draht ΔT mit dem der Jouleschen Erwärmung verglichen, wodurch die latente Wärme bei Übereinstimmung beider durch die Messung der elektrischen Leistung bestimmt werden konnte. Beim Entlastungsprozess wurde die Joulesche Erwärmung mit dem elastokalorischen Versuch kombiniert, sodass bei Kompensation des elastokalorischen ΔT die latente Wärme des Materials erfasst wurde. Im Folgenden wurde der experimentelle Ansatz durch diverse Parametervariationen erfolgreich validiert. Er stellt somit eine Alternative zur eher komplexen DSC-Messung dar, falls diese wie hier unpassende Resultate zeigt.

Im dritten Schritt der Arbeit wurde das Verhalten der FGL-Drähte bei elastokalorischen Betrieb im Luftstrom analysiert. Hierzu wurde die Entwicklung und Charakterisierung der Prüfstandserweiterung zur Luftstrommessung vorgenommen. Diese umfasste die Kalibrierung der entwickelten Sensorik zur Erfassung der Lufttemperatur sowie die Optimierung und Messung des bereitgestellten Flachstrahlluftstroms. Bei den folgenden wissenschaftlichen Untersuchungen der FGL-Drähte im Luftstrom lag der Fokus vor allem auf der Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten von Draht zu Luft und der zu erwartenden Lufttemperaturänderungen. Es zeigte sich, dass der Wärmeübergang wie erwartet stark durchmesserabhängig ist, weshalb man zum Erreichen hoher Kühlleistungen in Luft möglichst dünne Drähte verwenden sollte. Die experimentellen Ergebnisse wurden zusätzlich mit einer Strömungssimulation verglichen, wobei diese eher optimistische Daten für den Wärmeübergang berechnete. Neben der Analyse von Einzeldrähten wurde der Einfluss einer Drahtbündelung von bis zu 30 Drähten auf die erreichbare Kühlleistung vorgestellt und gezeigt, dass diese durch die Bündelung signifikant erhöht werden kann. Es wurde allerdings auch ein verschlechterter Wärmeübergang bei Verwendung des Bündels deutlich, weshalb in folgenden Schritten der Einfluss einer geänderten Bündelgeometrie oder einer Kippung des Bündels untersucht werden sollte.

Abschließend wurde die Lebensdauer der FGL-Drähte analysiert und die Dehnungsabhängigkeit der zu erreichenden Lebensdauer herausgestellt. Dabei wurden die Ausfallmechanismen mittels eines Rasterelektronenmikroskops untersucht, wodurch sich zeigte, dass das Versagen der Drähte hauptsächlich durch

von der Oberfläche ausgehende Risse hervorgerufen wurde. Aufgrund der Verschleißanfälligkeit des bisherigen Aufbaus wurde in diesem Rahmen ein zweiter Prüfaufbau basierend auf einem luftgelagerten Linearmotor konzipiert, realisiert und charakterisiert. Dieser ermöglicht die verschleißfreie Durchführung von bis zu sieben parallelen Lebensdauerersuchen bei einem Drahtdurchmesser von 0,2 mm, wobei die Probenlänge in vier Stufen variiert werden kann.

Basierend auf den Ausfallmechanismen der Langzeitversuche wurde außerdem ein Ansatz der Zustandsüberwachung auf Basis einer Impedanzmessung untersucht, um sich den Skin-Effekt der Stromdichte bei hohen Frequenzen zu Nutze zu machen. Hierbei wurde auf eine LDA-basierte Modellbildung mit vorangehender Merkmalsselektion mittels Pearson-Korrelation zurückgegriffen, wodurch eine Überwachung der Materiallebensdauer mit geringem Klassifikationsfehler realisiert werden konnte.

Im Ausblick ergibt sich die Möglichkeit tiefergehender Materialanalyse auf Basis der vorgestellten Forschungsergebnisse. Hierbei ist vor allem die Optimierung der Drahtbündel interessant, da die Untersuchung des Einflusses der Drahtanordnung im Bündel auf die zu erreichende Kühlleistung noch aussteht. Zusätzlich lassen sich mithilfe des neu entwickelten Prüfstands parallel zum bisherigen Aufbau Langzeitversuche durchführen, sodass man hinsichtlich einer Lebensdaueroptimierung den Einfluss neuer Legierungen beziehungsweise Oberflächenbehandlungen analysieren kann. Zuletzt bleibt die weitergehende Analyse und Optimierung der Impedanzmessung, wobei hierbei vor allem die Übertragbarkeit des erstellten Modells von Draht zu Draht bzw. vom wissenschaftlichen Aufbau in reale Anwendung forciert werden sollte. Dabei wird sicherlich die Reduzierung und Optimierung der elektrischen Peripherie zur Integration in elastokalorische Systeme bzw. zur störungsfreien Messung der Impedanz im wissenschaftlichen Versuchsumfeld eine große Rolle spielen.

Literaturverzeichnis

- [1] Umweltbundesamt, "1987-2017: 30 Jahre Montrealer Protokoll - Vom Ausstieg aus den FCKW zum Ausstieg aus teilfluorierten Kohlenwasserstoffen," 2017. [Online]. Available: <https://www.umweltbundesamt.de/publikationen/1987-2017-30-jahre-montrealer-protokoll>.
- [2] X. Zhao, H. Duan, and J. Li, "An evaluation on the environmental consequences of residual CFCs from obsolete household refrigerators in China," *Waste Management*, 2011, doi: 10.1016/j.wasman.2010.10.018.
- [3] J. Hansen, A. Lacis, and M. Prather, "Greenhouse effect of chlorofluorocarbons and other trace gases," *Journal of Geophysical Research*, 1989, doi: 10.1029/jd094id13p16417.
- [4] T. M. L. Wigley, "Future CFC concentrations under the Montreal Protocol and their greenhouse-effect implications," *Nature*, 1988, doi: 10.1038/335333a0.
- [5] G. Hoffmann, "Kältemittel für die mobile Klimatisierung," *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*, 2017, doi: 10.1007/s35148-016-0159-1.
- [6] J. Reichelt, "Kältemittel CO₂ — Ein Anfang ist gemacht," *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*, 2017, doi: 10.1007/s35148-017-0073-1.
- [7] S. Fähler, U. K. Rößler, O. Kastner, J. Eckert, G. Eggeler, H. Emmerich, P. Entel, S. Müller, E. Quandt, and K. Albe, "Caloric effects in ferroic materials: New concepts for cooling," *Advanced Engineering Materials*, 2012, doi: 10.1002/adem.201100178.
- [8] V. K. Pecharsky and K. A. Gschneidner, "Magnetocaloric effect and magnetic refrigeration," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 1999, doi: 10.1016/S0304-8853(99)00397-2.
- [9] K. A. Gschneidner and V. K. Pecharsky, "Magnetocaloric materials," *Annual Review of Materials Science*, 2000, doi: 10.1146/annurev.matsci.30.1.387.
- [10] A. M. Tishin and Y. I. Spichkin, "The magnetocaloric effect and its applications." 2016, ISBN: 9781420033373.
- [11] C. Zimm, A. Boeder, J. Chell, A. Sternberg, A. Fujita, S. Fujieda, and K. Fukamichi, "Design and performance of a permanent-magnet rotary refrigerator," *International Journal of Refrigeration*, 2006, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2006.07.014.
- [12] R. Bjørk, C. R. H. Bahl, A. Smith, and N. Pryds, "Review and comparison of magnet designs for magnetic refrigeration," *International Journal of Refrigeration*, 2010, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2009.12.012.
- [13] C. Aprea, A. Greco, A. Maiorino, R. Mastrullo, and A. Tura, "Initial experimental results from a rotary permanent magnet magnetic refrigerator," *International Journal of Refrigeration*, 2014, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2014.03.014.
- [14] S. Sugimoto, "Current status and recent topics of rare-earth permanent

- magnets,” *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2011, doi: 10.1088/0022-3727/44/6/064001.
- [15] J. Tušek, S. Zupan, A. Šarlah, I. Prebil, and A. Poredoš, “Development of a rotary magnetic refrigerator,” *International Journal of Refrigeration*, 2010, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2009.11.003.
- [16] K. Engelbrecht, D. Eriksen, C. R. H. Bahl, R. Bjørk, J. Geyti, J. A. Lozano, K. K. Nielsen, F. Saxild, A. Smith, and N. Pryds, “Experimental results for a novel rotary active magnetic regenerator,” *International Journal of Refrigeration*, 2012, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2012.05.003.
- [17] J. Tušek, A. Kitanovski, I. Prebil, and A. Poredoš, “Dynamic operation of an active magnetic regenerator (AMR): Numerical optimization of a packed-bed AMR,” *International Journal of Refrigeration*, 2011, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2011.04.007.
- [18] R. Teyber, P. V. Trevizoli, T. V. Christiaanse, P. Govindappa, I. Niknia, and A. Rowe, “Performance evaluation of two-layer active magnetic regenerators with second-order magnetocaloric materials,” *Applied Thermal Engineering*, 2016, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.06.029.
- [19] A. Kitanovski, U. Plaznik, and A. Poredoš, “Recent developments in electrocaloric refrigeration,” *Proceedings of the 27th International Conference on Efficiency, Cost, Optimization, Simulation and Environmental Impact of Energy Systems, ECOS 2014*, 2014.
- [20] Y. Liu, J. F. Scott, and B. Dkhil, “Direct and indirect measurements on electrocaloric effect: Recent developments and perspectives,” *Applied Physics Reviews*, 2016, doi: 10.1063/1.4958327.
- [21] R. Ma, Z. Zhang, K. Tong, D. Huber, R. Kornbluh, Y. S. Ju, and Q. Pei, “Highly efficient electrocaloric cooling with electrostatic actuation,” *Science*, 2017, doi: 10.1126/science.aan5980.
- [22] J. F. Scott, “Electrocaloric Materials,” *Annual Review of Materials Research*, 2011, doi: 10.1146/annurev-matsci-062910-100341.
- [23] P. D. Thacher, “Electrocaloric effects in some ferroelectric and antiferroelectric Pb(Zr, Ti)O₃ compounds,” *Journal of Applied Physics*, 1968, doi: 10.1063/1.1656478.
- [24] J. Frenzel, G. Eggeler, E. Quandt, S. Seelecke, and M. Kohl, “High performance elastocaloric materials for the engineering of bulk and micro cooling devices.,” *MRS Bulletin*, 2018.
- [25] X. Moya, S. Kar-Narayan, and N. D. Mathur, “Caloric materials near ferroic phase transitions,” *Nature Materials*, 2014, doi: 10.1038/nmat3951.
- [26] M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, “Scientific test setup for investigation of shape memory alloy based elastocaloric cooling processes,” *International Journal of Refrigeration*, 2015, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2015.03.001.
- [27] S.-M. Kirsch, F. Welsch, N. Michaelis, M. Schmidt, A. Wieczorek, J. Frenzel, G. Eggeler, A. Schütze, and S. Seelecke, “NiTi-based elastocaloric cooling on the macroscale - from basic concepts to realization,” *Energy Technology*, 2018, doi: 10.1002/ente.201800152.

-
- [28] J. Tušek, K. Engelbrecht, D. Eriksen, S. Dall'Olio, J. Tušek, and N. Pryds, "A regenerative elastocaloric heat pump," *Nature Energy*, 2016, doi: 10.1038/nenergy.2016.134.
- [29] H. Hou, J. Cui, S. Qian, D. Catalini, Y. Hwang, R. Radermacher, and I. Takeuchi, "Overcoming fatigue through compression for advanced elastocaloric cooling," *MRS Bulletin*, 2018, doi: 10.1557/mrs.2018.70.
- [30] S. Qian, Y. Wang, Y. Geng, J. Ling, J. Muehlbauer, Y. Hwang, R. Radermacher, and I. Takeuchi, "Experimental Evaluation of a Compressive Elastocaloric Cooling System," *International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue*, 2016.
- [31] W. Goetzler, R. Zogg, J. Young, and C. Johnson, "Energy Savings Potential and RD & D Opportunities for Non- Vapor-Compression HVAC Technologies," *US Department of Energy*, 2014, doi: 10.2172/1220817.
- [32] VHK and ARMINES, "Commission Regulation (EC) No. 643/2009 with regard to ecodesign requirements for household refrigeration appliances and Commission Delegated Regulation (EU) No. 1060/2010 with regard to energy labelling of household refrigeration appliances," 2016.
- [33] F. Welsch, S.-M. Kirsch, N. Michaelis, M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, "Continuously Operating Elastocaloric Cooling Device based on Shape Memory Alloys: Modeling," *Thermag VIII*, 2018, doi: 10.18462/iir.thermag.2018.0040.
- [34] R. Kratz, M. Stelzer, and O. Von Stryk, "Design, measurement experiments and application of a macroscopic shape memory alloy actuator system," *Proc. Actuator 2006*, 2006.
- [35] F. Welsch, S.-M. Kirsch, P. Motzki, M. Schmidt, and S. Seelecke, "Vacuum Gripper System Based on Bistable SMA Actuation - Poster," *ASME 2018 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, 2018, doi: 10.1115/smasis2018-7980.
- [36] N. Lewis, A. York, and S. Seelecke, "Experimental characterization of self-sensing SMA actuators under controlled convective cooling," *Smart Materials and Structures*, 2013, doi: 10.1088/0964-1726/22/9/094012.
- [37] F. Simone, A. York, and S. Seelecke, "Design and Fabrication of a Three-Finger Prosthetic Hand using SMA muscle wires," *SPIE Smart Structures and Materials + Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, 2015, doi: 10.1117/12.2084524.
- [38] M. Es-Souni, M. Es-Souni, and H. Fischer-Brandies, "Assessing the biocompatibility of NiTi shape memory alloys used for medical applications," *Analytical and Bioanalytical Chemistry*, 2005, doi: 10.1007/s00216-004-2888-3.
- [39] D. Stoeckel, "Nitinol medical devices and implants," *Minimally Invasive Therapy and Allied Technologies*, 2000, doi: 10.3109/13645700009063054.
- [40] M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, "Cooling Efficiencies of a NiTi-Based Cooling Process," *ASME Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, 2013, doi: 10.1115/SMASIS2013-3249.
- [41] A. Wiczorek, J. Frenzel, M. Schmidt, B. Maaß, S. Seelecke, A. Schütze,

- and G. Eggeler, "Optimizing Ni–Ti-based shape memory alloys for ferroic cooling," *Functional Materials Letters*, 2017, doi: 10.1142/S179360471740001X.
- [42] K. Niitsu, Y. Kimura, T. Omori, and R. Kainuma, "Cryogenic superelasticity with large elastocaloric effect," *NPG Asia Materials*, 2018, doi: 10.1038/am.2017.213.
- [43] S. Qian, Y. Geng, Y. Wang, T. E. Pillsbury, Y. Hada, Y. Yamaguchi, K. Fujimoto, Y. Hwang, R. Radermacher, J. Cui, Y. Yuki, K. Toyotake, and I. Takeuchi, "Elastocaloric effect in CuAlZn and CuAlMn shape memory alloys under compression," *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2016, doi: 10.1098/rsta.2015.0309.
- [44] A. Gràcia-Condal, E. Stern-Taulats, A. Planes, E. Vives, and L. Mañosa, "The Giant Elastocaloric Effect in a Cu–Zn–Al Shape-Memory Alloy: a Calorimetric Study," *Physica Status Solidi (B) Basic Research*, 2018, doi: 10.1002/pssb.201700422.
- [45] T. Fukuda and T. Kakeshita, "Elastic-like deformation and elastocaloric effect of a partly ordered iron-platinum alloy exhibiting a weak first-order martensitic transformation," *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2017, doi: 10.1088/1361-6463/aa82f3.
- [46] F. Xiao, X. Liang, X. Jin, Z. Nie, T. Kakeshita, and T. Fukuda, "Stable elastocaloric effect under tensile stress of iron-palladium alloy and its in situ X-ray observation," *Acta Materialia*, 2016, doi: 10.1016/j.actamat.2016.07.030.
- [47] M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, "The Potential of NiTi-Based Solid State Cooling Processes," *Deutscher Kaelte und Klimatechnischer Verein. Annual Meeting. (2 VOLS)*, 2013, doi: ISBN: 9781632660169.
- [48] Y. Kim, M. G. Jo, J. W. Park, H. K. Park, and H. N. Han, "Elastocaloric effect in polycrystalline Ni 50 Ti 45.3 V 4.7 shape memory alloy," *Scripta Materialia*, 2018, doi: 10.1016/j.scriptamat.2017.09.048.
- [49] M. Zhou, Y. Li, C. Zhang, S. Li, E. Wu, W. Li, and L. Li, "The elastocaloric effect of Ni 50.8 Ti 49.2 shape memory alloys," *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2018, doi: 10.1088/1361-6463/aaafc2.
- [50] A. Fasching, D. Norwich, T. Geiser, and G. W. Paul, "An evaluation of a NiTiCo alloy and its suitability for medical device applications," *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2011, doi: 10.1007/s11665-011-9845-z.
- [51] FWM - Resource Library, "Fort Wayne Metals - Nitinol Wire." [Online]. Available: <https://fwmetals.com/services/resource-library/nitinol-wire/>. [Accessed: 13-Jul-2018].
- [52] M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, "Experimental investigation of elastocaloric cooling processes," *Technisches Messen*, 2016, doi: 10.1515/teme-2015-0110.
- [53] H. Struchtrup, "Thermodynamics and Energy Conversion." Springer Berlin Heidelberg, 2014, ISBN: 978-3-662-43715-5.

-
- [54] M. Schmidt, “Elastokalorisches Kühlen mit Ni-Ti-basierten Formgedächtnislegierungen: Thermodynamische Analyse, experimentelle Untersuchungen, Prozessoptimierung,” *Dissertation*, Universität des Saarlandes, 2017, doi: 10.2370/9783844052251.
- [55] S. Qian, Y. Geng, Y. Wang, and J. Ling, “A review of elastocaloric cooling : Materials , cycles and system integrations Une synthèse du refroidissement élastocalorique : Matériaux , intégrations de cycles et de système,” *International Journal of Refrigeration*, 2016, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2015.12.001.
- [56] A. Saylor, “2012 ARPA-E Summit Technology Showcase,” 2012. [Online]. Available: <https://www.energy.gov/articles/2012-arpa-e-summit-technology-showcase>.
- [57] K. Engelbrecht, J. Tušek, D. Eriksen, T. Lei, C. Y. Lee, and N. Pryds, “A regenerative elastocaloric device: Experimental results,” *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2017, doi: 10.1088/1361-6463/aa8656.
- [58] H. Ossmer, C. Chluba, B. Krevet, E. Quandt, M. Rohde, and M. Kohl, “Elastocaloric cooling using shape memory alloy films,” *Journal of Physics: Conference Series*, 2013, doi: 10.1088/1742-6596/476/1/012138.
- [59] H. Ossmer, S. Miyazaki, and M. Kohl, “Elastocaloric heat pumping using a shape memory alloy foil device,” *2015 Transducers - 2015 18th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems, TRANSDUCERS 2015*, 2015, doi: 10.1109/TRANSDUCERS.2015.7181026.
- [60] F. Brüederlin, H. Ossmer, F. Wendler, S. Miyazaki, and M. Kohl, “SMA foil-based elastocaloric cooling: From material behavior to device engineering,” *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2017, doi: 10.1088/1361-6463/aa87a2.
- [61] F. Brüederlin, L. Bumke, C. Chluba, H. Ossmer, E. Quandt, and M. Kohl, “Elastocaloric Cooling on the Miniature Scale: A Review on Materials and Device Engineering,” *Energy Technology*, 2018, doi: 10.1002/ente.201800137.
- [62] J. Tušek and N. Pryds, “Cooling with a Squeeze,” *Physics 12*, 2019, doi: 10.1103/Physics.12.72.
- [63] K. Engelbrecht, “Future prospects for elastocaloric devices,” *Journal of Physics: Energy*, 2019, doi: 10.1088/2515-7655/ab1573.
- [64] S. Qian, Y. Geng, Y. Wang, J. Muehlbauer, J. Ling, Y. Hwang, R. Radermacher, and I. Takeuchi, “Design of a hydraulically driven compressive elastocaloric cooling system,” *Science and Technology for the Built Environment*, 2016, doi: 10.1080/23744731.2016.1171630.
- [65] L. Porenta, M. Čebren, M. Brojan, A. Žerovnik, Ž. Ahčin, S. Zupan, and J. Tušek, “Tube-based Ni-Ti porous structures for elastocaloric cooling,” *Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2019.
- [66] S. Qian, Private correspondence.
- [67] N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, M. Schmidt, S. Seelecke, and A. Schütze, “Experimental parameter identification for elastocaloric air

- cooling,” *International Journal of Refrigeration*, 2019, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2019.01.006.
- [68] S.-M. Kirsch, F. Welsch, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, “Continuous operating elastocaloric cooling device: First experimental results,” *Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2019.
- [69] M. Schmidt, S.-M. Kirsch, S. Seelecke, and A. Schütze, “Elastocaloric Cooling: from Fundamental Thermodynamics to Solid State Air Conditioning,” *Science and Technology for the Built Environment*, 2016, doi: 10.1080/23744731.2016.1186423.
- [70] M. Schmidt, J. Ullrich, A. Wieczorek, J. Frenzel, A. Schütze, G. Eggeler, and S. Seelecke, “Elastocaloric Cooling With Ni-Ti Based Alloys - Material Characterization And Process Variation,” *ASME 2014 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, 2015, doi: 10.1115/SMASIS2015-8944.
- [71] S. Fu, Y. Huo, and I. Müller, “Thermodynamics of pseudoelasticity -an analytical approach,” *Acta Mechanica*, 1993, doi: 10.1007/BF01177231.
- [72] A. Wieczorek, J. Frenzel, M. Schmidt, B. Maaß, S. Seelecke, A. Schütze, and G. G. Eggeler, “Optimizing Ni-Ti-based shape memory alloys for ferroic cooling,” *Functional Materials Letters*, 2017, doi: 10.1142/S179360471740001X.
- [73] M. Brown, “Differential scanning calorimetry — An introduction for practitioners,” *Thermochimica Acta*, 2003, doi: 10.1016/s0040-6031(97)82223-x.
- [74] K. L. Ng and Q. P. Sun, “Stress-induced phase transformation and detwinning in NiTi polycrystalline shape memory alloy tubes,” *Mechanics of Materials*, 2006, doi: 10.1016/j.mechmat.2005.05.008.
- [75] A. Kitanovski, U. Plaznik, J. Tušek, and A. Poredoš, “New thermodynamic cycles for magnetic refrigeration,” *International Journal of Refrigeration*, 2014, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2013.05.014.
- [76] U. Plaznik, J. Tušek, A. Kitanovski, and A. Poredoš, “Numerical and experimental analyses of different magnetic thermodynamic cycles with an active magnetic regenerator,” *Applied Thermal Engineering*, 2013, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2013.05.019.
- [77] K. Engelbrecht, J. Tušek, S. Sanna, D. Eriksen, O. V. Mishin, C. R. H. Bahl, and N. Pryds, “Effects of surface finish and mechanical training on Ni-Ti sheets for elastocaloric cooling,” *APL Materials*, 2016, doi: 10.1063/1.4955131.
- [78] H. Yin, Y. He, Z. Moumni, and Q. Sun, “Effects of grain size on tensile fatigue life of nanostructured NiTi shape memory alloy,” *International Journal of Fatigue*, 2016, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2016.03.023.
- [79] J. E. Schaffer and D. L. Plumley, “Fatigue performance of nitinol round wire with varying cold work reductions,” *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2009, doi: 10.1007/s11665-009-9363-4.
- [80] S. W. Robertson, A. R. Pelton, and R. O. Ritchie, “Mechanical fatigue and fracture of Nitinol,” *International Materials Reviews*, 2012, doi:

10.1179/1743280411Y.0000000009.

- [81] C. Chluba, W. Ge, R. L. De Miranda, J. Strobel, L. Kienle, E. Quandt, M. Wuttig, R. de Miranda, J. Strobel, L. Kienle, E. Quandt, M. Wuttig, R. Lima de Miranda, J. Strobel, L. Kienle, E. Quandt, and M. Wuttig, "Ultralow-fatigue shape memory alloy films," *Science*, 2015, doi: 10.1126/science.1261164.
- [82] K. Engelbrecht, J. Tušek, S. Sanna, D. Eriksen, O. V. Mishin, C. R. H. Bahl, and N. Pryds, "Effects of surface finish and mechanical training on Ni-Ti sheets for elastocaloric cooling," *APL Materials*, 2016, doi: 10.1063/1.4955131.
- [83] M. M. Patel and R. F. Gordon, "An Investigation of Diverse Surface Finishes on Fatigue Properties of Superelastic Nitinol Wire," *SMST-2006 - Proceedings of the International Conference on Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2006, doi: 10.1361/cp2006smst061.
- [84] H. Schlichting and K. Gersten, "Grenzschicht-Theorie." 2006, ISBN: 978-3-540-32985-5.
- [85] J. C. Rotta, "Turbulente Strömungen: Eine Einführung in die Theorie und ihre Anwendung (Leitfäden der angewandten Mathematik und Mechanik - Teubner Studienbücher)." 1972, ISBN: 978-3519023166.
- [86] W. Wibel, "Untersuchungen zu laminarer, transitioneller und turbulenter Strömung in rechteckigen Mikrokanälen," *Dissertation*, Technische Universität Dortmund, 2009.
- [87] W. Bohl, "Technische Strömungslehre." 2002, ISBN: 978-3802318788.
- [88] H. Breuer and R. Breuer, "dtv-Atlas Physik, Band 1: Mechanik, Akustik, Thermodynamik, Optik." 2000, ISBN: 3-423-03226-X.
- [89] H. Herwig, "Technische Thermodynamik: Grundlagen und Anleitung zum Lösen von Aufgaben." 2016, ISBN: 978-3-658-11888-4.
- [90] S.-M. Kirsch, F. Welsch, L. Ehl, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric heating and cooling device: air flow investigation and experimental parameter study," *Smart Materials, Adaptive Structures, and Intelligent Systems*, 2019.
- [91] S. W. W. Churchill, M. Bernstein, Churchill, and Bernstein, "A Correlating Equation for Forced Convection From Gases and Liquids to a Circular Cylinder in Crossflow," *Journal of Heat Transfer*, 1977, doi: 10.1115/1.3450685.
- [92] N. Helwig, S. Klein, and A. Schütze, "Identification and quantification of hydraulic system faults based on multivariate statistics using spectral vibration Features," *Procedia Engineering*, 2015, doi: 10.1016/j.proeng.2015.08.835.
- [93] T. Schneider, N. Helwig, and A. Schütze, "Industrial condition monitoring with smart sensors using automated feature extraction and selection," *Measurement Science and Technology*, 2018, doi: 10.1088/1361-6501/aad1d4.
- [94] N. Helwig, E. Pignanelli, and A. Schütze, "Condition monitoring of a

- complex hydraulic system using multivariate statistics,” *Conference Record - IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference*, 2015, doi: 10.1109/I2MTC.2015.7151267.
- [95] V. Dekys, “Condition Monitoring and Fault Diagnosis,” *Procedia Engineering*, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.02.252.
- [96] S. J. Furst, J. H. Crews, and S. Seelecke, “Stress, strain, and resistance behavior of two opposing shape memory alloy actuator wires for resistance-based self-sensing applications,” *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2013, doi: 10.1177/1045389X13486715.
- [97] K. Ikuta, M. Tsukamoto, and S. Hirose, “Shape memory alloy servo actuator system with electric resistance feedback and application for active endoscope,” 1988, doi: 10.1109/robot.1988.12085.
- [98] V. Novák, P. Šittner, G. N. Dayananda, F. M. Braz-Fernandes, and K. K. Mahesh, “Electric resistance variation of NiTi shape memory alloy wires in thermomechanical tests: Experiments and simulation,” *Materials Science and Engineering A*, 2008, doi: 10.1016/j.msea.2007.02.162.
- [99] H. Song, E. Kubica, and R. Gorbet, “Resistance Modelling of Sma Wire Actuators,” *Smart Materials, Structures & NDT in AEROSPACE Conference*, 2011.
- [100] M. Schmidt, J. Ullrich, A. Wiczorek, J. Frenzel, A. Schütze, G. Eggeler, and S. Seelecke, “Thermal Stabilization of NiTiCuV Shape Memory Alloys: Observations During Elastocaloric Training,” *Shape Memory and Superelasticity*, 2015, doi: 10.1007/s40830-015-0021-4.
- [101] K.-F. Fischer, “Taschenbuch der Technischen Formeln.” 2010, ISBN: 978-3-446-41760-1.
- [102] R. Busch, “Berechnung von Stromkreisen bei Gleichstrom,” in *Elektrotechnik und Elektronik*, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.
- [103] E. Barsoukov and J. R. Macdonald, “Impedance Spectroscopy: Theory, Experiment, and Applications.” 2005, ISBN: 0471647497.
- [104] A. I. Zia and S. C. Mukhopadhyay, “Impedance spectroscopy and experimental setup,” in *Smart Sensors, Measurement and Instrumentation*, 2016.
- [105] Agilent Technologies, “Agilent Impedance Measurement Handbook.” 2009.
- [106] N. T. C. Inc., “IMPEDANCE MEASUREMENT OF COPPER WIRE BY FRA.” [Online]. Available: <https://nf-techno.com/technical-info/impedance-measurement/>. [Accessed: 05-May-2020].
- [107] G. Bolat, D. Mareci, S. Iacoban, N. Cimpoesu, and C. Munteanu, “The estimation of corrosion behavior of NiTi and NiTiNb alloys using dynamic electrochemical impedance spectroscopy,” *Journal of Spectroscopy*, 2013, doi: 10.1155/2013/714920.
- [108] B. H. Berney and J. J. O. Riordan, “Impedance Measurement Monitors Blood Coagulation,” *Analog Dialogue*, 2008.
- [109] S. Grimnes, “Impedance measurement of individual skin surface electrodes,” *Medical & Biological Engineering & Computing*, 1983, doi:

10.1007/BF02464038.

- [110] D. Loveday, P. Peterson, and B. Rodgers, "Evaluation of organic coatings with electrochemical impedance spectroscopy: Part 1: Fundamentals of electrochemical impedance spectroscopy," *CoatingsTech*, 2004.
- [111] H. Lensch, M. Bastuck, T. Baur, A. Schütze, and T. Sauerwald, "Impedance model for a high-temperature ceramic humidity sensor," *Journal of Sensors and Sensor Systems*, 2019, doi: 10.5194/jsss-8-161-2019.
- [112] M. Schueler, "Methoden zur Funktionsüberwachung von Gassensoren mit Hilfe multimodaler Signale," *Dissertation*, Universität des Saarlandes, 2017.
- [113] R. Vaidyanathan, D. C. Dunand, and U. Ramamurty, "Fatigue crack-growth in shape-memory NiTi and NiTi-TiC composites," *Materials Science and Engineering A*, 2000, doi: 10.1016/S0921-5093(00)00882-0.
- [114] M. S. Kang, Y. K. An, and D. J. Kim, "Electrical impedance-based crack detection of SFRC under varying environmental conditions," *Smart Structures and Systems*, 2018, doi: 10.12989/sss.2018.22.1.001.
- [115] A. Tiefenbach and B. Hoffmann, "Influence of a crack on the electrical impedance of polycrystalline ceramics," *Journal of the European Ceramic Society*, 2000, doi: 10.1016/S0955-2219(00)00104-7.
- [116] J. Kovač, T. Kosec, and A. Legat, "Monitoring behaviour of 304 stainless steel under constant tensile loading by electrochemical impedance spectroscopy," *Corrosion Engineering Science and Technology*, 2012, doi: 10.1179/1743278212Y.0000000029.
- [117] Z. B. Popović and B. D. Popović, "Introductory Electromagnetics." Prentice Hall, 1999, ISBN: 978-0201326789.
- [118] Euroflex, "Hochwertige Halbzeuge und Komponenten für die Medizintechnik." [Online]. Available: https://www.euroflex.de/downloads.html?eID=tx_rtgfiles_download&tx_rtgfiles_pi1%5Buid%5D=97. [Accessed: 20-Nov-2019].
- [119] T. Schneider, N. Helwig, and A. Schütze, "Automatic feature extraction and selection for classification of cyclical time series data," *Technisches Messen*, 2017, doi: 10.1515/teme-2016-0072.
- [120] S. Klein, "Multivariate Auswertung spektraler Beschleunigungsdaten für das Condition Monitoring," *Bachelorthesis*, Universität des Saarlandes, 2015.
- [121] W. Kessler, "Einführung in die multivariate Datenanalyse," *Multivariate Datenanalyse*, 2007, doi: 10.1002/9783527610037.ch1.
- [122] Backhaus, Erichson, Plinke, and Weiber, "Multivariate Analysemethoden." 2008, ISBN: 978-3-540-85044-1.
- [123] W. Klecka, "Discriminant Analysis." 1980, ISBN: 0-8039-1491-1.
- [124] T. München, "Einführung in die Diskriminanzanalyse," 1997. [Online]. Available: https://web4.wzw.tum.de/dvs/mathstat/biooek98_99/disc_u.pdf.
- [125] P. Beier, K. P. Burnham, and D. R. Anderson, "Model Selection and Inference: A Practical Information-Theoretic Approach," vol. 65, no. 3. 2001, ISBN: 0387953647.

- [126] R. De Maesschalck, D. Jouan-Rimbaud, and D. L. Massart, “The Mahalanobis distance,” *Chemometrics and Intelligent Laboratory Systems*, 2000, doi: 10.1016/S0169-7439(99)00047-7.
- [127] Korth Kristalle, “Calciumdifluorid.” [Online]. Available: <https://www.korth.de/index.php/material-detailansicht/items/10.html>.
- [128] Infratec, “IR 8380 Specifications.” [Online]. Available: <https://www.infratec.de/thermografie/waermebildkamas/imageir-8300/>.
- [129] PCE, “PCE 423 Specifications.” [Online]. Available: https://www.pce-instruments.com/deutsch/messtechnik/messgeraete-fuer-alle-parameter/anemometer-pce-instruments-thermisches-anemometer-pce-423-det_22307.htm.
- [130] A. Uğursal and C. H. Culp, “The effect of temperature, metabolic rate and dynamic localized airflow on thermal comfort,” *Applied Energy*, 2013, doi: 10.1016/j.apenergy.2013.04.014.
- [131] H. Andersson, M. Cehlin, and B. Moshfegh, “Experimental and numerical investigations of a new ventilation supply device based on confluent jets,” *Building and Environment*, 2018, doi: 10.1016/j.buildenv.2018.03.038.
- [132] M. Fojtlín, M. Planka, J. Fišer, J. Pokorný, and M. Jícha, “Airflow Measurement of the Car HVAC Unit Using Hot-wire Anemometry,” *EPJ Web of Conferences*, 2016, doi: 10.1051/epjconf/201611402023.
- [133] H.-R. Tränkler and E. Obermeier, “Sensortechnik, Handbuch für Praxis und Wissenschaft.” 1998, ISBN: 3-540-58640-7.
- [134] S. K. H. Fung, Z. Tang, P. C. H. Chan, J. K. O. Sin, and P. W. Cheung, “Thermal analysis and design of a micro-hotplate for integrated gas-sensor applications,” *Sensors and Actuators, A: Physical*, 1996, doi: 10.1016/S0924-4247(97)80008-8.
- [135] F. Udrea, J. W. Gardner, D. Setiadi, J. A. Covington, T. Dogaru, C. C. Lu, and W. I. Milne, “Design and simulations of SOI CMOS micro-hotplate gas sensors,” *Sensors and Actuators, B: Chemical*, 2001, doi: 10.1016/S0925-4005(01)00810-3.
- [136] J. Puigcorbé, D. Vogel, B. Michel, A. Vilà, I. Gracia, C. Cané, and J. R. Morante, “High temperature degradation of Pt/Ti electrodes in micro-hotplate gas sensors,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2003, doi: 10.1088/0960-1317/13/4/320.
- [137] “AS-MLV-P2 Datasheet.” [Online]. Available: https://ams.com/documents/20143/36005/AS-MLV-P2_DS000359_1-00.pdf.
- [138] “Figaro TGS 8100 Datasheet.” [Online]. Available: <http://www.figarosensor.com/product/docs/TGS8100%280914%29.pdf>.
- [139] T. Kammerer, “Entwurf und Realisierung von Messplattformen zur effizienten Entwicklung intelligenter Gasmesssysteme,” *Dissertation*, Universität des Saarlandes, 2006.
- [140] K. Bergmann, “Elektrische Messtechnik.” 2008, ISBN: 9783662469408.
- [141] Keysight Technologies, “Agilent 4294A Datasheet.” [Online]. Available:

<https://www.keysight.com/en/pd-1000000858%3Aeps%3Apro-pn-4294A/precision-impedance-analyzer-40-hz-to-110-mhz?cc=DE&lc=ger>.

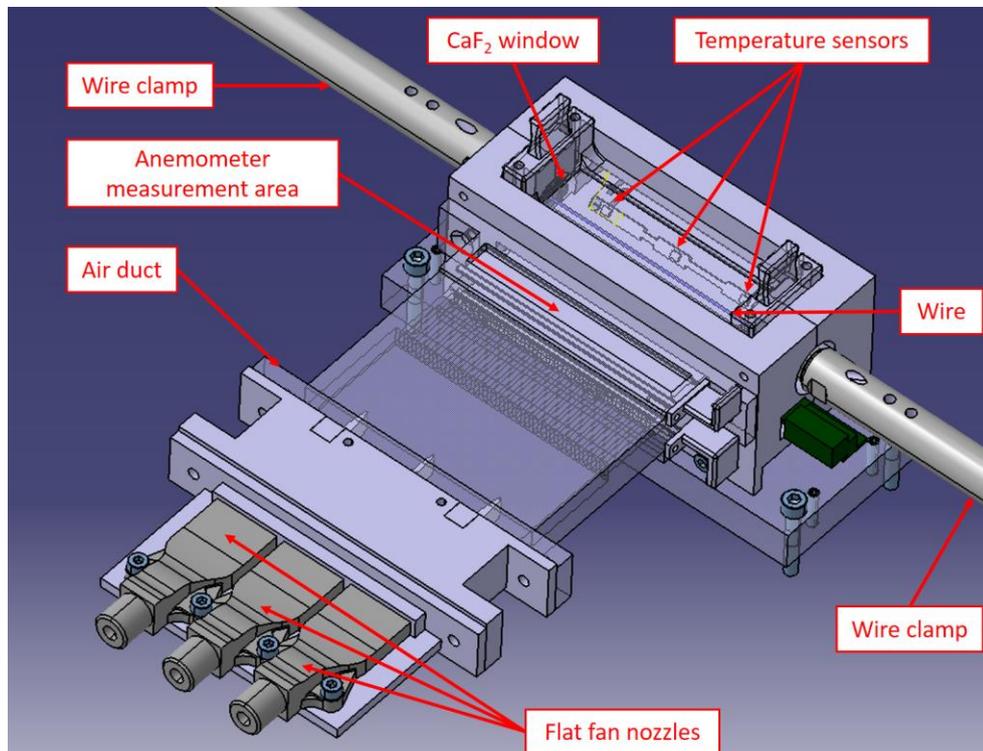
- [142] N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, S. Seelecke, A. Schütze, and A. Schuetze, "Resistance Monitoring of Shape Memory Material Stabilization during Elastocaloric Training," *Smart Materials and Structures*, 2019, doi: <https://doi.org/10.1088/1361-665X/ab3d62>.
- [143] Tetenal, "Tetenal Kameralack Datenblatt." [Online]. Available: https://shop.tetenal.de/media/files_public/0b604dce65c5a024d33cf2b99c288a15/Produktdatenblatt_105202.pdf. [Accessed: 05-Jul-2020].
- [144] O. L. I. Brown, "The Clausius-Clapeyron equation," *Journal of Chemical Education*, 1951, doi: 10.1021/ed028p428.
- [145] S. Y. Yang and G. S. Dui, "Temperature analysis of one-dimensional NiTi shape memory alloys under different loading rates and boundary conditions," *International Journal of Solids and Structures*, 2013, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2013.05.026.
- [146] S.-M. Kirsch, M. Schmidt, F. Welsch, N. Michaelis, A. Schütze, and S. Seelecke, "Development of a shape memory based air conditioning system," *Imenau Scientific Colloquium: Engineering for a Changing World: Proceedings; 59th IWK, I*, 2017.
- [147] S. J. Furst and S. Seelecke, "Modeling and experimental characterization of the stress, strain, and resistance of shape memory alloy actuator wires with controlled power input," *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2012, doi: 10.1177/1045389X12445036.
- [148] D. Hodgson, M. Wu, and R. Biermann, "Shape Memory Alloys," in *Volume 2, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials*, 1990.
- [149] J. Frenzel, Private correspondence.
- [150] J. Cui, Y. Wu, J. Muehlbauer, Y. Hwang, R. Radermacher, S. Fackler, and M. Wuttig, "Demonstration of high efficiency elastocaloric cooling with large T using NiTi wires Demonstration of high efficiency elastocaloric cooling with large D T using NiTi wires," 2012, doi: 10.1063/1.4746257.
- [151] I. Takeuchi and K. Sandeman, "Solid-state cooling with caloric materials," *Physics Today*, 2015, doi: 10.1063/PT.3.3022.
- [152] G. J. Pataky, E. Ertekin, and H. Sehitoglu, "Elastocaloric cooling potential of NiTi, Ni₂FeGa, and CoNiAl," *Acta Materialia*, 2015, doi: 10.1016/j.actamat.2015.06.011.
- [153] N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, S. Seelecke, and A. Schuetze, "Novel Experimental Approach to Determine Elastocaloric Latent Heat," *Shape Memory and Superelasticity*, 2019, doi: 10.1007/s40830-019-00249-y.
- [154] J. Tušek, A. Žerovnik, M. Čebtron, M. Brojan, B. Žužek, K. Engelbrecht, and A. Cadelli, "Elastocaloric effect vs fatigue life: Exploring the durability limits of Ni-Ti plates under pre-strain conditions for elastocaloric cooling," *Acta Materialia*, 2018, doi: 10.1016/j.actamat.2018.03.032.
- [155] N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, M. Schmidt, S. Seelecke, and A.

Schütze, “Investigation of Single Wire Elastocaloric Air Cooling Potential,” *Thermag VIII*, 2018, doi: 10.18462/iir.thermag.2018.0027.

- [156] F. Welsch, J. Ullrich, H. Ossmer, M. Schmidt, M. Kohl, C. Chluba, E. Quandt, A. Schütze, and S. Seelecke, “Numerical simulation and experimental investigation of the elastocaloric cooling effect in sputter-deposited TiNiCuCo thin films,” *Continuum Mechanics and Thermodynamics*, 2018, doi: 10.1007/s00161-017-0582-x.
- [157] N. Seiichi and O. Takuro, “Heat transfer from a horizontal circular wire at small reynolds and grashof numbers-II. Mixed convection,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1975, doi: 10.1016/0017-9310(75)90029-0.
- [158] R. Britz, F. Welsch, S.-M. Kirsch, F. Simone, M. Schmidt, P. Motzki, and S. Seelecke, “SMA Wire Bundles - Mechanical and Electrical Concepts,” *ACTUATOR 2018: 16th International Conference on New Actuators*, 2018.

Anhang

A.1 CAD Modell der Prüfstandserweiterung zur Luftstrommessung



A.2 Ausführliche Rechnung zum spezifischen Widerstand

Ausführliche Rechnung zum spezifischen Widerstand während der Temperaturstabilisierung.

$$\varrho_{wire} = R_{wire} \cdot \frac{V_0 + V_0(1 - 2\hat{\nu}) \cdot \varepsilon}{(l_0 + l_0 \cdot \varepsilon)^2}$$

$$\varrho_{wire} = (\varrho_M \cdot x_M + \varrho_A \cdot x_A)$$

$$\varrho_M = \varrho_{0M} + (T - T_{0M}) \frac{\delta \varrho_M}{\delta T} + \sigma \frac{\delta \varrho_M}{\delta \sigma}$$

$$\varrho_A = \varrho_{0A} + (T - T_{0A}) \frac{\delta \varrho_A}{\delta T} + \sigma \frac{\delta \varrho_A}{\delta \sigma}$$

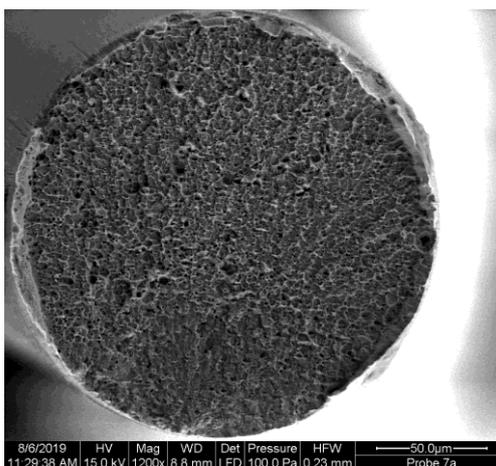
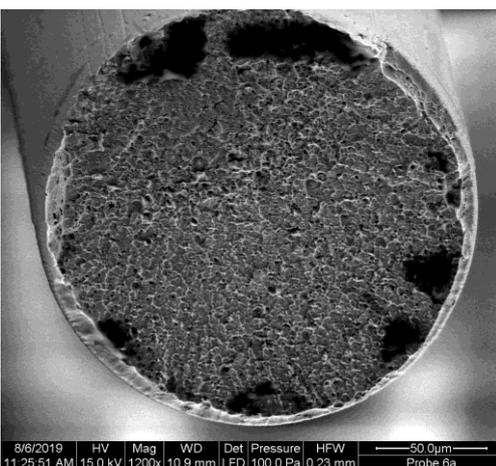
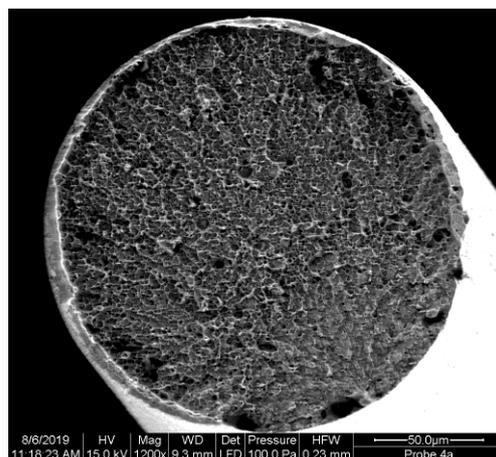
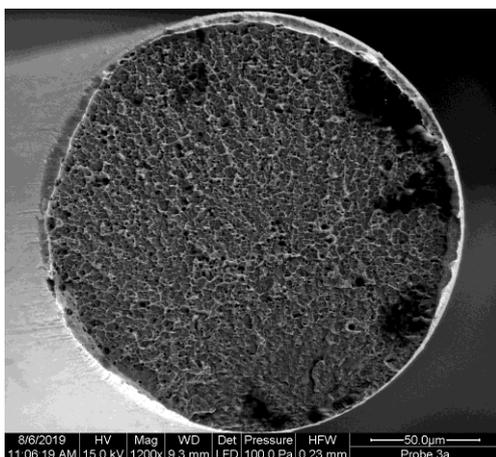
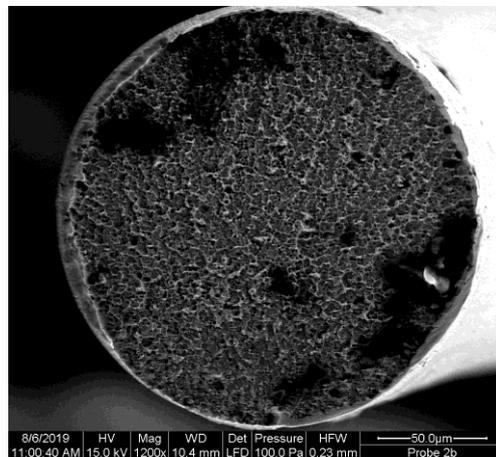
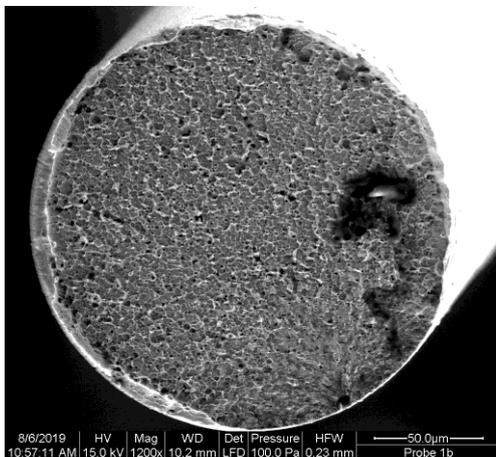
$$\rightarrow T \approx T_0$$

$$\rightarrow \varrho_M = \varrho_{0M} + \sigma \frac{\delta \varrho_M}{\delta \sigma}$$

$$\rightarrow \varrho_A = \varrho_{0A} + \sigma \frac{\delta \varrho_A}{\delta \sigma}$$

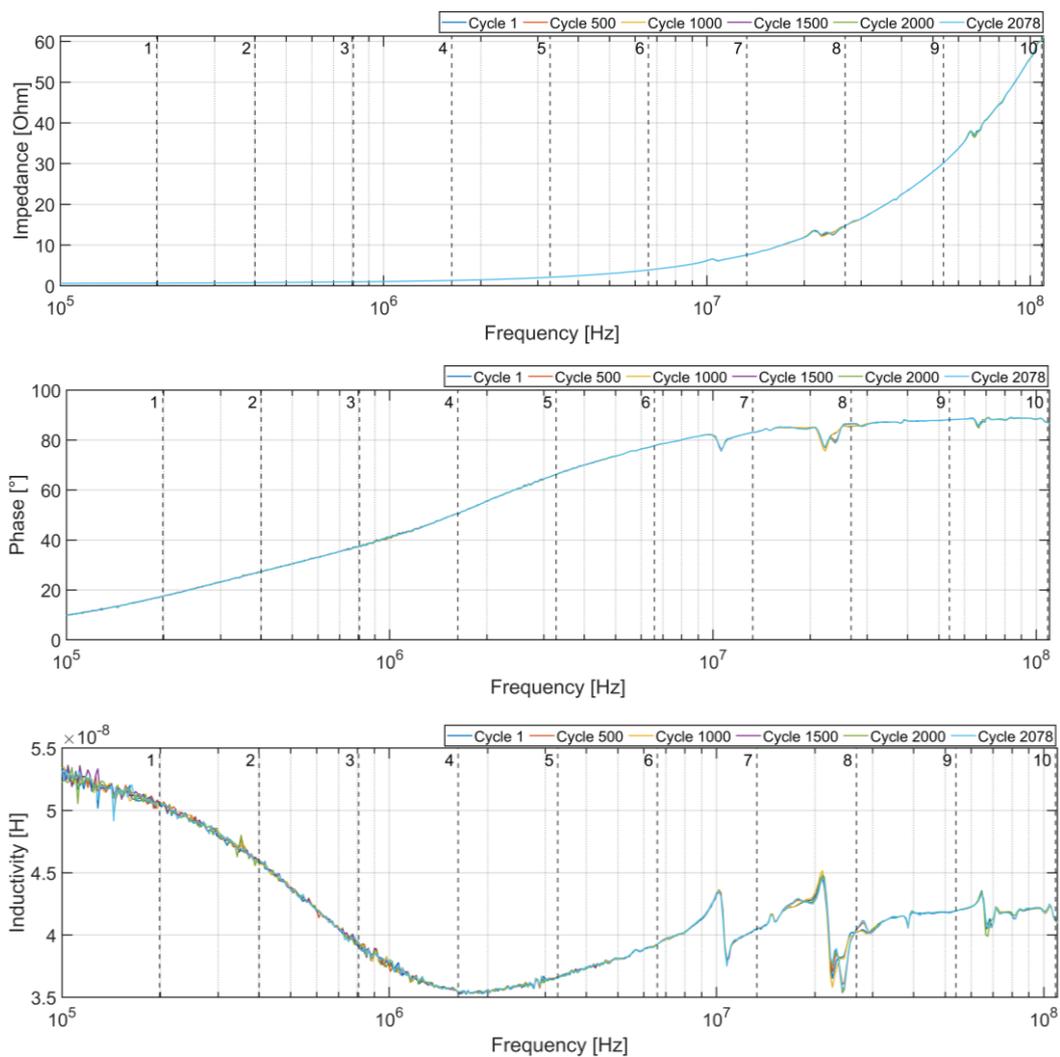
A.3 Zusätzliche REM-Aufnahmen zur Ausfallanalyse

Zusätzliche REM Bilder der untersuchten Drahtproben (0,2 mm NiTiCo-Draht), zum Großteil mit Verschmutzungen: Darstellung von Probe 1 bis 7 (ohne 5), Probenbezeichnung unten rechts in der REM-Aufnahme, Probe 5 in 5.5.2 gezeigt.

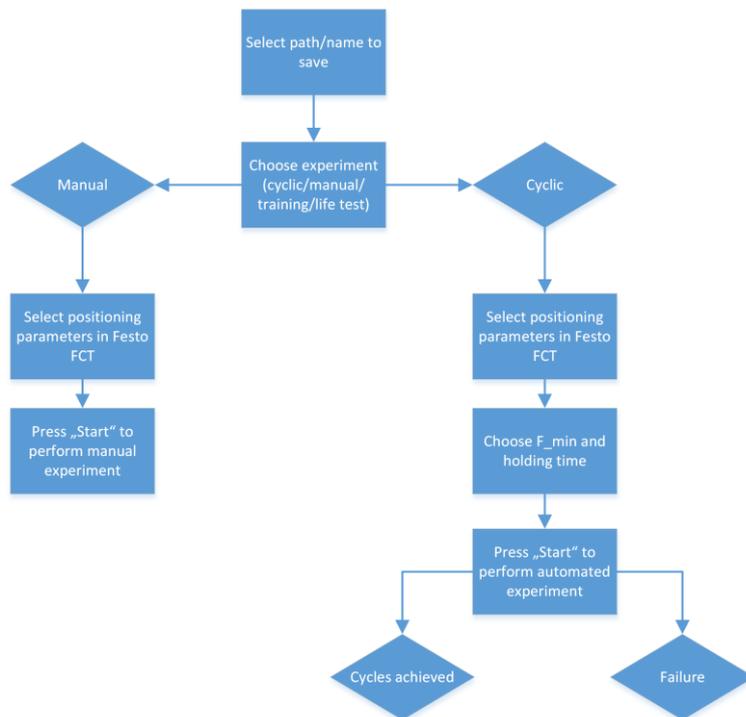


A.4 Rohdaten der Impedanzmessung in der Martensitphase

Rohdaten der Impedanzmessung am 0,5 mm NiTiCo Draht in der Martensitphase.



A.5 Ablaufdiagramm des Langzeitprüfstands



Eigene Veröffentlichungen

Journalveröffentlichungen

- S.-M. Kirsch, F. Welsch, N. Michaelis, M. Schmidt, A. Wieczorek, J. Frenzel, G. Eggeler, A. Schütze, and S. Seelecke, “NiTi-Based Elastocaloric Cooling on the Macroscale: From Basic Concepts to Realization,” *Energy Technology*, vol. 6, no. 8, pp. 1567–1587, doi: 10.1002/ente.201800152.
- N. Michaelis, A. Schütze, F. Welsch, S.-M. Kirsch, and S. Seelecke, “Novel Experimental Approach to Determine Elastocaloric Latent Heat,” *Shape Memory and Superelasticity*, doi: 10.1007/s40830-019-00249-y.
- N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, S. Seelecke, and A. Schütze, “Resistance Monitoring of Shape Memory Material Stabilization during Elastocaloric Training,” *Smart Materials and Structures*, vol. 28, no. 10, doi: 10.1088/1361-665X/ab3d62.
- N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, M. Schmidt, S. Seelecke, and A. Schütze, “Experimental parameter identification for elastocaloric air cooling,” *International Journal of Refrigeration*, vol. 100, pp. 167–174, doi: 10.1016/j.ijrefrig.2019.01.006.

Konferenzbeiträge

- N. Michaelis, M. Schmidt, F. Welsch, S. Seelecke, and A. Schütze, “Condition Monitoring of Shape Memory Material Stabilization,” in *Kassel, 3rd Seminar on Ferroic Functional Materials / 13th International Workshop on Direct and Inverse Problems in Piezoelectricity*.
- S.-M. Kirsch, M. Schmidt, F. Welsch, N. Michaelis, A. Schütze, and S. Seelecke, “Development of a shape memory based air conditioning system,” in *Imenau Scientific Colloquium: Engineering for a Changing World: Proceedings; 2017*, vol. 59, no. 3.1.03, p. 9.
- F. Welsch, S.-M. Kirsch, N. Michaelis, P. Motzki, M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, “Elastocaloric Cooling: System Design, Simulation, and Realization,” *Smart Materials and Structures*, 2018, vol. 2, pp. 1–9, doi: 10.1115/SMASIS2018-7982.
- S.-M. Kirsch, F. Welsch, N. Michaelis, M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, “Continuously Operating Elastocaloric Cooling Device based on Shape Memory Alloys: Development and Realization,” in *Darmstadt, Thermag VIII*, 2018, no. 0039, pp. 238–243, doi: 10.18462/iir.thermag.2018.0039.
- F. Welsch, S.-M. Kirsch, N. Michaelis, M. Schmidt, A. Schütze, and S. Seelecke, “Continuously Operating Elastocaloric Cooling Device based on Shape Memory Alloys: Modeling,” in *Darmstadt, Thermag VIII*, pp. 244–249, doi: 10.18462/iir.thermag.2018.0040.

-
- N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, M. Schmidt, S. Seelecke, and A. Schütze, "Investigation of Single Wire Elastocaloric Air Cooling Potential," in *Darmstadt, Thermag VIII*, 2018, pp. 167–172, doi: 10.18462/iir.thermag.2018.0027.
- F. Welsch, S. Kirsch, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric heating and cooling device: model-based parameter study with air flow losses," *Smart Materials, Adaptive Structures, and Intelligent Systems*, 2019.
- N. Michaelis, F. Welsch, S.-M. Kirsch, S. Seelecke, and A. Schütze, "Experimental Determination of Elastocaloric Latent Heat," in *Konstanz, Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2019, pp. 3–4.
- S.-M. Kirsch, F. Welsch, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric cooling device: First experimental results," in *Konstanz, Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2019.
- S.-M. Kirsch, F. Welsch, L. Ehl, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric heating and cooling device: air flow investigation and experimental parameter study," *Smart Materials, Adaptive Structures, and Intelligent Systems*, 2019.
- F. Welsch, S.-M. Kirsch, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric cooling device: First modeling results," in *Konstanz, Shape Memory and Superelastic Technologies*, 2019.
- F. Welsch, S.-M. Kirsch, P. Motzki, S. Seelecke, N. Michaelis, and A. Schütze, "Continuous operating elastocaloric heating and cooling device: model-based parameter study with air flow losses," *Smart Materials, Adaptive Structures, and Intelligent Systems*, 2019.

Danksagung

An erster Stelle möchte ich Prof. Dr. Andreas Schütze und Prof. Dr. Stefan Seelecke danken, die mir die Möglichkeit zur Promotion in diesem interessanten und innovativen Forschungsbereich gegeben und mich über den Entstehungsprozess dieser Arbeit hinweg betreut und begleitet haben. Die intensiven Diskussionsrunden und hilfreichen Anregungen haben maßgeblich zu deren Gelingen beigetragen.

Außerdem gilt mein Dank meinen Arbeitskollegen an der UdS für die erfolgreiche Zusammenarbeit und schöne gemeinsame Zeit. Insbesondere sind hier Felix Welsch und Susanne-Marie Kirsch zu nennen. Nach dreijähriger gemeinsamer Tätigkeit im Schwerpunktprogramm „Ferroic Cooling“ freue ich mich auf die weitere Zusammenarbeit.

Aber auch meinen langjährigen Bürokollegen Eliseo Pignanelli, Nikolai Helwig, Tizian Schneider, Steffen Klein und Christopher Schnur möchte ich für den hilfreichen Austausch und die angenehme Arbeitsatmosphäre danken.

Abschließend danke ich meiner Familie, die mich stets unterstützt hat sowie Jana für den immerwährenden Zuspruch und Rückhalt.