

PiezoWind - Öffentlicher Abschlussbericht - Untersuchung des Materialverhaltens von piezoelektrischen Flächensensoren unter Betriebsbedingungen von Großwälzlagern in Windenergieanlagen-Triebsträngen

Levin Schilling

Peter Dalhoff

Publikationsstatus / publication status:

Publizierte Version / Published Version

Für diese Version ist keine Begutachtung geplant / No review is planned for this version

Typ des Dokumentes / type of the document

Bericht / Report

Empfohlene Zitierung / Suggested Citation:

Schilling L. und Dalhoff P. – PiezoWind – Öffentlicher Abschlussbericht – Untersuchung des Materialverhaltens von piezoelektrischen Flächenwandlern unter Betriebsbedingungen von Großwälzlagern in Windenergieanlagen-Triebsträngen, Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg, 2021

Zitierlink / citation link

DOI: <https://doi.org/10.48441/4427.13>

Handle: <http://hdl.handle.net/20.500.12738/10109>

Nachnutzung / reuse:

Diese Publikation wird unter den Bedingungen der Creative-Commons-Lizenz Namensnennung (CC BY 4.0) verbreitet. Sofern der Name der Autor*innen/Rechteinhaber*innen genannt wird, kann der Inhalt vervielfältigt, verbreitet, öffentlich aufgeführt und kommerziell genutzt werden. Außerdem dürfen Bearbeitungen angefertigt und verbreitet werden. Weitere Informationen und die vollständigen Bedingungen der Lizenz finden Sie hier: <https://creativecommons.org/licenses/?lang=de>.

PiezoWind

Öffentlicher Abschlussbericht

Untersuchung des Materialverhaltens von piezoelektrischen Flächensensoren unter Betriebsbedingungen von Großwälzlagern in Windenergieanlagen-Triebsträngen

LEVIN SCHILLING
PETER DALHOFF

Veröffentlicht von:



In Kooperation mit:



Gefördert durch:



Laufzeit des Vorhabens: 01.01.2017 - 31.12.2018

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	4
2	Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1	Temperaturuntersuchungen piezoelektrischer Bauelemente	5
3	Thermische Untersuchung des Flächenwandlers	7
3.1	Aufbau	7
3.2	Weitere Ausstattung	8
3.2.1	Hardware	8
3.2.1.1	Messkoffer	8
3.2.1.2	Mobiles Messsystem (imc)	9
3.2.1.3	Oszilloskop	10
3.2.2	Software	10
3.2.2.1	imc DEVICES	10
3.2.2.2	imc FAMOS	10
3.3	Teststrategie	10
3.4	Vorbereitung der Versuche	12
3.4.1	Prüflinge	12
3.4.1.1	Oberflächenbehandlung	12
3.4.1.2	Klebstoff	12
3.4.1.3	PT100 Oberflächentempersensoren	13
3.5	Mathematisch-Physikalische Beschreibung des Teststands	13
3.5.1	Klassische Laminattheorie	15
3.5.1.1	Randbedingungen und Annahmen	15
3.5.1.2	Berechnung der Laminatsteifigkeit	16
3.5.1.3	Berechnung der thermischen Verformung der gesamten Federplatte	18
3.6	Berechnung der mechanischen Verformung der gesamten Federplatte	21
3.7	Zusammenführung der thermischen und mechanischen Verformungen der Federplatte	23
3.7.1	Zusammenfassung	29
4	Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers	30
4.1	Diskussion der Messergebnisse	30
4.1.1	Erkenntnisse aus den Messungen - Probleme und Lösungen	31
4.1.2	Berechnung der thermischen Verformung der Federplatte	32
4.1.3	Berechnung der mechanischen Verformung der Federplatte bei Raumtemperatur	35
4.1.4	Berechnung der thermomechanischen Verformung der Federplatte	37
4.1.5	Validierung des Berechnungsmodells	39
4.1.6	Auswertung der Sensordehnung und -längenänderung	40
4.1.7	Diskussion der Abklingkurven der Sensoren bei unterschiedlichen Temperaturen	41
4.1.8	Diskussion der gemessenen Eigenfrequenzen der Federplatte bei unterschiedlichen Temperaturen	42
4.1.9	Vergleich des gemessenen Ladungs- und Spannungssignals	42

Inhaltsverzeichnis

4.2	Fazit	43
4.3	Ausblick und Empfehlungen	44
5	Elektromagnetische Verträglichkeit	47
5.1	Elektromagnetische Interferenzen während der Versuche	47
5.2	Fehlersuche	50
5.3	Interferenzen durch elektromagnetische Wechselfelder	51
5.3.1	Versuchsaufbau	51
5.3.2	Ergebnisse der Versuche	51
5.3.3	Fazit	52
6	Zustandsüberwachung schadhafter Lager	54
6.1	Präparierung der Lagerböcke	54
6.2	Aufbau der Versuche	56
6.3	Berechnung der Schadensüberrollungen und der Riemenfrequenz	57
6.4	Getestete Sensoren	58
6.5	Probleme während der Messung und Lösungsansätze	59
6.6	Hochlaufversuche	59
6.7	Detailbetrachtung einzelner Schäden und Drehzahlen	64
6.8	Vorteile und Nachteile des Flächenwandlers	65
7	Fazit des Projekts	67
A	Energy Harvesting mit piezoelektrischen Bauelementen	68
A.1	Theoretische Forschung	68
A.2	Experimentelle Forschung	68

1 Einleitung

Im Untersuchungsbericht des Allianz Zentrums für Technik [1] wurden bereits im Jahr 2003 Forderungen nach einer kontinuierlichen Überwachung schadensanfälliger Großkomponenten in Windenergieanlagen geäußert. Betont wurden dabei die Komponenten Haupt-, Getriebe- und Generatorlager, die im Schadensfall mit langen Ausfallzeiten und hohen Reparaturkosten aufwarten. Die Anforderungen wurden daraufhin erstmals vom Germanischen Lloyd formuliert und in einer Richtlinie veröffentlicht, die mittlerweile in dritter Auflage durch DNV GL aktualisiert und herausgegeben wurde [2].

Die frühzeitige Fehlererkennung an Hauptlagern und Planetenstufen der Getriebe stellt eine komplexe Aufgabe dar. Grund hierfür ist unter anderem die hohe Materialdämpfung der Komponenten und die dadurch bedingte niedrige Signalstärke besonders im Frühstadium eines Schadens. Das Schadensignal, welches im Inneren der zu überwachenden Komponente entsteht, muss von herkömmlichen Sensoren an der Außenseite der Komponente erfasst werden. Dabei wird das Signal auf dem Weg zum Sensor so stark gedämpft, dass es in der Regel vom Sensor, in einem frühen Schadensstadium, nicht detektiert werden kann.

Typischerweise kommen für die Schwingungsüberwachung des Antriebsstrangs heutzutage Beschleunigungsaufnehmer zum Einsatz. Diese beruhen auf einem Feder-Masse-System, wobei durch die Vibration der Komponente, auf welcher der Sensor befestigt ist, eine seismische Masse im inneren des Sensors in Bewegung versetzt wird. Die Feder ist eine Piezokeramik, die infolge der abwechselnden Druck und Zugspannung Ladungen abgibt, die dann als zur Schwingbeschleunigung proportionales Ladungssignal, oder bei zusätzlich installiertem Ladungsverstärker als proportionales Spannungssignal, durch ein Messgerät erfasst werden kann. Diese Sensoren unterliegen jedoch einer Kennlinie und können nur unterhalb der Resonanz- bzw. Grenzfrequenz eingesetzt werden. Höhere Grenzfrequenzen lassen sich durch Verringerung der seismischen Masse realisieren. Dies führt allerdings zu Einbußen der Empfindlichkeit und ist besonders bei der Detektion niedrig-energetischer Fehler im Schadensfrühstadium meist keine Option.

Der piezoelektrische Flächenwandler, welcher durch die HAW Hamburg im Rahmen des Forschungsprojekts *PiezoWind* untersucht wird, unterliegt diesen Einschränkungen nicht. Er wird ohne seismische Masse direkt auf die zu überwachende Oberfläche geklebt und liefert Signale infolge der Oberflächenschwingung des Bauteils, die sich als Stauchung und Dehnung auf den Sensor überträgt.

Das Verhalten der piezoelektrischen Flächenwandler ist hinsichtlich zu erwartender Betriebszustände in Windenergieanlagen noch nicht vollständig erforscht und muss daher vor der Anwendung zur Fehlerfrüherkennung in Windenergieanlagen genauer ausgeleuchtet werden. Besonders Temperaturdrift und elektromagnetische Verträglichkeit sollen durch wissenschaftliche Untersuchungen und Prüfstandsversuche bestimmt werden. Auch ein direkter Vergleich aktueller Beschleunigungssensoren nach Stand der Technik mit den Flächenwandlern ist Bestandteil des Projekts.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Temperaturuntersuchungen piezoelektrischer Bauelemente

Mit der wachsenden Nachfrage nach piezoelektrischen Keramiken in der Sensortechnologie, kommt die Frage nach den Temperatureinflüssen in bestimmten Anwendungsbereichen auf. Sherrit et al. [3] befassen sich mit diesem Thema und veröffentlichen erste Erkenntnisse für Blei-Zirkonat-Titanat (PZT 4D der Fa. *Morgan Matroc Ltd.*) im Temperaturbereich von 0 °C bis 100 °C. Die elastischen Konstanten zeigen kaum Veränderung, wohingegen bei den dielektrischen und piezoelektrischen Koeffizienten zum Teil signifikante Anstiege bei Temperaturerhöhung erkennbar sind. Die Temperaturzyklen werden mehrfach durchlaufen, um Hysteresen abbilden zu können. Dabei fällt auf, dass der erste Zyklus gravierende Unterschiede zu den nachfolgenden Zyklen aufweist, die sich untereinander kaum noch unterscheiden. Dies lässt sich auf innere Effekte der Piezokeramik, wie beispielsweise Verschiebung von Domänen und deren Änderung, zurückführen. Es wird empfohlen vor Einsatz einer Piezokeramik eine Wärmebehandlung im relevanten Temperaturbereich durchzuführen, um diese unerwünschten Effekte im Einsatz zu verhindern.

Für hohe Temperatureinsatzbereiche werden Piezokeramiken mit hohen Curie Temperaturen benötigt, deren Polarität sich nicht im Einsatzbereich der jeweiligen Anwendung auflöst. Eine solche Piezokeramik ist zum Beispiel Blei-Methaniobat. Wu et al. [4] untersuchen dafür die Materialeigenschaften im Bereich von Raumtemperatur bis 100 °C. Dabei stellt sich heraus, dass mit steigender Temperatur die elastische Nachgiebigkeit reduziert wird. Dieses Verhalten widerspricht den Erkenntnissen von Sherrit et al. [3] zu Blei-Zirkonat-Titanat (PZT). Das dielektrische Verhalten hingegen zeigt kaum Abweichungen zum PZT. Auch Gubinyi et al. [5] führen Versuche in höheren Temperaturbereichen durch. Dazu erhitzen sie piezokeramische Scheiben aus Blei-Zirkonat-Titanat (PZT) von 0 °C bis 350 °C. Die Versuche bestehen im Gegensatz zu vorangehenden Untersuchungen nur aus einem Hochlauf, da bei den Endtemperaturen mit einer Depolarisierung der Piezokeramik zu rechnen ist. Es stellt sich heraus, dass zwar auch im Bereich niedriger Temperaturen erste Änderungen der Parameter erkennbar sind, diese jedoch erst signifikant werden bei der Überschreitung von 150 °C bis 200 °C. Weitere Steigerung der Temperatur bis zur Curie-Temperatur lässt gravierende Einflüsse auf alle Parameter erkennen.

Ilg et al. [6, 7] beschäftigen sich eingehend mit der Untersuchung von Temperatureinflüssen auf die Impedanz verschiedener piezoelektrischer Bauelemente. Es werden diverse Bauformen des piezoelektrischen Materials PIC255 (*PI Ceramic*) sowie ein einlaminiertes Exemplar (DuraAct Flächenwandler *PI Ceramic*) und eine extrahierte Piezokeramik des zuletzt genannten Wandlers getestet. Die Materialien werden in einer Klimakammer bei einer Frequenz von 1 kHz in mehreren Versuchsdurchläufen (-30 °C bis 130 °C in 10 °C-Schritten) zwei Verfahren unterzogen. Einerseits wird die Haltezeit einer Temperatur durch einen thermoelektrischen Trigger festgelegt und andererseits wird eine feste Haltezeit von 15 min definiert. Die ermittelten Hysteresen zeigen, dass ein höherer Temperatureinfluss erkennbar ist, wenn die Keramik in ein Material eingebettet ist. Dies begründet sich durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungseigenschaften der Materialien, wodurch eine mechanische Spannung auf die Piezokeramik induziert wird. In einem weiteren Schritt wird ein Berechnungsmodell erstellt, das es ermöglicht, anhand der gemessenen Impedanz auf eine Temperatur zu schließen. Dazu bedienen sich die Autoren zweier Polynomfunktionen, um die gemessene Hysterese (ermittelt unter 15-minütiger Haltezeit) zu beschreiben. Mittels

einer zusätzlichen Gewichtungsfunktion und der Unterscheidung zwischen Temperaturanstieg und -abfall lässt sich nun die Temperatur am Sensor berechnen. Eine Optimierung des Berechnungsergebnisses kann durch einen Kriechoperator und einen Bleifilter erreicht werden. Diese ermöglichen eine Kompensation der Drift bei gleichbleibender Temperatur respektive eine beschleunigte Anpassung bei Temperatursprüngen.

Aufbauend auf dieser Arbeit veröffentlichten Rupitsch und Ilg [8] eine tiefere Analyse der veränderlichen Materialparameter unter Temperatureinwirkung. Unter Variation der Temperatur geht aus der frequenzabhängigen Impedanzuntersuchung eine deutliche Temperaturabhängigkeit hervor. Besonders betroffen sind dabei die elastischen Nachgiebigkeiten sowie die elektrischen Permittivitäten, wohingegen die elektromechanischen Kopplungsfaktoren kaum Abweichungen zeigen. Dies lässt darauf deuten, dass die Energiewandlung nur geringfügig durch die Temperatur beeinflusst wird.

Siebel und Lilov [9] überprüfen die Temperaturstabilität der Impedanz bei 26 DurAct Sensoren der Typen P-876.SP1 und P-876.A15. Die Sensoren werden auf ein luftfahrtgerechtes CFK-Panel geklebt und in einer Klimakammer Temperaturdurchläufen von $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ unterzogen. Die Versuche werden mit unverklebten Sensoren wiederholt. Dabei wird ersichtlich, dass sich in beiden Fällen zwar bei Variation der Temperatur die charakteristischen Impedanz-Peaks qualitativ kaum unterscheiden, diese sich jedoch mit zunehmender Temperatur in Richtung niedrigerer Frequenzen verschieben (dieses Phänomen beschreiben ebenfalls Qiu et al. in [10], dort jedoch für die Keramik *PMN-PT*). Ab einer Temperatur von etwa $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ verschwinden im Versuch mit den geklebten Sensoren die charakteristischen Peaks zunehmend bis bei $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ kaum noch etwas vom ursprünglichen Impedanzverlauf erkennbar ist. Dies lässt sich auf die Verklebung zurückführen, die bei dieser Temperatur erweicht. Diese Feststellung stützt sich auf die Tatsache, dass die Verschmierung bei den unverklebten Sensoren nicht zu erkennen ist. Des Weiteren wird eine Methode zur Temperaturkompensation entwickelt, die die vorangegangenen Effekte teilweise reduziert.

Im Projekt *SHM Wind* [11] werden piezoelektrische Flächenwandler auf ihre Anwendbarkeit in Bezug auf *Structural Health Monitoring (SHM)* von Windenergieanlagen hin untersucht. Ein Teil der Untersuchungen stellt die Temperaturstabilität der Signale dar. Dazu wird der Sensor einer Dynamisch-Mechanischen-Analyse (DMA) unterzogen, bei der das viskoelastische Verhalten des Klebstoffs festgestellt wird. Es zeigt sich, dass besonders die Wahl des Klebstoffs erheblichen Einfluss auf die Messungen hat. Die Versuche erfolgen in einem Temperaturbereich von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $120\text{ }^{\circ}\text{C}$. Bei zwei Klebstoffen kann eine Temperaturstabilität im Bereich von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ festgestellt werden. Unter Verwendung solch eines Klebstoffes wird anschließend trotz Temperaturvariation eine hohe Reproduzierbarkeit der Sensorsignale erreicht.

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

3.1 Aufbau

Ein einfaches Messprinzip, das für die Auslegung des Teststands zugrunde gelegt wird, findet sich in [12]. Dort wird der piezoelektrische Wandler fest mit einer federnden Platte verklebt. Die Platte ist an einem Ende mit einer Masse bestückt und am anderen Ende mit einem schwingenden System verbunden. Befindet sich das System nun im dynamischen Zustand, schwingt die Masse auf Grund ihrer Trägheit mit und lenkt die federnde Platte aus. Trifft die anregende Schwingung auf die Eigenfrequenz der Platte mit Zusatzmasse, ergibt sich ein Resonanzzustand, in dem sehr hohe Amplituden erreicht werden.

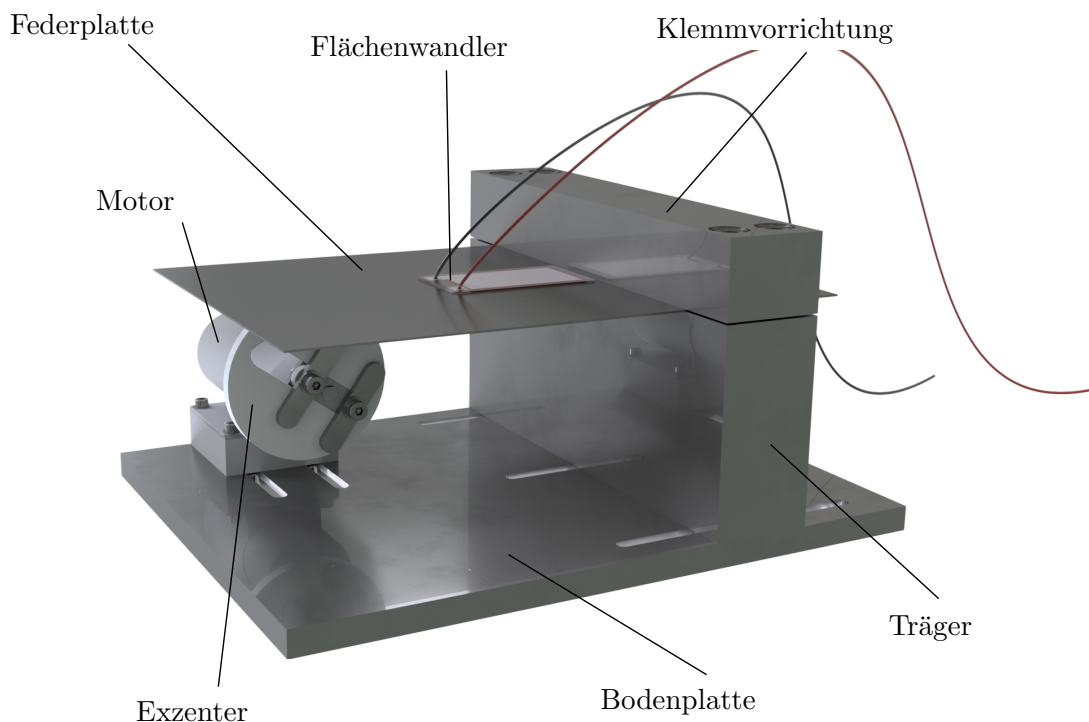


Abbildung 1: CAD-Darstellung des Prüfstands

Für die Versuche im Projekt ist es jedoch wichtiger, die Amplituden und Frequenzen fest vorgeben zu können, um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten und vergleichbare Prüfverfahren zu ermöglichen. Das Messprinzip aus [12] wird in seinem Aufbau also insofern angepasst, dass die Anregung direkten Einfluss auf Frequenz und Amplitude der Platte hat.

Dafür wird die Federplatte einseitig eingespannt. Die Einspannung wird möglichst steif ausgeführt und soll ein starres System darstellen. In variablem Abstand von der Einspannstelle wird ein Motor mit einer angeflanschten exzentrischen Kreisscheibe betrieben. Die Scheibe führt die Federplatte in Abhängigkeit der Motorfrequenz aus der Ruhelage heraus. Die Amplitude lässt sich über die Exzentrizität der Kreisscheibe einstellen. Auf diese Weise werden Tests mit variabler Dehnung des Flächenwandlers sowie variabler Frequenz realisiert. Zudem lässt sich die Exzentrerscheibe einfach austauschen und bietet somit die Möglichkeit, auch solche Scheiben einzusetzen, die vordefinierte „Schadstellen“

haben, also beispielsweise Absätze oder Kerben, die in regelmäßigen Abständen (z.B. einmal pro Umdrehung) zu einer Anregung der Federplatte und somit des Sensors führen. Durch konstruktive Maßnahmen kann man nun Schäden imitieren oder reproduzierbare Ausklingkurven erzeugen.

Die Träger-/Klemmvorrichtung wird verschiebbar ausgeführt und liefert eine weitere Einflussnahme auf die Dehnung der Platte bzw. des Sensors. Besonders bei der Prüfung mehrerer Flächenwandler auf der selben Platte lässt sich durch die Verschiebung des Trägers eine optimale Einstellung des Kraftangriffspunktes verwirklichen.

Bodenplatte, Träger, Klemmvorrichtung sowie die Motorerhöhung werden aus massivem Stahlblech gefertigt und bilden den Hauptteil der Masse des Prüfstands. Für die Federplatte wird ein dünnes Stahlblech verwendet. Dies kann bei Bedarf durch andere Materialien ersetzt werden.

Als Antrieb wird ein einfacher Modellbaumotor eingesetzt. Ein Spannungsregler ermöglicht durch Transformation der zur Verfügung gestellten Spannung des Akkupacks eine Änderung der Motordrehzahl.

Oberflächentemperaturfühler werden auf Blech und Träger angebracht, um zu jedem Zeitpunkt der Versuche Rückschlüsse auf den aktuellen thermischen Zustand ziehen zu können.

3.2 Weitere Ausstattung

Zur erfolgreichen Durchführung der Versuche gehören neben dem Teststand auch die notwendigen Geräte und Programme zur Signalanalyse. Die Grundausstattung der HAW Hamburg beinhaltet seit dem Bau des hochschuleigenen Windparks einen Messkoffer für Condition Monitoring. Dieser wurde von der *GL Garrad Hassan Deutschland GmbH* zusammengestellt und besteht aus Messmodulen der *imc Berlin GmbH* sowie einer Spannungsversorgung der *Phoenix Contact GmbH & Co. KG*. Zudem wird von der *imc Berlin GmbH* ein weiteres Messmodul zur Verfügung gestellt, mit dem sowohl Spannungen als auch Ladungen sowie Temperaturdaten aufgezeichnet werden können. Zur Inbetriebnahme des Teststands und für Funktionstests kann auf ein Oszilloskop zurückgegriffen werden. Die Koppelung der Messelektronik mit dem Computer sowie die Auswertung erfolgen durch *imc DEVICES*, *imc FAMOS* und selbstgeschriebene *Python*-Programme.

3.2.1 Hardware

3.2.1.1 Messkoffer

Der mobile Messkoffer für Condition Monitoring wurde 2013 im Rahmen der Erstausrüstung des Technologiezentrums Energiecampus Hamburg, eines Forschungszentrums der HAW Hamburg für erneuerbare Energien, im Hinblick auf den zu diesem Zeitpunkt geplanten Bau des Windparks *Curslack* angeschafft. Der Koffer ([Abbildung 2](#)) wurde von der *GL Garrad Hassan Deutschland GmbH* unter dem Namen *VIBRA WIND* zusammengestellt und enthält die in [Tabelle 1](#) aufgelisteten Messmodule bzw. Komponenten der *imc Berlin GmbH*.

Tabelle 1: Ausstattung des Messkoffers

Anzahl	Komponente	Abkürzung
1	imc CRONOSflex 2000	CRFX-2000
1	Interne Wireless-LAN Geräteerweiterung	CRFX/2000-WLAN-I

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

1	Griff rechts für imc CRONOSflex	CRFX/HANDLE-R
1	Griff links Li-IO	CRFX/HANDLE-LI-IO-L
2	8-kanaliger Differenzmessverstärker	CRFX/LV3-8
4	Stecker für 4 ICP Eingänge	ACC/DSUB-ICP4



Abbildung 2: Links: Mobiler Messkoffer der *GL Garrad Hassan Deutschland GmbH*, rechts: Mobiles Messmodul der *imc Berlin GmbH*

3.2.1.2 Mobiles Messsystem (imc)

Der piezoelektrische Flächenwandler der *PI Ceramic GmbH* gibt bei mechanischer Verformung Ladungen ab. Der zuvor genannte mobile Messkoffer kann jedoch nur Spannungen messen. Zur Ergänzung der Messtechnik wurde daher freundlicherweise von der *imc Berlin GmbH* ein weiteres Messmodul (**Abbildung 2**) zur Verfügung gestellt, das neben einem Spannungs- auch einen Ladungseingang hat und des Weiteren die Möglichkeit bietet, PT100 Temperatursensoren anzuschließen. Die Komponenten dieses Messmoduls sind in **Tabelle 2** aufgelistet.

Tabelle 2: Ausstattung des Messmoduls

Anzahl	Komponente	Abkürzung
--------	------------	-----------

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

1	imc CRONOSflex 400	CRFX-400
1	Befestigungselement RACK	CRFX-RACK
1	4-kanaliger, individuell isolierter Ladungsverstärker	CRFX/QI-4
1	8-kanaliger, isolierter Differenzmessverstärker	CRFX/ISO2-8

3.2.1.3 Oszilloskop

Für erste Versuche bei der Inbetriebnahme sowie zur Spannungsüberwachung für *Energy Harvesting* Tests wird ein Oszilloskop (*TDS 220*) der Tektronix UK Ltd. verwendet ([Abbildung 3](#)). Dabei handelt es sich um gängiges 2-Kanal Oszilloskop mit einem Frequenzbereich bis 100 MHz.

3.2.2 Software

Zur Aufzeichnung und Auswertung der Sensorsignale stehen der HAW Hamburg zwei Programme der *imc Berlin GmbH* zur Verfügung, *imc DEVICES* und *imc FAMOS*. Ergänzt werden diese Programme durch selbstgeschriebene Auswertalgorithmen in der Programmiersprache *Python*.

3.2.2.1 imc DEVICES

Bei *imc DEVICES* handelt es sich um eine Bediensoftware für imc Messgeräte, die eine kanalindividuelle Einstellung und Speicherung aller Messparameter realisiert. Das Programm wird also zur Ankoppelung des Messgeräts an den Computer und zu Einstellung aller Auswerteparameter eingestellt. Es ermöglicht zudem eine Echtzeit-Visualisierung der Messsignale.

Die verwendete Version ist *imc DEVICES 2.9R8*.

3.2.2.2 imc FAMOS

imc FAMOS ist ein Programm, mit dem die aufgezeichneten Messdaten aus *imc DEVICES* analysiert, ausgewertet und dokumentiert werden können. Die Software besitzt umfangreiche Darstellungsmöglichkeiten und die Möglichkeit Auswertalgorithmen zu programmieren.

Die verwendete Version ist *imc FAMOS 7.3 Enterprise*.

3.3 Teststrategie

Im Rahmen des Forschungsprojekts *PiezoWind* soll ein piezoelektrischer Flächenwandler gezielt auf bestimmte Materialeigenschaften überprüft werden. Dabei liegt der Fokus auf der Überprüfung der Funktionalität des Sensors unter Betriebsbedingungen einer Windenergieanlage. Maßgebend sind dabei besonders zwei äußere Einflüsse: Temperatur und elektromagnetische Verträglichkeit.

Da der Sensor dauerhaft in der Anlage verbaut werden soll, muss er denselben Temperaturen standhalten wie andere elektrische Komponenten der Anlage. Üblicherweise geht

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers



Abbildung 3: Oszilloskop der *Tektronix UK Ltd.*

man dabei von Extremtemperaturen bei -20 °C und $+50\text{ °C}$ aus [13]. Um einer gewissen Sicherheit gerecht zu werden und unter der Annahme, dass der Sensor auch in *Cold* und *Hot Climate Anlagen* verbaut werden soll, wird der Extremtemperaturbereich zusätzlich um 20 °C bis 30 °C herab bzw. heraufgesetzt.

Die Temperaturversuche an den *DuraAct*-Sensoren (Fa. *PI Ceramic GmbH*) werden an der HAW Hamburg im Labor für Leichtbau durchgeführt. Der Messplan wird nachfolgend geschildert:

- Temperaturbereich:
 - -40 °C bis 80 °C
 - Schrittweite: 30 °C
- Durchzuführende Messungen:
 - Die Abklingkurven (Ladung und Spannung) werden nach Auslenkung und freier Ausschwingung bei
 - * gleichbleibender Drehzahl,
 - * gleichbleibender Auslenkung und
 - * variabler Temperatur aufgezeichnet und miteinander verglichen.
 - * Der gesamte Temperaturbereich soll mehrfach durchlaufen werden, um zu überprüfen, ob nach Erreichen der Extremwerte Abweichungen in späteren Messungen erkennbar sind

Nachtrag zu den Temperaturversuchen Einige der zunächst geplanten Untersuchungen mussten angepasst oder gestrichen werden:

- Die geplante Schrittweite von 10 °C musste auf 30 °C erhöht werden, da die Dauer bis zum Erreichen der eingestellten Beharrungszeit sehr lang war (bis zu $1,5\text{ h}$). Sie

wurde so angepasst, dass ein vollständiger Hysterese-Lauf des Temperaturbereiches innerhalb eines Tages möglich war. Da sich, wie später beschrieben, weitestgehend lineare Spannungsverläufe über der Temperatur ergeben, ist zu erwarten, dass geringere Temperaturschritte keinen gravierenden Einfluss auf die interpolierten Ergebnisse gehabt hätten.

- Der Ladungsvorverstärker, der zur Überbrückung von Kabellängen über 1 m, beschafft wurde und ebenfalls unter Temperatureinfluss getestet werden sollte, musste während der Vorbereitung des Versuchs zur Reparatur an den Hersteller zurückgeschickt werden, da er unerklärbare Signale lieferte. Die Untersuchung des Herstellers ergab einen Defekt des ersten Schaltkreises auf Grund zu hoher Spannungen. Der Verstärker wurde repariert, kam jedoch für die weiteren Versuche nicht mehr zum Einsatz, da sich zeigte, dass die erzeugten Spannungen des Flächenwandlers für den Ladungsvorverstärker zu groß waren. Die Kabel zwischen Sensor und Messkoffer wurden unterdessen auf 1 m Länge gekürzt, sodass die Gefahr von Signalverlusten in den Kabeln minimiert wurde.

3.4 Vorbereitung der Versuche

3.4.1 Prüflinge

Bei den thermischen Versuchen ist besonders auf die Klebeverbindung der Sensoren mit dem Teststand zu achten. Der starke Einfluss des Glasübergangsbereichs wurde bereits häufiger festgestellt ([11], [9]). Auch die Steifigkeit spielt bei der Übertragung der Verformung eine wichtige Rolle ([14]).

3.4.1.1 Oberflächenbehandlung

Die Oberflächenvorbehandlung der Federplatte erfolgt nach [15].

3.4.1.2 Klebstoff

Wie zuvor beschrieben soll der Wahl eines geeigneten Klebstoffs viel Aufmerksamkeit geschenkt werden, besonders wenn die Temperatur während der Versuche stark variiert. Die kritische Temperatur, die bei solch einem Versuch nicht überschritten werden sollte, nennt sich Glasübergangstemperatur, in den Produktblättern von Klebstoffen häufig mit T_g bezeichnet. Dabei handelt es sich um die Temperatur, bei der das Epoxy erweicht. Im Gegensatz dazu ist die Schmelztemperatur (T_m), diejenige Temperatur, bei der ein Thermoplast schmilzt. Dies geschieht nicht bei Duroplasten. Im Temperaturbereich des Glasübergangs erhöht sich die Mobilität der Polymerketten, ein Bereich deshalb, weil besagte Ketten unterschiedliche Freiheitsgrade in ihrer Beweglichkeit haben, abhängig von der vorhandenen thermischen Energie. Typischerweise wird der Mittelwert des Bereichs als T_g aufgeführt. Grundsätzlich kann ein Epoxy auch oberhalb der Glasübergangstemperatur verwendet werden. Die Kraft, die durch die kovalente Bindung erzeugt wird, sorgt dafür, dass die weiche Epoxystruktur wieder ihre ursprüngliche Formen annimmt, sobald die Glasübergangstemperatur unterschritten wird (vgl. [16] und [17]).

Auch die Aushärtung ist wichtig für eine gelungene Klebung. Hohe Aushärtetemperaturen und kurze Aushärtzeiten führen zu optimaler Vernetzung und damit auch zur bestmöglichen Temperatur-, Feuchte- und Chemikalienbeständigkeit sowie zu höchster Klebefestigkeit. Des Weiteren steigt die Glasübergangstemperatur. Allerdings wird der Klebstoff auch

maximal spröde. Um einen Kompromiss zu erreichen, kann die thermische Aushärtung allmählich durchgeführt werden. Beispielsweise durch eine $10\text{ °C}/5\text{ min}$ Temperaturerhöhung. Somit erreicht man eine Minderung der thermischen Spannungen.

Bei der Glasübergangstemperatur handelt es sich um eine endothermische Stufe. Das heißt, hier wird Energie vom Kleber aufgenommen, was zu einer Strukturänderung führt. Bei Temperaturen knapp über T_g beginnen erste vergleichsweise wenig gebundene Molekülketten, sich zu bewegen, bei weiterer Temperaturerhöhung folgen immer komplexer gebundene Ketten. Langsamer Temperaturanstieg führt dazu, dass sich die Molekülketten gemäß der erhöhten Energie ausrichten, was eine geringere T_g zur Folge hat als bei raschem Temperaturanstieg. Umgekehrt ist die T_g sehr hoch, wenn die Temperatur besonders schnell angehoben wird (vgl. [18]). Diese Tatsache ist für die Testbedingungen relevant.

Für die geplanten Versuche ergeben sich folgende Anforderungen an den Klebstoff:

- hohe Glasübergangstemperatur
- hohe Steifigkeit
- gute Verarbeitbarkeit
- Beständigkeit gegenüber bestimmten chemischen Substanzen (z.B. Getriebeöl)

Nach eingehender Recherche fällt die Wahl auf Grund der vorausgesetzten Anforderungen auf den Klebstoff *Delo-Duopox SJ8665*. Dieser wird bei Raumtemperatur verarbeitet und ausgehärtet, da eine Versprödung des Klebstoffes zu vermeiden ist und die Glasübergangstemperatur von etwa 126 °C (siehe Datenblatt) ohnehin deutlich über der Versuchstemperatur liegt.

3.4.1.3 PT100 Oberflächentempertursensoren

Zur Überwachung der Temperatur bei den Versuchen werden PT100 Sensoren eingesetzt. Diese werden auf die Oberfläche der Federplatte (möglichst nah am Sensor) sowie auf den Träger geklebt. Somit wird sowohl die aktuelle Temperatur des Sensors überwacht als auch die Stelle des Teststands, deren Temperaturänderung sich am trägsten verhält.

Der Ausgleich jeglicher Einwirkungen der Temperatur auf die Kabel wird durch die Anwendung der 4-Leiter-Technik erreicht, somit kann zu jedem Zeitpunkt die tatsächliche Temperatur ohne Notwendigkeit einer Kompensation gemessen werden.

Zum Einsatz kommen zwei *SA2F-RTD-3-100-A-3M*-Sensoren der *OMEGA Engineering GmbH*.

3.5 Mathematisch-Physikalische Beschreibung des Teststands

Die Funktionsweise des Teststands wurde bereits in Kapitel 3.1 kurz dargestellt. In abstrahierter Form kann man sich das System also als fest eingespannten Kragarm (Federplatte) mit einer angreifenden Kraft (Exzentermotor) am Ende des Arms vorstellen. Über die Exzentrizität der Scheibe bzw. über den abgerundeten Hebel, der für die Temperaturversuche zum Einsatz kommt, lässt sich die erzwungene Auslenkung a der Platte einstellen und so auf die Längenänderung des Sensors bzw. der Sensoren schließen. In [Abbildung 4](#) ist der Teststand in abstrahierter Form dargestellt.

Die Längenänderung Δ_l folgt nach dem *Hookeschen Gesetz* aus

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

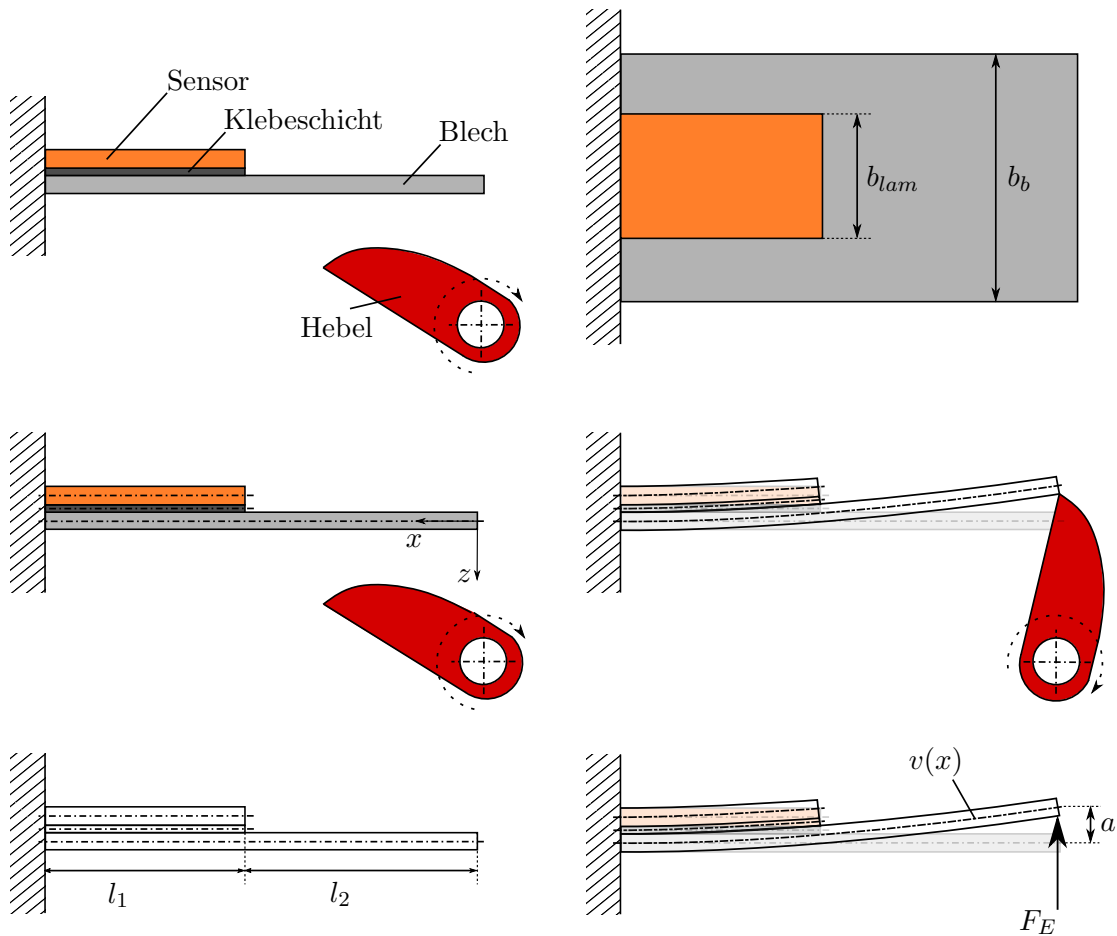


Abbildung 4: Schematische Darstellung des Prüfstands

$$\Delta l = \epsilon * E \quad (1)$$

mit der Dehnung ϵ und dem Elastizitätsmodul E , wobei die Dehnung unter Biegung für einen beliebigen Abstand z von der neutralen Faser nach [19] aus

$$\epsilon = \frac{z}{|\rho|} \quad (2)$$

errechnet werden kann. $\frac{1}{|\rho|}$ ist der Betrag der Krümmung einer Kurve, bzw. der Kehrwert des Biegeradius, der sich bei mechanischer Verformung an der Stelle des Blechs einstellt, deren Dehnung man feststellen möchte.

Es gilt

$$\frac{1}{\rho} = \frac{v''}{[1 + (v')^2]^{\frac{2}{3}}} \quad (3)$$

wobei v' und v'' die erste und zweite Ableitung der Biegelinie beschreiben, also den Biegewinkel und die Kurvenkrümmung.

An dieser Stelle führt die Berechnung eine Ebene tiefer. Die Platte wird zwar der Einfachheit halber weiterhin als Balken angesehen und somit die Biegelinie $v(z)$ wie für einen

solchen berechnet, jedoch besitzt dieser Balken am Ende der Sensorbeklebung einen Steifigkeitssprung, der berücksichtigt werden muss. In den folgenden Abschnitten wird somit die Steifigkeit des „Laminats“ (bestehend aus Blech, Kleber und Sensor) ermittelt und anhand dieser die Biegelinie des Balkens bzw. der Platte berechnet. Zudem wird die Eigenverformung der beiden Komponenten unter Temperaturvariation betrachtet. Diese findet besondere Wichtigkeit bei der Untersuchung des Temperatureinflusses auf den Sensor (siehe Kapitel 4).

3.5.1 Klassische Laminattheorie

Die Klassische Laminattheorie findet dort Einsatz, wo mechanische, hygromechanische oder thermische Einflüsse auf ein Laminat wirken. Als Laminat wird ein Werkstoff bzw. ein Werkstück angesehen, das aus mehreren Schichten gleicher oder verschiedener Materialien besteht, die untereinander verklebt sind und somit bei Beanspruchung Einfluss aufeinander nehmen.

3.5.1.1 Randbedingungen und Annahmen

Im vorliegenden Fall werden Sensoren (die im Prinzip selbst schon als Laminat anzusehen sind) mittels eines Zwei-Komponenten-Epoxidharz Klebers auf ein Stahlblech geklebt. Die drei Materialien sind jeweils als isotrop anzusehen, was für den Kleber und das Blech vollkommen zutrifft. Der Sensor besitzt transversal-isotrope Eigenschaften, wobei in Polungsrichtung und normal zur Polungsrichtung unterschiedliche Eigenschaften festgestellt werden können. Für den vorliegenden Fall ist die Normalenrichtung jedoch uninteressant und wird nicht explizit betrachtet. Zudem wird vom Hersteller nur ein Satz mechanischer Eigenschaften je Keramik bereitgestellt, der unter Berücksichtigung recherchierter Werte zur Ummantelung der Keramik mit *Kapton* auf Näherungswerte für den gesamten Sensor führt:

Tabelle 3: Geometrische Eigenschaften der piezoelektrischen Sensoren *DuraAct A.12* und *DuraAct A.15* nach [20]

Größe	Einheit	Wert
Höhe (A.12)	mm	0,5
Höhe (A.15)	mm	0,8
Länge (A.12 und A.15)	mm	62
Breite (A.12 und A.15)	mm	35
Keramiksichtdicke (A.12)	mm	0,2
Keramiksichtdicke (A.15)	mm	0,5

Tabelle 4: Mechanische Eigenschaften der piezoelektrischen Keramik *PIC255* sowie der piezoelektrischen Sensoren *DuraAct A.12* und *DuraAct A.15* nach [21] und [22]

Eigenschaft	Einheit	Wert
Elastizitätsmodul (A.12)	N/mm ²	2.330

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

Elastizitätsmodul (A.15)	N/mm ²	3.470
Wärmeausdehnungskoeffizient (in Polungsrichtung)	1/K	4...8 * 10 ⁻⁶
Poisson'sche Querkontraktion	-	0,34

Tabelle 5: Mechanische Eigenschaften von Kapton nach [23]

Eigenschaft	Einheit	Wert
Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K	20 * 10 ⁻⁶
Poisson'sche Querkontraktion	-	0,34

An dieser Stelle werden die effektiven thermischen Eigenschaften vereinfachend durch den Ansatz der Volumenanteile ermittelt. Dieses Vorgehen findet als Überschlagmaßnahme auch in der Laminattheorie häufig praktischen Einsatz, meist jedoch für mechanische Eigenschaften (siehe [24]), und soll für die Abschätzung der Eigenschaften der Sensoren genügen. Aus den in **Tabelle 3** aufgeführten geometrischen Daten lässt sich ein Volumenanteil der Keramik von 40 % respektive 60 % für Kapton ermitteln. Die effektiven Werte ergeben sich demnach zu

$$\alpha_s = \alpha_{A12} * 0,4 + \alpha_{Kapton} * 0,6 = (13,6...15,2) * 10^{-6} \frac{1}{K}.$$

Die nachfolgenden Berechnungen erfolgen unter der Verwendung von $\alpha_s = 14 * 10^{-6} \frac{1}{K}$. In **Abbildung 5** ist das Laminat im Querschnitt dargestellt.

3.5.1.2 Berechnung der Laminatsteifigkeit

Die Berechnung nach klassischer Laminattheorie richtet sich nach Mittelstedt und Becker [24].

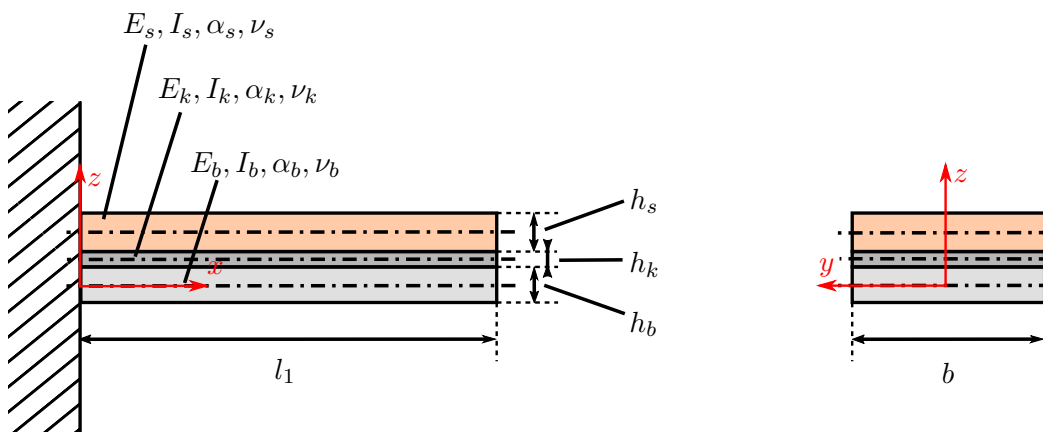


Abbildung 5: Schematische Darstellung des Laminats

Vorweg werden einige Annahmen und Vereinfachungen getroffen bzw. erkannt, um das Laminat nach klassischer Laminattheorie zu berechnen. Zunächst wird angenommen, dass

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

statt zwei verschiedener Sensoren (A.12 und A.15) ein einziger Sensor die gesamte Breite einnimmt. Die Höhe dieses „effektiven“ Sensors und sein Elastizitätsmodul werden aus den beiden Einzelsensoren gemittelt ($E = 28.000 \text{ N/mm}^2$, $h_s = 0,65 \text{ mm}$). Des Weiteren zeigt sich, dass es sich bei dem Laminat um einen unsymmetrischen Querschnitt handelt, der aus isotropen bzw. transversal-isotropen Einzelschichten besteht. Das Laminat kann somit in seiner Gesamtheit ebenfalls als transversal-isotroper Werkstoff angesehen werden, wobei in x- und y-Richtung mit gleichen Eigenschaften zu rechnen ist. Aus dieser Annahme lässt sich weiterhin schließen, dass keine Schub-, Biege-Drill- und Biege-Dehn-Kopplung im Laminat auftritt. Die Koppelmatrix \underline{B} fällt somit weg, wodurch sich die Berechnung enorm vereinfacht. Die Annahme ebenen Spannungszustandes führt zudem dazu, dass auch die Terme τ_{23} , τ_{13} und σ_{33} des Spannungstensors $\underline{\sigma}$ zu Null werden. Als Biegeebene bzw. Bezugsebene wird die Blechmittelebene festgelegt. Dies ist sinnvoll, um eine gemeinsame Biegeebene mit dem restlichen Blech für die weitere Berechnung des Biegeverlaufs $v(z)$ zu definieren.

In **Tabelle 6** werden alle für die weitere Berechnung relevanten Werte aufgeführt. Das Schubmodul ergibt sich dabei aus

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}. \quad (4)$$

Die reduzierten Steifigkeitsmatrizen der Einzelschichten ergeben sich für isotrope Werkstoffe aus

$$\underline{Q}_i = \begin{bmatrix} Q_{11,i} & Q_{12,i} & 0 \\ Q_{21,i} & Q_{22,i} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66,i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_i}{1-\nu_i^2} & \frac{\nu_i E_i}{1-\nu_i^2} & 0 \\ \frac{\nu_i E_i}{1-\nu_i^2} & \frac{E_i}{1-\nu_i^2} & 0 \\ 0 & 0 & G_i \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Tabelle 6: Geometrische, mechanische und thermische Eigenschaften der Lamineinzelschichten

Eigenschaft	Einheit	Sensor	Kleber	Blech
Elastizitätsmodul	N/mm ²	2.800	3.300	210.000
Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K	$14 * 10^{-6}$	$82 * 10^{-6}$	$11,7 * 10^{-6}$
Querkontraktionszahl	-	0,34	0,35	0,27
Schubmodul	N/mm ²	10.400	1.200	82.700
Höhe	mm	0,65	0,1	0,5

Weiterhin lässt sich die Materialmatrix (sog. *ABD-Matrix*)

$$\begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{B} \\ \underline{B} & \underline{D} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{11} & D_{12} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix} \quad (6)$$

ermitteln aus

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} Q_{ij,k} dz \quad (7)$$

und

$$D_{ij} = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} Q_{ij,k} z^2 dz. \quad (8)$$

Die Materialparametermatrix verbindet also die einzelnen reduzierten Steifigkeitsmatrizen und bildet eine über den gesamten Querschnitt gewichtete effektive Steifigkeitsmatrix. Aus dieser können nun mechanische Eigenschaften abgeleitet werden, die stellvertretend für das gesamte Laminat gelten. Nachfolgend wird nur der ebene Elastizitätsmodul unter Biegung $E_{xx,B}$ berechnet. Alle weiteren Parameter können analog nach den Formeln aus [24] ermittelt werden.

$$E_{xx,B} = \frac{12}{h^3} \left(D_{11} - \frac{D_{12}^2}{D_{22}} \right) \quad (9)$$

Das Flächenträgheitsmoment des Laminats bezogen auf die Blechmittelebene ergibt sich schließlich aus

$$I_{lam} = \frac{h_s^3 b_{lam}}{12} + h_s b_{lam} \left(\frac{h_s}{2} + h_k + \frac{h_b}{2} \right)^2 + \frac{h_k^3 b_{lam}}{12} + h_k b_{lam} \left(\frac{h_s}{2} + \frac{h_k}{2} \right)^2 + \frac{h_b^3 b_b}{12}. \quad (10)$$

3.5.1.3 Berechnung der thermischen Verformung der gesamten Federplatte

Thermische Verformung des Laminats Wie bereits angesprochen wurde, soll neben der Ermittlung der Steifigkeit des Laminats auch die Eigenverformung unter Temperatureinfluss betrachtet werden. Diese begründet sich auf die verschiedenen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Laminatmaterialien. Bei Erwärmung oder Abkühlung von der Ruhe- bzw. Ausgangstemperatur (Raumtemperatur) dehnen bzw. stauchen sich die Einzelschichten unterschiedlich stark. Durch die ideal starre Klebeverbindung wird die volle Dehnung jedoch nicht erreicht, da sich die Schichten gegenseitig beeinflussen. Ein Teil der Längenänderung hat also eine mechanische Spannung im Laminat zur Folge.

Nachfolgend soll diese Verformung mathematisch näher beschrieben werden.

Aus der Thermomechanik folgt für die Dehnung jeder Einzelschicht:

$$\epsilon_{ij} = S_{ijw} \sigma_{ij} + \Delta T \alpha_{ij}^t. \quad (11)$$

Die Dehnung setzt sich also aus einer mechanischen Spannung und einer Temperaturverformung zusammen. Nach dem Spannungstensor aufgelöst erhält man für eine Einzelschicht:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix}_k = \underline{\underline{Q}}_k \begin{pmatrix} \epsilon_{xx} - \alpha^t \Delta T \\ \epsilon_{yy} - \alpha^t \Delta T \\ \gamma_{xy} - \alpha^t \Delta T \end{pmatrix}_k. \quad (12)$$

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

Diese Gesetzmäßigkeit lässt sich nun auf das Laminat übertragen und man erhält das konstitutive Gesetz für das Laminat unter thermischem Einfluss:

$$\begin{pmatrix} N_{xx}^0 \\ N_{yy}^0 \\ N_{xy}^0 \\ M_{xx}^0 \\ M_{yy}^0 \\ M_{xy}^0 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{B} \\ \underline{B} & \underline{D} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_{xx}^0 \\ \epsilon_{yy}^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_{xx}^0 \\ \kappa_{yy}^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{pmatrix} - \underline{Q}_k \begin{pmatrix} N_{xx}^t \\ N_{yy}^t \\ N_{xy}^t \\ M_{xx}^t \\ M_{yy}^t \\ M_{xy}^t \end{pmatrix}. \quad (13)$$

Die mechanischen und thermischen Schnittkräfte ergeben sich somit aus

$$\begin{aligned} \underline{N}^{0t} &= \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{pmatrix}_k dz \\ &= \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \underline{Q}_k \begin{pmatrix} \epsilon_{xx}^0 + z\kappa_{xx}^0 - \alpha_{xx}^t \Delta T \\ \epsilon_{yy}^0 + z\kappa_{yy}^0 - \alpha_{yy}^t \Delta T \\ \gamma_{xy}^0 + z\kappa_{xy}^0 - \alpha_{xy}^t \Delta T \end{pmatrix} dz \\ &= \underbrace{\underline{A}\epsilon^0 + \underline{B}\kappa^0}_{\text{mechanische Schnittkräfte } \underline{N}^0} - \underbrace{\sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \underline{Q}_k \alpha^t \Delta T dz}_{\text{thermische Schnittkräfte } \underline{N}^t} \end{aligned} \quad (14)$$

sowie analog dazu die mechanischen und thermischen Schnittmomente aus

$$\underline{M}^{0t} = \underbrace{\underline{B}\epsilon^0 + \underline{D}\kappa^0}_{\text{mechanische Schnittmomente } \underline{M}^0} - \underbrace{\sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \underline{Q}_k \alpha^t \Delta T z dz}_{\text{thermische Schnittmomente } \underline{M}^t}. \quad (15)$$

Biegeverlauf unter thermischer Belastung Auf der Grundlage dieser Berechnungen lässt sich nun auf die Auslenkung am äußeren Ende der Platte und die thermische Dehnung des Sensors schließen. Dazu betrachten wir zunächst die Biegelinie der thermischen Verformung (siehe [Abbildung 6](#)).

Unter Temperatureinfluss verbiegt sich das Laminat, während das restliche Blech keine Biegung, sondern lediglich eine Verlängerung erfährt. Die Biegelinie lässt sich demnach in zwei Bereiche unterteilen. Im ersten Bereich stellt sich durch die Eigenverformung eine Auslenkung am Ende des Laminats ein, während der zweite Bereich ohne Eigenverformung die Auslenkung lediglich linear vergrößert. Die trigonometrischen Zusammenhänge lassen sich aus dem Krümmungsradius R erschließen. In [Gleichung 3](#) wurde der Kehrwert des Krümmungsradius, der Betrag der Krümmung, bereits eingeführt. Dieser lässt sich aus dem Biegewinkel v' und der Kurvenkrümmung v'' errechnen.

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

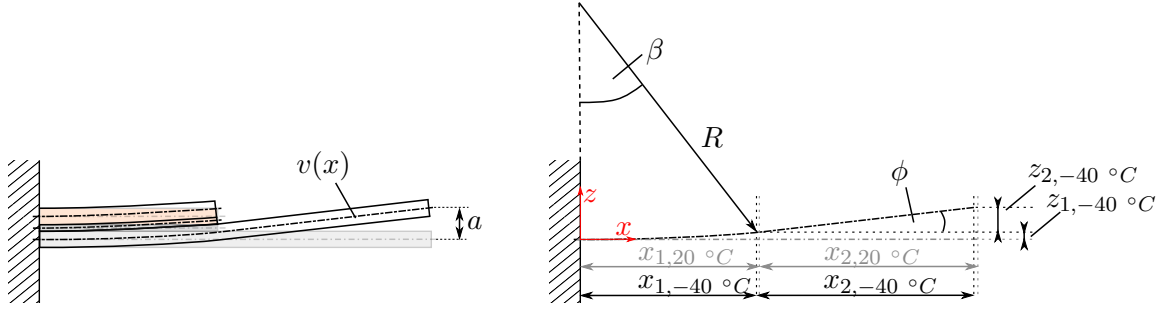


Abbildung 6: Darstellung der Biegelinie unter thermischer Belastung $\Delta T = -60 \text{ K}$;
 $x_{1,20} \text{ } ^\circ\text{C} = l_1$, $x_{2,20} \text{ } ^\circ\text{C} = l_2$

Für Biegung um die y-Achse erhalten wir v'' direkt aus dem Krümmungsvektor

$$\underline{\kappa}^0 = \begin{pmatrix} \kappa_{xx}^0 \\ \kappa_{yy}^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \\ \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \\ 2 \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \end{pmatrix}. \quad (16)$$

An dieser Stelle sei erwähnt, dass sich die Indices in der Laminattheorie von der klassischen Balkentheorie unterscheiden. Ein Moment um die y-Achse wird durch die Normalspannung σ_{xx} hervorgerufen und demnach mit M_{xx} bezeichnet. Gleiches gilt daher für die Krümmungen. Für die in unserem Fall relevante Biegung der Platte um die y-Achse ist also die Krümmung κ_{xx} von Interesse. Unter der Voraussetzung, dass keine zusätzlichen äußeren Momente auf die Platte wirken, lässt sich nach Umformen von [Gleichung 15](#) zu

$$\begin{pmatrix} N_{xx}^0 + N_{xx}^t \\ N_{yy}^0 + N_{yy}^t \\ N_{xy}^0 + N_{xy}^t \\ M_{xx}^0 + M_{xx}^t \\ M_{yy}^0 + M_{yy}^t \\ M_{xy}^0 + M_{xy}^t \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{B} \\ \underline{B} & \underline{D} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_{xx}^0 \\ \epsilon_{yy}^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_{xx}^0 \\ \kappa_{yy}^0 \\ \kappa_{xy}^0 \end{pmatrix} \quad (17)$$

der Krümmungsvektor direkt aus den thermischen Schnittmomenten berechnen. Wie zuvor beschrieben fällt für transversal-isotrope Laminat die Koppelmatrix \underline{B} weg, wodurch sich der Krümmungsvektor schließlich aus

$$\underline{\kappa}^0 = \underline{M}^t \cdot \underline{D}^{-1} \quad (18)$$

ermitteln lässt.
[Gleichung 16](#) liefert

$$\kappa_{xx}^0 = - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} = v''. \quad (19)$$

Durch Integration folgt

$$v' = \int_0^x v'' \, dx = \int_0^x -\kappa_{xx}^0 \, dx = -\kappa_{xx}^0 x + C. \quad (20)$$

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

Die Integrationskonstante C lässt sich durch die Randbedingung an der Einspannstelle ermitteln zu $C = 0$, wo für den Biegewinkel $v'(x = 0) = 0$ gelten muss. Da nun v' und v'' bekannt sind, lässt sich aus **Gleichung 3** der Betrag der Krümmung $|1/\rho|$ und aus dessen Kehrwert der Krümmungsradius R der Biegung um die y -Achse bestimmen. Aus den trigonometrischen Zusammenhängen, die sich mit dem Winkel des aufgespannten Kreissegments β ergeben, kann nun die Auslenkung am Laminatende errechnet werden:

$$R = \left| \frac{1}{\rho} \right|^{-1} = |\rho| \quad (21)$$

$$\beta = \frac{l_1}{R} \quad (22)$$

$$\Delta x_1 = l_1 \cos(\beta) \quad (23)$$

$$\Delta z_1 = R - R \cos(\beta). \quad (24)$$

Für Auslenkung der gesamten Platte muss der lineare Verlauf der restlichen Platte berücksichtigt werden, der sich mittels **Gleichung 20** aus dem Biegewinkel $v'(x) = \phi$ des Laminats an dessen Ende ($x = l_1$) ergibt. Für die Gesamtauslenkung erhalten wir schließlich

$$\Delta x = \Delta x_1 + l_2 (1 + \Delta T \alpha_b) \cos(\phi) \quad (25)$$

$$\Delta z = \Delta z_1 + l_2 (1 + \Delta T \alpha_b) \sin(\phi) \quad (26)$$

Anhand der beschriebenen Berechnungsgrundlagen ist zudem der vollständige Biegeverlauf $v_f(x)$ der Federplatte unter reiner Temperatureinwirkung ermittelbar:

$$v_f(x) = \begin{cases} \text{für } \kappa \leq 0 & \begin{cases} R - \sqrt{R^2 - x^2} & \text{für } 0 < x \leq l_1 \\ (x - l_1) (1 + \Delta T \alpha_b) \sin(\phi) + v_f(l_1) & \text{für } x > l_1 \end{cases} \\ \text{für } \kappa > 0 & \begin{cases} \sqrt{R^2 - x^2} - R & \text{für } 0 < x \leq l_1 \\ (x - l_1) (1 + \Delta T \alpha_b) \sin(\phi) + v_f(l_1) & \text{für } x > l_1. \end{cases} \end{cases} \quad (27)$$

Dabei ist erkennbar, dass sich der Biegeverlauf aus einem Kreissegment an der Stelle des Laminats und einem linearen Anteil für das restliche Blech zusammensetzt.

3.6 Berechnung der mechanischen Verformung der gesamten Federplatte

Nachdem nun die thermische Verformung detailliert beschrieben wurde, soll in diesem Abschnitt die mechanische Verformung infolge der Exzenterkraft genauer ausgeleuchtet werden. In **Abbildung 4** wurde dies bereits schematisch dargestellt.

Ähnlich der thermischen Verformung lässt sich die Platte auch hier in zwei Bereiche unterteilen, die sich in ihrer Steifigkeit unterscheiden. Der erste Abschnitt beschreibt das Laminat, das mit einer höheren Steifigkeit aufwartet als der zweite Abschnitt, das restliche Blech. Erwartungsgemäß wird dieser Steifigkeitssprung dazu führen, dass der „weiche“ Abschnitt einen größeren Teil der Verformung aufnimmt. Im praktischen Versuch am Prüfstand ist dies sehr gut erkenn- und messbar.

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

Zur Bestimmung der vollständigen Biegelinie müssen die einzelnen Verformungen, die hier ineinander greifen, ermittelt werden. Dazu wird die Platte (auch hier wieder als Balken berechnet) freigeschnitten und der Biegeverlauf für die beiden Abschnitte aufgestellt. Gemäß [Abbildung 7](#) ergibt sich für das ebene Kräftegleichgewicht:

$$\begin{aligned} \left(\sum \hat{M} \right)_S = 0 : -M_b + F_E l_2 &= 0 \\ M_b &= F_E l_2 \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \uparrow F \right)_S = 0 : F_Q + F_E &= 0 \\ F_Q &= -F_E \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \hat{M} \right)_A = 0 : -M_A + M_b - F_Q l_1 &= 0 \\ M_A &= F_E (l_1 + l_2) \end{aligned} \quad (30)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \uparrow F \right)_A = 0 : F_A - F_Q &= 0 \\ F_A &= -F_E \end{aligned} \quad (31)$$

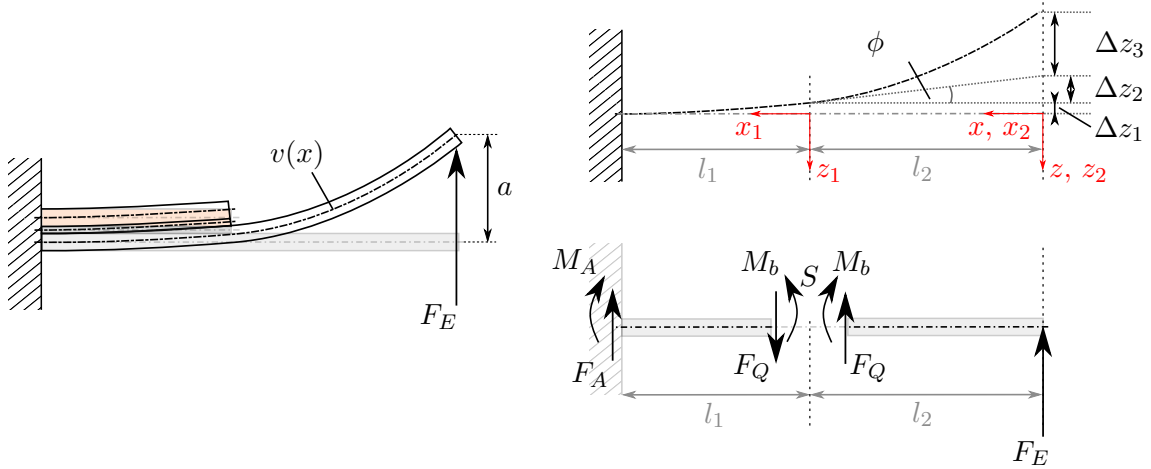


Abbildung 7: *links und rechts oben*: Darstellung der Biegelinie unter mechanischer Belastung, *rechts unten*: Freischnitt der Federplatte

Erster Abschnitt ($l_2 \leq x \leq l_1 + l_2$) Im ersten Abschnitt wirken nach [Gleichung 28](#) und [Gleichung 29](#) eine Querkraft, die der Exzenterkraft entspricht, sowie ein Moment, das sich aus der Exzenterkraft und dem Hebelarm l_2 ergibt. Der Biegeverlauf setzt sich dementsprechend aus zwei der in [\[19\]](#) beschriebenen Biegeverläufe für Einzelkräfte und -momente zusammen:

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

$$v_1(x_1) = \underbrace{\frac{F_Q l_1^3}{6(EI)_1} \left[2 - 3\frac{x_1}{l_1} + \left(\frac{x_1}{l_1}\right)^3 \right]}_{\text{Biegung infolge Querkraft}} + \underbrace{\frac{M_b l_1^2}{2(EI)_1} \left[1 - 2\frac{x_1}{l_1} + \left(\frac{x_1}{l_1}\right)^2 \right]}_{\text{Biegung infolge Moment}}$$

$$= \frac{F_E}{6(EI)_1} (x_1 - l_1)^2 (x_1 + 3l_2 + 2l_1) \quad (32)$$

$$v_1(x_1 = 0) = v_{1,max} = \frac{F_E l_1^2}{2(EI)_1} \left(\frac{2}{3} l_1 + l_2 \right) \quad (33)$$

$$v_1'(x_1) = \frac{F_E}{2(EI)_1} (x_1 - l_1)(x_1 + 2l_2 + l_1) \quad (34)$$

$$v_1'(x_1 = 0) = \frac{F_E l_1^2}{2(EI)_1} \left(-1 - 2\frac{l_2}{l_1} \right) \quad (35)$$

$$x_1 = x - l_2 \quad (36)$$

mit der maximalen Auslenkung v_{max} am Ende des ersten Abschnitts.

Zweiter Abschnitt ($0 \leq x < l_2$) Im zweiten Abschnitt wirkt lediglich die Querkraft, die einen entsprechenden Biegeverlauf zur Folge hat. Hier muss jedoch auch die Grundauslenkung und Richtungsvorgabe des ersten Abschnitts (also die Steigung am Ende des ersten Abschnitts) mit einbezogen werden. Demnach setzt sich die Biegelinie und entsprechend auch die Gesamtauslenkung des zweiten Abschnitts aus der Querkraftbiegung $v_2(x)$, einer linearen Steigung des Blechs $v_1'(x_1 = 0, x)$ und einer konstanten maximalen Auslenkung des ersten Abschnitts $v_{1,max}$ zusammen (siehe [Abbildung 7](#)).

$$v_2(x) = \underbrace{\frac{F_E l_2^3}{6(EI)_2} \left[2 - 3\frac{x}{l_2} + \left(\frac{x}{l_2}\right)^3 \right]}_{\text{Biegung infolge Exzenterkraft}} + \underbrace{\frac{F_E l_1^2}{2(EI)_1} \left[-1 - 2\frac{l_2}{l_1} \right]}_{v_1'(x_1=0, x_2)} (x - l_2) + \underbrace{\frac{F_E l_1^2}{2(EI)_1} \left(\frac{2}{3} l_1 + l_2 \right)}_{v_{1,max}}$$

$$= \frac{F_E l_2^3}{6(EI)_2} \left[2 - 3\frac{x}{l_2} + \left(\frac{x}{l_2}\right)^3 \right] + \frac{F_E l_1^2}{2(EI)_1} \left[\left(-1 - \frac{2l_2}{l_1} \right) (x - l_2) + \frac{2}{3} l_1 + l_2 \right] \quad (37)$$

Gesamte Biegelinie Der vollständige Biegeverlauf lässt sich nun mittels Fallunterscheidung aus den beiden Abschnitten zusammensetzen:

$$v(x) = \begin{cases} v_1(x) & \text{für } l_1 \leq x \leq l_1 + l_2 \\ v_2(x) & \text{für } 0 \leq x < l_1 \end{cases} \quad (38)$$

3.7 Zusammenführung der thermischen und mechanischen Verformungen der Federplatte

Die beiden einzelnen Verformungstypen wurden nun eingeführt. Dabei wird einerseits ersichtlich, dass die thermische Verformung nur Einfluss auf diejenigen Messungen hat, die

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

von der Ruhetemperatur abweichen und andererseits wird klar, dass die Berechnung der mechanischen Verformung nur für den Zustand eines geraden Balkens, also für Ruhetemperatur, gilt.

Es ist daher notwendig eine globale Berechnungsmethode aufzustellen, die beide grundlegenden Berechnungen zusammenführt und alle Temperaturen sowie Auslenkungszustände beschreibt.

Die Lösung des Problems liegt in der Anpassung des geraden Balkens, der zur Berechnung der mechanischen Verformung angenommen wurde. Die Krümmung der thermischen Belastung wird fortan berücksichtigt und der Balken im ersten Segment als gekrümmter Balken angenommen.

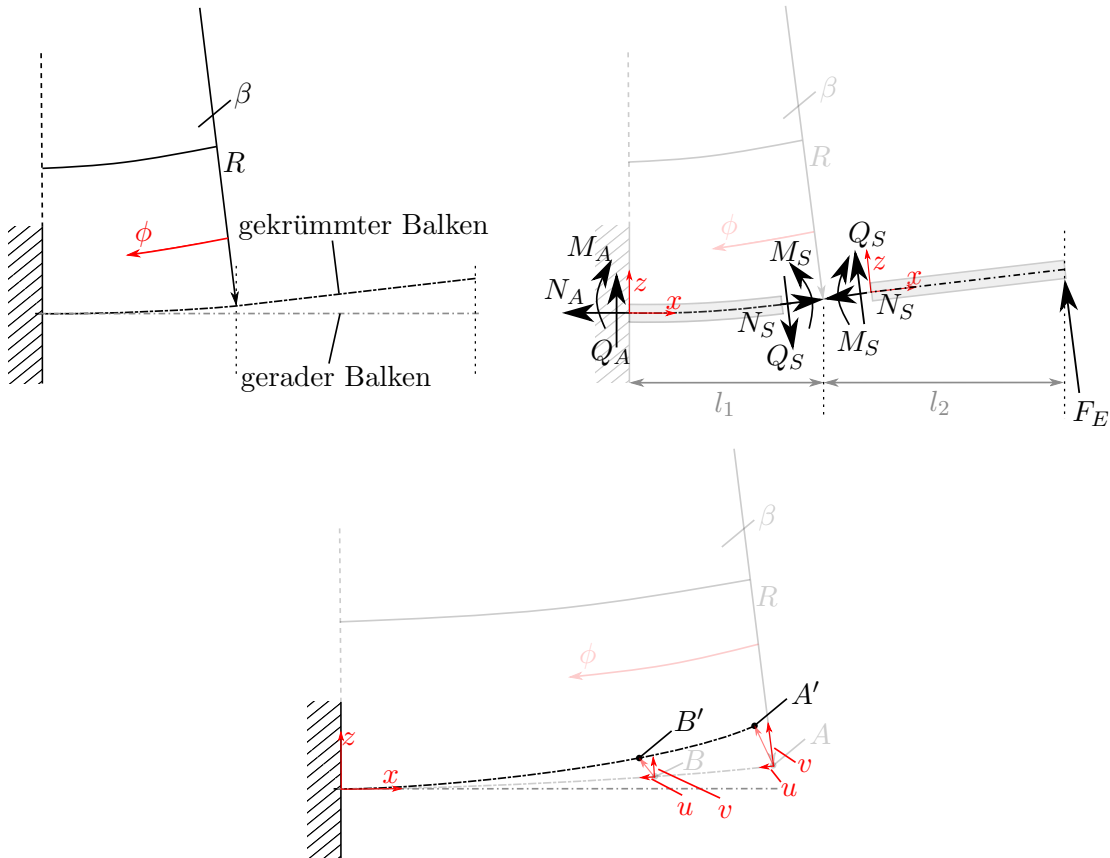


Abbildung 8: links oben: Darstellung der Biegelinie unter thermischer Belastung, rechts oben: Freischnitt der Federplatte, unten: Verschiebungen in radialer und tangentialer Richtung

Aus **Abbildung 8** können die statischen Zusammenhänge abgeleitet werden.

$$\begin{aligned} \left(\sum \hat{M} \right)_S = 0 : -M_S + F_E l_2 &= 0 \\ M_S &= F_E l_2 \end{aligned} \quad (39)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \uparrow F \right)_S = 0 : Q_S + F_E &= 0 \\ Q_S &= -F_E \end{aligned} \quad (40)$$

$$\left(\sum \vec{F} \right)_S = 0 : -N_S = 0 \quad (41)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \hat{M} \right)_A = 0 : -M_A + M_S - Q_S \cos(\phi) R \sin(\phi) \\ - Q_S \sin(\phi) R (1 - \cos(\phi)) &= 0 \\ M_A &= F_E (l_2 + R \sin(\phi)) \end{aligned} \quad (42)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \uparrow F \right)_A = 0 : Q_A - Q_S \cos(\phi) &= 0 \\ Q_A &= -F_E \cos(\phi) \end{aligned} \quad (43)$$

$$\begin{aligned} \left(\sum \vec{F} \right)_A = 0 : -N_A + Q_S \sin(\phi) &= 0 \\ N_A &= F_E \sin(\phi) \end{aligned} \quad (44)$$

Erster Abschnitt (thermisch gekrümmter Balken) Dankert und Dankert [19] liefern die Differenzialgleichungen für die Verformung eines Kreisbogenträgers unter Berücksichtigung großer Krümmungsradien:

$$v_1'' + v_1 = -\frac{M_b R^2}{EI} \quad (45)$$

$$u_1' + v_1 = \frac{F_N R + M_b}{EA}. \quad (46)$$

Der Krümmungsradius R ergibt sich nach **Gleichung 21** aus dem Kehrwert des Betrags der Krümmung $\frac{1}{\rho}$, der in **Gleichung 3** für die thermische Verformung des Laminats bereits berechnet wurde. Elastizitätsmodul $E = E_{xx,B}$ (**Gleichung 9**) und Flächenträgheitsmoment $I = I_{lam}$ (**Gleichung 10**) folgen aus der Berechnung der Laminatsteifigkeit nach der klassischen Laminattheorie.

Zur Lösung der Differenzialgleichungen betrachten wir die Einspannstelle ($\phi = \beta$ mit $\beta = \frac{l_1}{R}$):

$$\begin{aligned} v_1'' + v_1 &= -\frac{M_A R^2}{EI} \\ &= -\frac{F_E l_2 R^2}{EI} - \frac{F_E R^3}{EI} \sin(\beta) \end{aligned} \quad (47)$$

$$\begin{aligned} u_1' + v_1 &= \frac{N_A R + M_A}{EA} \\ &= \frac{F_E l_2}{EA}. \end{aligned} \quad (48)$$

Dabei stellen die Variablen u und v die Verschiebungen in tangentialer respektive radialer Richtung dar. Durch den vorgekrümmten Zustand kann man bei der Berechnung nicht mehr wie beim geraden Balken von der Vereinfachung ausgehen, dass die Verschiebung

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

in tangentialer Richtung für kleine Winkel vernachlässigbar ist. Somit müssen beide Verschiebungen berechnet werden. Dies erfolgt durch das Lösen der Differenzialgleichungen. Bei **Gleichung 45** handelt es sich um eine Differenzialgleichung zweiter Ordnung. Die charakteristische Gleichung lässt sich durch

$$\lambda^2 + 1 = 0 \quad (49)$$

mit den Lösungen $\lambda = \pm i$ ausdrücken.

Die Integration der Differenzialgleichung erfolgt schrittweise durch Bildung der allgemeinen Lösung der homogenen Differenzialgleichung sowie partikulärer Lösungen für die Störglieder. Schließlich ergibt sich v durch:

$$v_1 = v_{1,0} + v_{1,p1} + v_{1,p2}. \quad (50)$$

Als Lösungsansatz für den homogenen Anteil gilt:

$$v_{1,0} = C_1 \cos(\beta) + C_2 \sin(\beta). \quad (51)$$

Für $v_{1,p1}$ kann der konstante Teil direkt übernommen werden:

$$v_{1,p1} = -\frac{F_E l_2 R^2}{EI}. \quad (52)$$

Mit $v_{1,p2}$ soll ein Störglied mit Sinus-Funktion integriert werden. Unter Berücksichtigung der Lösungen der charakteristischen Gleichung folgt der Ansatz:

$$\begin{aligned} v_{1,p2} &= \beta (A \sin(\beta) + B \cos(\beta)) \\ v'_{1,p2} &= (A \sin(\beta) + B \cos(\beta)) + \beta (A \cos(\beta) - B \sin(\beta)) \\ v''_{1,p2} &= 2(A \cos(\beta) - B \sin(\beta)) - \beta (A \sin(\beta) + B \cos(\beta)). \end{aligned}$$

Die Parameter A und B ergeben sich durch Gleichsetzen mit dem Sinus-Störglied und anschließendem Koeffizientenvergleich.

$$\begin{aligned} v''_{1,p2} + v_{1,p2} &= -\frac{F_E R^3}{EI} \sin(\beta) \\ 2A \cos(\beta) - 2B \sin(\beta) &= 0 \cos(\beta) - \frac{F_E R^3}{EI} \sin(\beta) \\ \Rightarrow A &= 0 \\ \Rightarrow B &= \frac{F_E R^3}{2EI} \\ \Rightarrow v_{1,p2} &= \frac{F_E R^3}{2EI} \beta \cos(\beta) \end{aligned} \quad (53)$$

Somit ergeben sich nach **Gleichung 50** die radiale Verschiebung und deren Ableitungen an der Einspannstelle zu:

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

$$v_1 = C_1 \cos(\beta) + C_2 \sin(\beta) - \frac{F_E l_2 R^2}{EI} + \frac{F_E R^3}{2EI} \beta \cos(\beta) \quad (54)$$

$$v_1' = -C_1 \sin(\beta) + C_2 \cos(\beta) + \frac{F_E R^3}{2EI} \left(\cos(\beta) - \beta \sin(\beta) \right) \quad (55)$$

$$v_1'' = -C_1 \cos(\beta) - C_2 \sin(\beta) - \frac{F_E R^3}{EI} \left(\sin(\beta) + \frac{1}{2} \beta \cos(\beta) \right) \quad (56)$$

bzw. in allgemeiner Form zu:

$$v_1 = C_1 \cos(\phi) + C_2 \sin(\phi) - \frac{F_E l_2 R^2}{EI} + \frac{F_E R^3}{2EI} \phi \cos(\phi). \quad (57)$$

Die Verschiebung in tangentialer Richtung bezogen auf die Einspannstelle erhält man aus [Gleichung 46](#) durch Einsetzen von v_1 und anschließender Integration.

$$\begin{aligned} u_1' &= \frac{F_E l_2}{EA} - v_1 \\ &= \frac{F_E l_2}{EA} - C_1 \cos(\beta) - C_2 \sin(\beta) + \frac{F_E l_2 R^2}{EI} - \frac{F_E R^3}{2EI} \beta \cos(\beta) \end{aligned} \quad (58)$$

$$\begin{aligned} u_1 &= -C_1 \sin(\beta) + C_2 \cos(\beta) + C_3 + \frac{F_E l_2}{EA} \beta + \frac{F_E l_2 R^2}{EI} \beta \\ &\quad - \frac{F_E R^3}{2EI} \cos(\beta) - \frac{F_E R^3}{2EI} \beta \sin(\beta) \end{aligned} \quad (59)$$

Auch hier in allgemeiner Form:

$$\begin{aligned} u_1 &= -C_1 \sin(\phi) + C_2 \cos(\phi) + C_3 + \frac{F_E l_2}{EA} \phi + \frac{F_E l_2 R^2}{EI} \phi \\ &\quad - \frac{F_E R^3}{2EI} \cos(\phi) - \frac{F_E R^3}{2EI} \phi \sin(\phi). \end{aligned} \quad (60)$$

Die entstandenen Integrationskonstanten C_1 , C_2 und C_3 können durch die bekannten Randbedingungen an der Einspannstelle ermittelt werden. Dort treten keinerlei Verschiebungen auf.

$$v_1(\phi = \beta) = 0 = C_1 \cos(\beta) + C_2 \sin(\beta) + \frac{F_E R^2}{EI} \left(-l_2 + \frac{R}{2} \beta \cos(\beta) \right) \quad (61)$$

$$v_1'(\phi = \beta) = 0 = -C_1 \sin(\beta) + C_2 \cos(\beta) + \frac{F_E R^3}{2EI} \left(\cos(\beta) - \beta \sin(\beta) \right) \quad (62)$$

$$u_1(\phi = \beta) = 0 = -C_1 \sin(\beta) + C_2 \cos(\beta) + C_3 + \frac{F_E l_2}{EA} \beta$$

3 Thermische Untersuchung des Flächenwandlers

$$+ \frac{F_E R^2}{EI} \left(l_2 \beta - \frac{R}{2} \cos(\beta) - \frac{R}{2} \beta \sin(\beta) \right) \quad (63)$$

$$\Rightarrow C_1 = \frac{F_E R^2}{2EI} (4l_2 \cos(\beta) - 2R\beta + R \sin(2\beta))$$

$$\Rightarrow C_2 = \frac{F_E R^2}{2EI} (2l_2 \sin(\beta) + R (-1 \sin(\beta)^2))$$

$$\Rightarrow C_3 = -\frac{F_E R^2}{EI} (\beta l_2 - R \cos(\beta))$$

Die Umrechnung in x- und z-Koordinaten ergibt sich wie in [Abbildung 8](#) dargestellt nach

$$x = R \sin(\beta - \phi) - v_1 \sin(\beta - \phi) - u_1 \cos(\beta - \phi) \quad (64)$$

$$z = R(1 - \cos(\beta - \phi)) + v_1 \cos(\beta - \phi) - u_1 \sin(\beta - \phi). \quad (65)$$

Mit den neu gewonnenen Verschiebungen lassen sich nun die Schnittkräfte und -momente für jede Stelle des gekrümmten Balkens direkt aus den Gleichungen [45](#) und [46](#) bestimmen:

$$M_b(\phi) = \frac{EI}{R^2} (v_1'' + v_1) \quad (66)$$

$$F_N(\phi) = \frac{1}{R} \left((u_1' + v_1) EA - M_b \right). \quad (67)$$

Spannung, Dehnung und Längenänderung folgen durch Einbeziehung von Geometrie und Elastizitätsmodul:

$$\sigma_y(\phi) = \frac{F_N}{A} + \frac{M_b z_B}{I} \quad (68)$$

$$\epsilon(\phi) = \frac{\sigma_y}{E} \quad (69)$$

$$\Delta l = l_1 \sum_{\phi=0}^{\beta} \epsilon(\phi). \quad (70)$$

[Gleichung 70](#) liefert schließlich die resultierende Längenänderung in Abhängigkeit des Abstandes z_B von der Biegeebene. Die berechnete Längenänderung gibt durch die direkte Proportionalität der Abgabe elektrischer Ladungen zur Dehnung des Sensors einen Aufschluss darüber inwieweit sich die thermische Verformung auf den Sensor auswirkt.

Zweiter Abschnitt (ungekrümmtes Blech) Für die Auswertung des Spannungsverlaufes des Sensors während der Tests ist der Biegeverlauf des zweiten Abschnittes zwar irrelevant, da lediglich im ersten Abschnitt der Sensor verklebt ist, jedoch kann nur anhand des vollständigen Biegeverlaufs der gesamten Platte eine Validierung der Berechnung stattfinden. Daher wird nachfolgend analog zu [Abschnitt 3.6](#) der Biegeverlauf des Blechs berechnet.

Dieser setzt sich wie zuvor aus drei Komponenten zusammen, der Auslenkung $v_{1,max}(\phi = 0)$ in z -Richtung des Blechs am Laminatende, der Steigung des Biegeverlaufs $v'_1(\phi = 0)$ an dieser Stelle und dem Biegeverlauf $v_2(z)$ eines ebenen Kragarms mit angreifender Querkraft am Kragarmende.

$$v_2(x) = \underbrace{\frac{F_E l_2^3}{6(EI)_2} \left[2 - 3\frac{x}{l_2} + \left(\frac{x}{l_2}\right)^3 \right]}_{\text{Biegung infolge Exzenterkraft}} + \underbrace{\frac{dz(\phi = 0)}{dx(\phi = 0)}}_{v'_1(\phi=0)} + \underbrace{z(\phi = 0)}_{v_{1,max}} \quad (71)$$

Gesamte Biegelinie Der vollständige Biegeverlauf lässt sich nun wie zuvor mittels Fallunterscheidung aus den beiden Abschnitten zusammensetzen:

$$v(x) = \begin{cases} v_1(x) & \text{für } (R - v_1) \sin(\beta) - u_1 \cos(\beta) \leq x < (R - v_1) \sin(\beta) - u_1 \cos(\beta) + l_2 \\ v_2(x) & \text{für } 0 \leq x < R \sin(\beta) - v_1 \sin(\beta) - u_1 \cos(\beta) \end{cases} \quad (72)$$

3.7.1 Zusammenfassung

In den vorangegangenen Abschnitten haben sich einige Formeln und Annahmen angesammelt, die hier in kurzer Form zusammengefasst werden sollen.

Der Sensor bildet gemeinsam mit der Federplatte aus Stahlblech einen Werkstoffverbund bzw. ein Laminat. Unter thermischem Einfluss verformt sich dieses Laminat nicht nur in Längsrichtung, da die unterschiedlichen Laminatschichten auch voneinander verschiedene thermische Eigenschaften besitzen. Die Diskrepanz der sich einstellenden Längenänderung führt zu mechanischen Spannungen innerhalb des Laminats, die sich in Form einer Krümmung äußern. Diese Krümmung wird nach der klassischen Laminattheorie ermittelt. Die wichtigsten Ergebnisse, die sich in dieser Berechnung feststellen lassen, sind die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffverbundes ([Gleichung 9](#)) sowie der Krümmungsradius ([Gleichung 21](#)). Unter Berücksichtigung dieser beiden Werte, kann die mechanische Verformung in die Berechnung mit einbezogen werden. Dazu wird die Platte in zwei Segmente aufgeteilt. Das erste Segment beschreibt das Laminat. Es spannt einen idealen Kreisbogen mit dem Radius R auf und besitzt eine größere Steifigkeit als das zweite Segment, welches den Teil der Federplatte charakterisiert, der nicht beklebt ist. Die Kombination der beiden Segmente erfolgt durch das Zusammensetzen zweier Biegelinien ([Gleichung 72](#)). Zur Ermittlung der ersten Biegelinie wird, wie bereits beschrieben, ein gekrümmter Balken angenommen. Es werden die Verschiebungen in radialer sowie tangentialer Richtung anhand zweier Differentialgleichungen ([45](#), [46](#)) berechnet. Für die zweite Biegelinie bedient man sich eines geraden Balkens mit einer am Ende angreifenden Punktlast. Im nachfolgenden Kapitel [4](#) wird die Berechnung vollständig durchgeführt. Die Biegelinien werden für fünf Temperaturen unter rein thermischer Last sowie unter thermomechanisch gekoppelter Last ausgerechnet.

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

Zur Feststellung der Temperaturstabilität der *DuraAct*-Sensoren wurden Temperaturversuche in einem Wärmeschrank durchgeführt.

Wie bereits beschrieben, sollte der Teststand unter gleichen mechanischen Randbedingungen, aber variablem thermischem Einfluss betrieben werden. Die Temperaturgrenzen wurden auf -40 bis $+80$ °C festgelegt, also auf den Temperaturbereich, in dem eine Windenergieanlage auch unter Extrembedingungen nicht zu Schaden kommen darf. Die Schrittweite wurde zunächst auf 10 K gesetzt, musste jedoch auf Grund der sehr langsamen Anpassung des thermisch trägen Teststandes auf letztlich 30 K angehoben werden, um innerhalb eines Tages eine volle Hysterese zu erhalten. Die Werte der Temperaturversuche sind in [Tabelle 7](#) und [Abbildung 9](#) festgehalten und dienen als Grundlage für die nachfolgende Diskussion.

Tabelle 7: Messwerte der Sensoren *DuraAct A.12* und *DuraAct A.15* unter Temperatureinwirkung

SA2F-RTD-3-100-A Temperatursensor		DuraAct A.15	DuraAct A.12
SOLL-Temperatur	IST-Temperatur	Spannung	
in °C		in V	
-40	-39,06	34,39	37,20
-20	-20,10	49,30	48,97
-10	-9,51	56,15	52,49
0	-2,30	59,17	54,39
20	19,41	74,17	61,89
40	39,16	89,42	68,41
50	50,82	101,88	73,56
60	57,98	107,5	74,13
80	80,81	127,30	89,85

4.1 Diskussion der Messergebnisse

Wie besonders aus [Abbildung 9](#) ersichtlich wird, unterliegt der Sensor oder der Teststand durchaus nicht zu vernachlässigbaren thermischen Instabilitäten. Aus dem Graph wird ersichtlich, dass die absoluten Signalspannungen beider Sensoren mit steigenden Temperaturen zu- und mit sinkenden Temperaturen abnehmen. Im folgenden soll geklärt werden, inwiefern dieser nahezu lineare Verlauf auf die Sensoren selbst oder auf andere Effekte zurückzuführen ist.

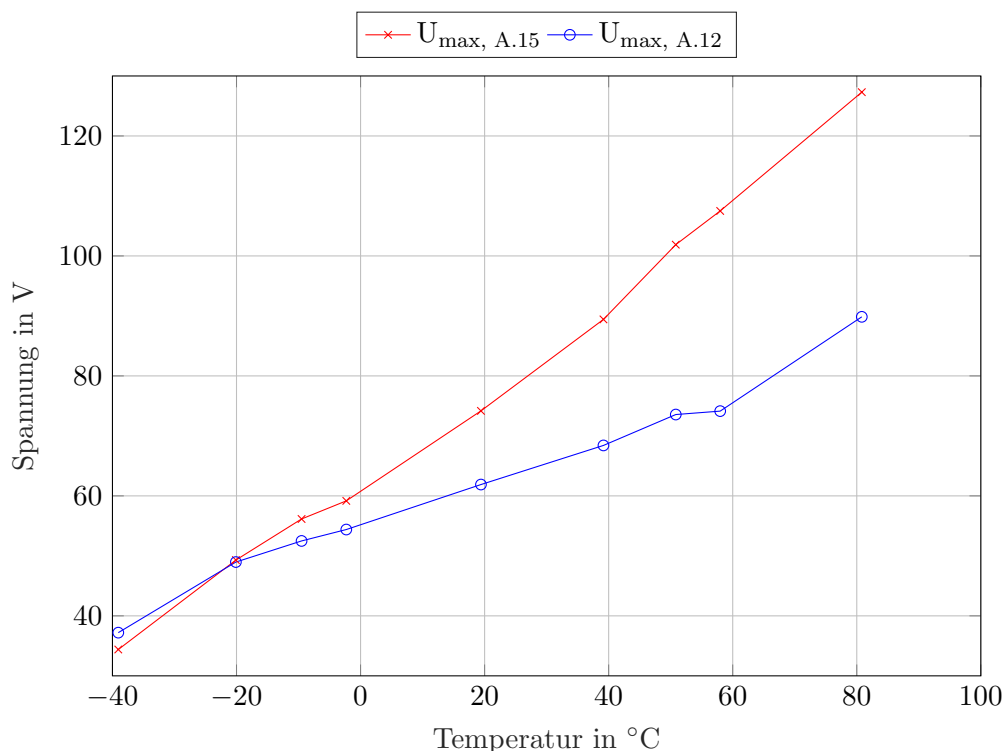


Abbildung 9: Signalspannungen der Sensoren *DuraAct A.12* und *DuraAct A.15* unter variierenden thermischen Umgebungsbedingungen

4.1.1 Erkenntnisse aus den Messungen - Probleme und Lösungen

In den ersten Temperaturversuchen wurde die Auslenkung durch eine exzentrische einstellbare Scheibe mit vordefinierten Fehlstellen erzeugt. Die Scheibe setzte sich aus zwei Hälften einer logarithmisch zunehmenden Schnecke zusammen. Diese sollte das Blech bei Rotation der Scheibe sanft aufgreifen, auslenken und plötzlich loslassen, um das Blech mitsamt der Sensoren in seiner Eigenfrequenz schwingen zu lassen. Da sich die Höhe der Auslenkung, die auf 5 mm eingestellt wurde, während der Tests nicht ändert, war zu erwarten, dass man für alle Temperaturen gleiche bzw. vergleichbare Ergebnisse erzielt. Während der ersten Temperaturhysterese zeigte sich jedoch bereits, dass die Signalspannungen nicht reproduzierbar waren. In einem zweiten Durchlauf bestätigte sich dies, denn für alle Temperaturen wurden deutlich geringere Spannungen gemessen als im vorangegangenen Durchlauf. Die Vermessung der 3D-gedruckten Exzentrerscheibe offenbarte, dass das Bauteil unter Einfluss der hohen Temperaturen und Einwirkung der vom Blech entgegengebrachten Kraft geschrumpft ist. Die Recherche ergab, dass der Temperatureinsatzbereich des verarbeiteten Kunststoffes (*PLA - Polylactide*) zu niedrig ist. Abhilfe konnte durch die Verwendung eines temperaturstabileren Kunststoffes (*ABS - Acrylnitril-Butadien-Styrol-Copolymer*) geschaffen werden. Im Rahmen des erneuten 3D-Druckes wurde zugleich die Konstruktion angepasst. Aus der Scheibe wurde ein Hebel, der in Rotationsrichtung abgerundet ist (siehe [Abbildung 4](#)). Hier wurde ein weiteres Problem behoben, das bei der zuvor verwendeten Exzentrerscheibe festgestellt wurde. Die Dämpfung der Federplatte ist so gering, dass keine vollständige Abklingkurve aufgezeichnet werden konnte, bevor das Blech wieder durch die Exzentrerscheibe aufgegriffen und erneut ausgelenkt wurde. Der Hebel ermöglicht nun eine deutlich längere freie Schwingung der Federplatte sowie größere

Variabilität in Bezug auf die einstellbare Auslenkung.

Diese gewonnene Variabilität war auch deshalb wichtig, weil bei den vorangegangenen Messungen auffiel, dass die Signale speziell im niedrigen Temperaturbereich sehr schwach wurden, während im hohen Temperaturbereich sehr hohe Signalspannungen gemessen wurden und der Aufprall auf die Exzentrerscheibe, der zur abrupten Dämpfung der Abklingkurve führte, bei hohen Temperaturen ebenfalls früher geschah. Um dieses Phänomen zu klären, wurde der Wärmeschrank jeweils bei den Extremtemperaturen geöffnet und der Teststand begutachtet. Dies ist für den niedrigen Temperaturbereich in **Abbildung 10** dargestellt.



Abbildung 10: Vergleich des Teststands bei 20 °C (links) und bei -40 °C (rechts)

Der Vergleich zeigt, dass bei Verlassen der Ruhe- bzw. Aushärtetemperatur von etwa 20 °C das Laminat, bestehend aus Blech, Klebstoff und Sensoren, eine Eigenverformung zur Folge hat, die dazu führt, dass sich am Kraftangriffspunkt, also am Ende der Platte, eine nicht zu vernachlässigende Auslenkung einstellt. Diese wiederum führt dazu, dass der Sensor, der nur auf Dehnungsänderung reagiert, nicht aber auf absolute Dehnung, nun eine neue Ruhelage besitzt. Bei Auslenkung durch die Exzentrerscheibe bzw. den Hebel ist also für die Untersuchung die Differenz aus Ruhelage und augelenkter Lage entscheidend. Es wird ersichtlich, dass bei niedrigen Temperaturen die Auslenkungsamplitude deutlich geringer ist als bei hohen Temperaturen. Es ist zu erwarten, dass dies enormen Einfluss auf die Signalspannung hat und eine mögliche Erklärung für den linearen Spannungsverlauf in **Abbildung 9** sein kann. In Abschnitt 3.5.1.3 wurden die mathematisch-physikalischen Grundlagen für die thermische Verformung ebener Lamine bereits eingeführt. Nachfolgend sollen diese Grundlagen auf den Teststand übertragen werden.

4.1.2 Berechnung der thermischen Verformung der Federplatte

In **Tabelle 6** sind alle für die Berechnung relevanten Eigenschaften der Sensoren und des Blechs aufgeführt.

Zunächst können die reduzierten Steifigkeitsmatrizen der Lamineinzelschichten bestimmt werden:

$$\underline{\underline{Q}}_s = \begin{bmatrix} 31.660 & 10.764 & 0 \\ 10.764 & 31.660 & 0 \\ 0 & 0 & 10.448 \end{bmatrix} \text{ MPa}$$

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

$$\underline{\underline{Q}}_k = \begin{bmatrix} 3.761 & 1.316 & 0 \\ 1.316 & 3.761 & 0 \\ 0 & 0 & 1.222 \end{bmatrix} \text{ MPa}$$

$$\underline{\underline{Q}}_b = \begin{bmatrix} 226.510 & 61.158 & 0 \\ 61.158 & 226.510 & 0 \\ 0 & 0 & 82.677 \end{bmatrix} \text{ MPa.}$$

Die Materialmatrix lässt sich nun durch [Gleichung 7](#) und [Gleichung 8](#) ermitteln:

$$\begin{bmatrix} \underline{\underline{A}} & \underline{\underline{B}} \\ \underline{\underline{B}} & \underline{\underline{D}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 134.210 & 37.708 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 37.708 & 134.210 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 48.252 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 12.494 & 4.083 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 4.083 & 12.494 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4.206 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}} \\ \frac{\text{N}}{\text{mm}} \\ \frac{\text{N}}{\text{mm}} \\ \text{Nmm} \\ \text{Nmm} \\ \text{Nmm} \end{pmatrix}.$$

Mit den Vektoren der Wärmeausdehnungskoeffizienten (für das ebene Laminat)

$$\underline{\alpha}_s = \begin{pmatrix} 14 \\ 14 \\ 0 \end{pmatrix} * 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$$

$$\underline{\alpha}_k = \begin{pmatrix} 82 \\ 82 \\ 0 \end{pmatrix} * 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$$

$$\underline{\alpha}_b = \begin{pmatrix} 11,7 \\ 11,7 \\ 0 \end{pmatrix} * 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$$

können die thermischen Schnittkräfte und Momente nach [Gleichung 14](#) und [Gleichung 15](#)

$$\underline{N}^t = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \underline{\underline{Q}}_k \underline{\alpha}^t \Delta T \, dz$$

$$= \underline{\underline{Q}}_s \underline{\alpha}_s^t \Delta T (z_1 - z_2) + \underline{\underline{Q}}_k \underline{\alpha}_k^t \Delta T (z_2 - z_3) + \underline{\underline{Q}}_b \underline{\alpha}_b^t \Delta T (z_3 - z_4) \quad (73)$$

$$\underline{M}^t = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \underline{\underline{Q}}_k \underline{\alpha}^t \Delta T z \, dz$$

$$= \underline{\underline{Q}}_s \underline{\alpha}_s^t \Delta T (z_1^2 - z_2^2) + \underline{\underline{Q}}_k \underline{\alpha}_k^t \Delta T (z_2^2 - z_3^2) + \underline{\underline{Q}}_b \underline{\alpha}_b^t \Delta T (z_3^2 - z_4^2) \quad (74)$$

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

unter Verwendung der Laminatkoordinaten

$$\begin{aligned} z_1 &= h_s + h_k + \frac{1}{2}h_b = 1,00 \text{ mm} \\ z_2 &= h_k + \frac{1}{2}h_b = 0,35 \text{ mm} \\ z_3 &= \frac{1}{2}h_b = 0,25 \text{ mm} \\ z_4 &= -\frac{1}{2}h_b = -0,25 \text{ mm} \end{aligned}$$

ermittelt werden:

$$\begin{aligned} &\left[\underline{N}_{\Delta T=-60 \text{ K}}^t \quad \underline{N}_{\Delta T=-30 \text{ K}}^t \quad \underline{N}_{\Delta T=0 \text{ K}}^t \quad \underline{N}_{\Delta T=30 \text{ K}}^t \quad \underline{N}_{\Delta T=60 \text{ K}}^t \right] \\ &= \begin{bmatrix} -126,6 & -63,3 & 0 & 63,3 & 126,6 \\ -126,6 & -63,3 & 0 & 63,3 & 126,6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \frac{\text{N}}{\text{mm}} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\left[\underline{M}_{\Delta T=-60 \text{ K}}^t \quad \underline{M}_{\Delta T=-30 \text{ K}}^t \quad \underline{M}_{\Delta T=0 \text{ K}}^t \quad \underline{M}_{\Delta T=30 \text{ K}}^t \quad \underline{M}_{\Delta T=60 \text{ K}}^t \right] \\ &= \begin{bmatrix} -10,9 & -5,5 & 0 & 5,5 & 10,9 \\ -10,9 & -5,5 & 0 & 5,5 & 10,9 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \text{N}. \end{aligned}$$

Da keine äußeren mechanischen Einflüsse auf das Laminat wirken und die Koppelmatrix \underline{B} entfällt, ergeben sich aus [Gleichung 14](#) und [Gleichung 15](#)

$$\begin{aligned} \underline{\epsilon}^0 &= \underline{NA}^{-1} \\ \underline{\kappa}^0 &= \underline{MD}^{-1} \end{aligned}$$

die Dehnung $\underline{\epsilon}^0$ und die Krümmung $\underline{\kappa}^0$ des Laminats bezogen auf den Koordinatenursprung bzw. die Biegebene:

$$\begin{aligned} &\left[\underline{\epsilon}_{\Delta T=-60 \text{ K}}^0 \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=-30 \text{ K}}^0 \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=0 \text{ K}}^0 \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=30 \text{ K}}^0 \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=60 \text{ K}}^0 \right] \\ &= \begin{bmatrix} -7,4 & -3,7 & 0 & 3,7 & 7,4 \\ -7,4 & -3,7 & 0 & 3,7 & 7,4 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} * 10^{-4} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\left[\underline{\kappa}_{\Delta T=-60 \text{ K}}^0 \quad \underline{\kappa}_{\Delta T=-30 \text{ K}}^0 \quad \underline{\kappa}_{\Delta T=0 \text{ K}}^0 \quad \underline{\kappa}_{\Delta T=30 \text{ K}}^0 \quad \underline{\kappa}_{\Delta T=60 \text{ K}}^0 \right] \\ &= \begin{bmatrix} -6,6 & -3,3 & 0 & 3,3 & 6,6 \\ -6,6 & -3,3 & 0 & 3,3 & 6,6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} * 10^{-4} \frac{1}{\text{mm}}. \end{aligned}$$

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

Die Gesamtdehnung die sich nun an einer beliebigen Stelle z im Laminat für eine bestimmte Temperaturdifferenz ΔT ergibt, setzt sich schließlich aus der Dehnung ϵ^0 und der Krümmung κ^0 der thermisch induzierten mechanischen Eigenspannung des Laminats zusammen:

$$\underline{\epsilon} = \underline{\epsilon}^0 + z\underline{\kappa}^0. \quad (75)$$

In der Mittelebene des Sensors ($z = 0,8 \text{ mm}$) erhalten wir in Abhängigkeit der Temperatur die folgenden Dehnungsvektoren:

$$\begin{aligned} & \left[\underline{\epsilon}_{\Delta T=-60 \text{ K}} \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=-30 \text{ K}} \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=0 \text{ K}} \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=30 \text{ K}} \quad \underline{\epsilon}_{\Delta T=60 \text{ K}} \right] \\ & = \begin{bmatrix} -11,6 & -5,9 & 0 & 5,9 & 11,6 \\ -11,6 & -5,9 & 0 & 5,9 & 11,6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} * 10^{-4}. \end{aligned}$$

Anknüpfend an das in Abschnitt 3.5.1.3 beschriebene Vorgehen, lässt sich anhand von Gleichung 3, Gleichung 19 und Gleichung 20 der Krümmungsradius ρ bestimmen:

$$\begin{aligned} & \left[\underline{\rho}_{\Delta T=-60 \text{ K}} \quad \underline{\rho}_{\Delta T=-30 \text{ K}} \quad \underline{\rho}_{\Delta T=0 \text{ K}} \quad \underline{\rho}_{\Delta T=30 \text{ K}} \quad \underline{\rho}_{\Delta T=60 \text{ K}} \right] \\ & = \begin{bmatrix} 1.519 & 3.036 & 0 & 3.036 & 1.519 \\ 1.519 & 3.036 & 0 & 3.036 & 1.519 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \text{ mm}. \end{aligned}$$

Gleichung 27 liefert schließlich die Biegelinie der Federplatte unter thermischer Verformung für die Temperaturen, die auch in der Messkampagne gezielt eingestellt wurden. Die Biegeverläufe sind in Abbildung 11 dargestellt.

4.1.3 Berechnung der mechanischen Verformung der Federplatte bei Raumtemperatur

Bei Raumtemperatur spielt die thermische Verformung des ersten Segments keine Rolle, da die Klebeverbindung bei dieser Temperatur ausgehärtet ist und sich somit keine thermischen Spannungen im Laminat einstellen. Dieser Zustand bietet sich für die Validierung der Theorie und der Berechnungsmethode an, da bei Raumtemperatur leicht Auslenkungen entlang der Federplatte gemessen werden können.

Die Grundlagen für die Berechnung wurden in Abschnitt 3.6 eingeführt. Der Fokus liegt bei dieser Berechnung auf der Variation der Steifigkeit entlang der Federplatte. Der Elastizitätsmodul und das Flächenträgheitsmoment ergeben sich aus Gleichung 9 und Gleichung 10 unter Verwendung der zuvor ermittelten Materialmatrix:

$$E_{xx,B} = \frac{12}{h^3} \left(D_{11} - \frac{D_{12}^2}{D_{22}} \right) \quad (76)$$

$$= 68.567 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (77)$$

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

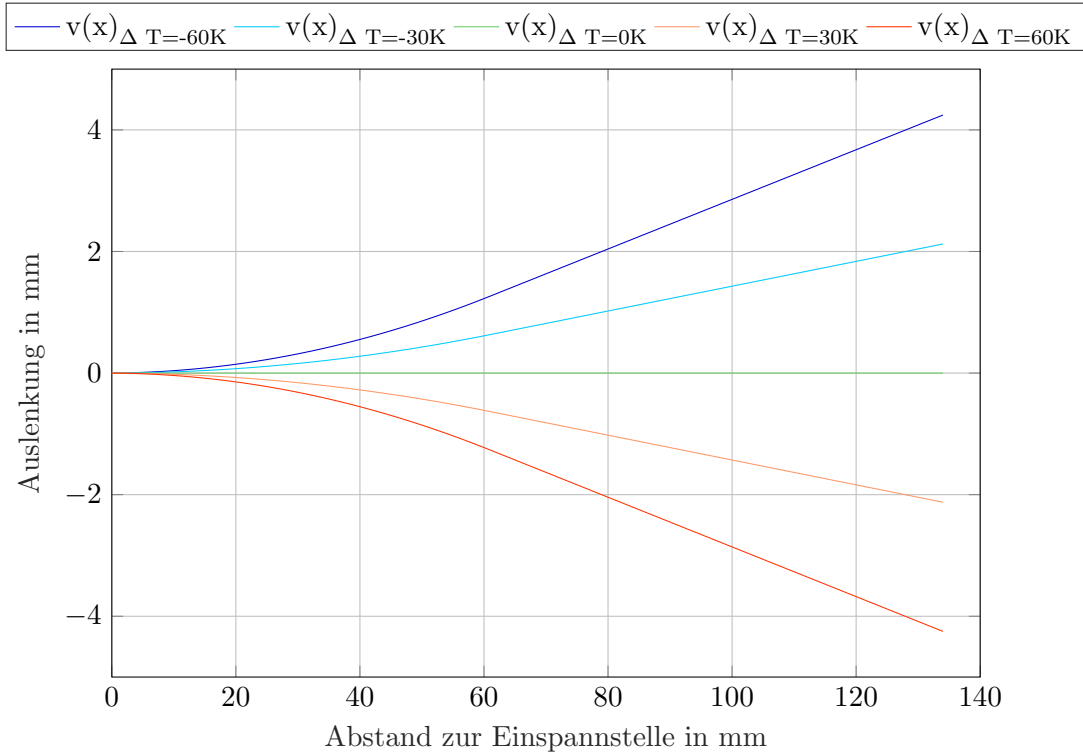


Abbildung 11: Rechnerisch ermittelte Biegelinien der Federplatte unter rein thermischer Belastung

$$I_{lam} = \frac{h_s^3 b_{lam}}{12} + h_s b_{lam} \left(\frac{h_s}{2} + h_k + \frac{h_b}{2} \right)^2 + \frac{h_k^3 b_{lam}}{12} + h_k b_{lam} \left(\frac{h_s}{2} + \frac{h_k}{2} \right)^2 + \frac{h_b^3 b_b}{12} \quad (78)$$

$$= 23,67 \text{ mm}^4. \quad (79)$$

Da die Sensorbeklebung jedoch nur einen Teil der Fläche der Federplatte einnimmt, muss der Vollständigkeit halber bei der Berechnung der Steifigkeit des ersten Abschnitts der Anteil des reinen Blechs berücksichtigt werden. Das Flächenträgheitsmoment ergibt sich dort zu

$$I_b = h_b^3 \frac{b_b - b_{lam}}{12} = 0,83 \text{ mm}^4 \quad (80)$$

mit dem Elastizitätsmodul von Stahl $E_b = 210.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$. Die Gesamtsteifigkeit des ersten Abschnitts liegt demnach bei

$$(EI)_1 = E_{xx,B} I_{lam} + E_b I_b = 1.799.894 \text{ Nmm}^2. \quad (81)$$

Zur Berechnung der mechanischen Biegelinie ist des Weiteren die Exzenterkraft von Interesse. Die Kraft selbst ist nicht bekannt, kann jedoch über die eingestellte maximale Auslenkung am äußeren Ende des Blechs ($v_2(x=0) = 7 \text{ mm}$) ausgerechnet werden. Dazu stellen wir **Gleichung 37** nach der Kraft um:

$$F_E = \frac{v_2(x=0)}{\frac{l_2^3}{3(EI)_2} + \frac{1}{(EI)_1} (l_1^2 l_2 + l_1 l_2^2 + \frac{1}{3} l_1^3)} = 9,5 \text{ N}. \quad (82)$$

Nun lässt sich die Verschiebung anhand von **Gleichung 38** für jeden beliebigen Punkt entlang der Federplatte berechnen. Die vollständige Biegelinie für rein mechanische Verformung ist in **Abbildung 12** dargestellt.

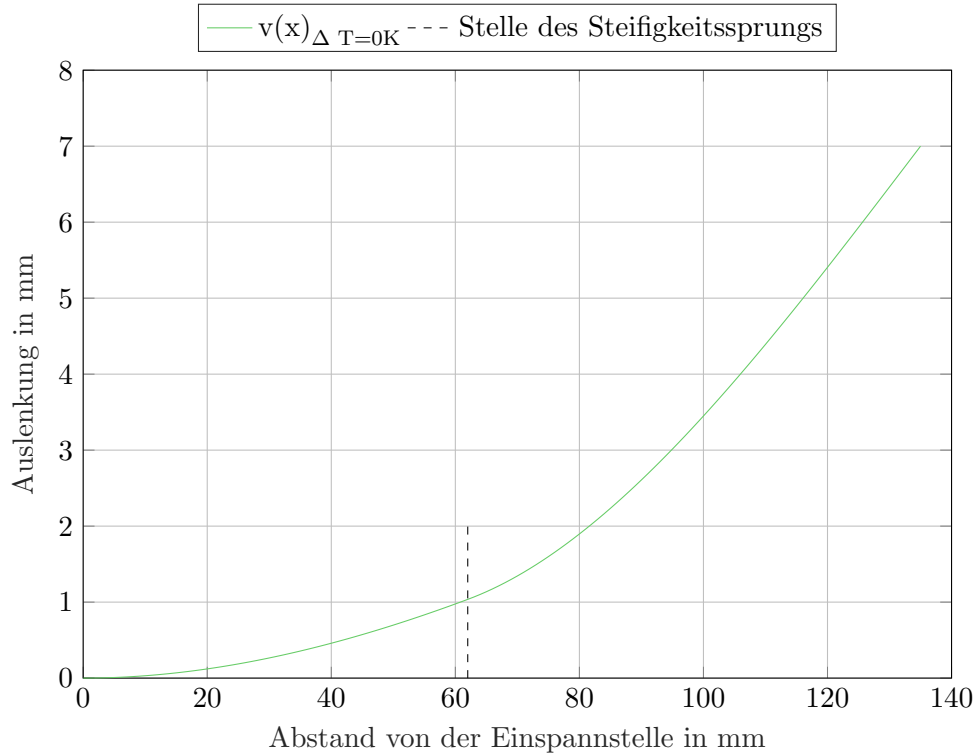


Abbildung 12: Rechnerisch ermittelte Biegelinie der Federplatte unter rein mechanischer Belastung

4.1.4 Berechnung der thermomechanischen Verformung der Federplatte

Wie bereits beschrieben wurde, ist zur umfassenden Beschreibung der Verformung eine Verknüpfung der beiden Berechnungsmethoden (rein thermische und rein mechanische Belastung) erforderlich. Die thermische Verformung wirkt sich dabei insofern auf die mechanische Berechnung aus, dass die Federplatte je nach Umgebungstemperatur bereits vor mechanischer Belastung durch Krümmung des ersten Segments aus der Ruhelage ausgelenkt wird. Die Folge ist also eine Verschiebung der für den Sensor sichtbaren Ruhelage. Es ist zu erwarten, dass der Sensor stärkere Signalspannungen ausgibt, je größer die Auslenkung aus dieser neuen Ruhelage ist.

Die Berechnung erfolgt in zwei Schritten. Zunächst wird das Laminat unter rein thermischer Belastung untersucht. Mittels klassischer Laminattheorie erhält man den Elastizitätsmodul und den Krümmungsradius, aus der Geometrie ergibt sich das Flächenträgheitsmoment. Das erste Segment der Federplatte wird unter Verwendung dieser Erkenntnisse durch einen gekrümmten Träger abstrahiert und als solcher im zweiten Schritt unter rein mechanischer Belastung berechnet.

Die Steifigkeit des ersten Segments wurde bereits in **Gleichung 81** zu $1.799.894 \text{ Nmm}^2$ ermittelt, die Steifigkeit des zweiten Abschnitts erhalten wir aus

$$(EI)_2 = E_b I_b = 328.125 \text{ Nmm}^2. \quad (83)$$

Die Krümmungsradien der relevanten Temperaturmesspunkte ergeben sich zu

$$\begin{pmatrix} R_{\Delta T=-60K} \\ R_{\Delta T=-30K} \\ R_{\Delta T=0K} \\ R_{\Delta T=+30K} \\ R_{\Delta T=+60K} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.519 \text{ mm} \\ 3.036 \text{ mm} \\ \infty \\ -3.036 \text{ mm} \\ -1.519 \text{ mm} \end{pmatrix}. \quad (84)$$

Für $R \rightarrow \infty$ (keine Krümmung) geht die Berechnung in den rein mechanischen Fall über.

Nachfolgend werden nicht alle Zwischenergebnisse aufgeführt, da anhand der bereits genannten Werte jede Gleichung in Abschnitt 3.7 gelöst werden kann und die Aufführung aller Werte nicht zur Übersichtlichkeit beiträgt. Wir erhalten die in [Abbildung 13](#) dargestellten Biegeverläufe für die thermomechanisch gekoppelte Berechnung.

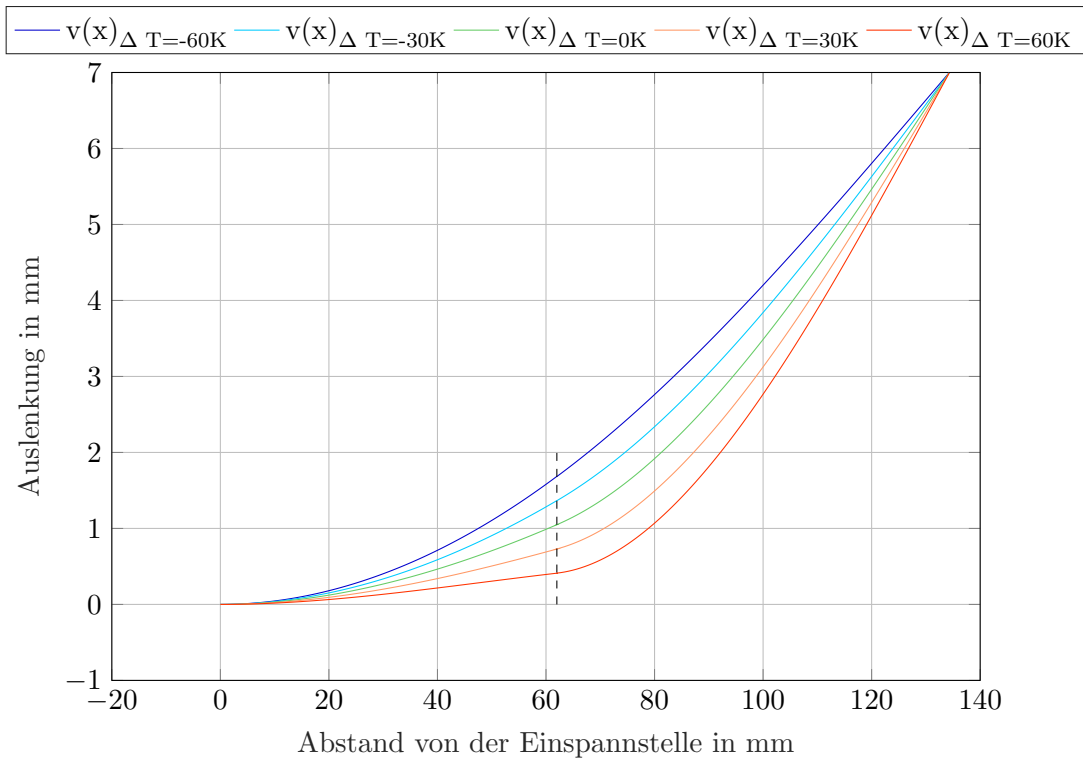


Abbildung 13: Rechnerisch ermittelte Biegelinien der Federplatte unter thermomechanisch gekoppelter Belastung

Aus der Darstellung der thermomechanischen Biegeverläufe geht hervor, dass die zu erwartenden Dehnungen des Sensors stark von der Umgebungstemperatur abhängen. Während sich bei niedrigen Temperaturen kaum eine relative Dehnungsänderung zur Ruhelage einstellt, ist diese bei hohen Temperaturen umso größer. Zur besseren Nachvollziehbarkeit ist der Vergleich von Ruhelage und ausgelenkter Lage in [Abbildung 14](#) veranschaulicht. Dort lässt sich leicht erkennen, dass der Sensor bei niedrigen Temperaturen (dunkelblaue

Linien) durch Krafteinwirkung nur geringfügig verformt wird, bei hohen Temperaturen (rote Linien) dagegen ist die Verformung deutlich größer.

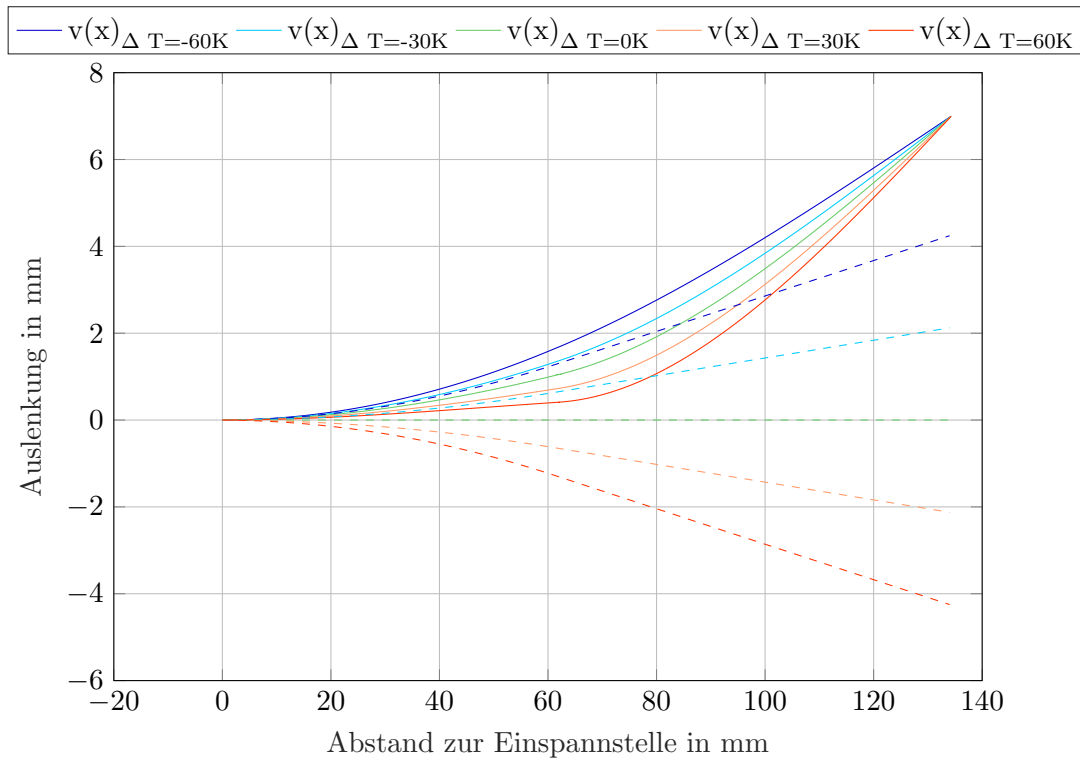


Abbildung 14: Rechnerisch ermittelte Biegelinien der Federplatte unter thermomechanisch gekoppelter Belastung (durchgezogene Linien) im Vergleich zum rein thermisch belasteten Fall (gestrichelte Linien)

4.1.5 Validierung des Berechnungsmodells

Zur Validierung des Berechnungsmodells wird der rein mechanische Fall genutzt. Dieser bietet den Vorteil, dass die Messung einfach mithilfe eines Messschiebers bei Raumtemperatur durchgeführt werden kann. Dazu wird durch den Exzenterhebel eine Auslenkung von 7 mm am Ende der Federplatte eingestellt und die Auslenkung in regelmäßigen Abständen entlang der gesamten Federplatte gemessen. Der Vergleich von händischer Messung und Berechnung ist in [Abbildung 15](#) zu sehen.

Es zeigt sich, dass der qualitative Verlauf der Messung gut mit dem Verlauf der Berechnung übereinstimmt. Die quantitativen Abweichungen lassen sich auf Ungenauigkeiten bei der Handmessung und Fertigungsungenauigkeiten des Testsands zurückführen sowie auf die Tatsache, dass die Berechnung mit stark idealisierten Klebeflächen und vereinfachten Eigenschaften des Sensorlaminats arbeitet. Da der Verlauf die Realität jedoch hinreichend genau darstellt und der Sensor ohnehin nur relative Dehnungsänderung misst, ist davon auszugehen, dass die durch die Berechnung prognostizierte Dehnung des Sensors die tatsächliche Dehnung gut abbildet.

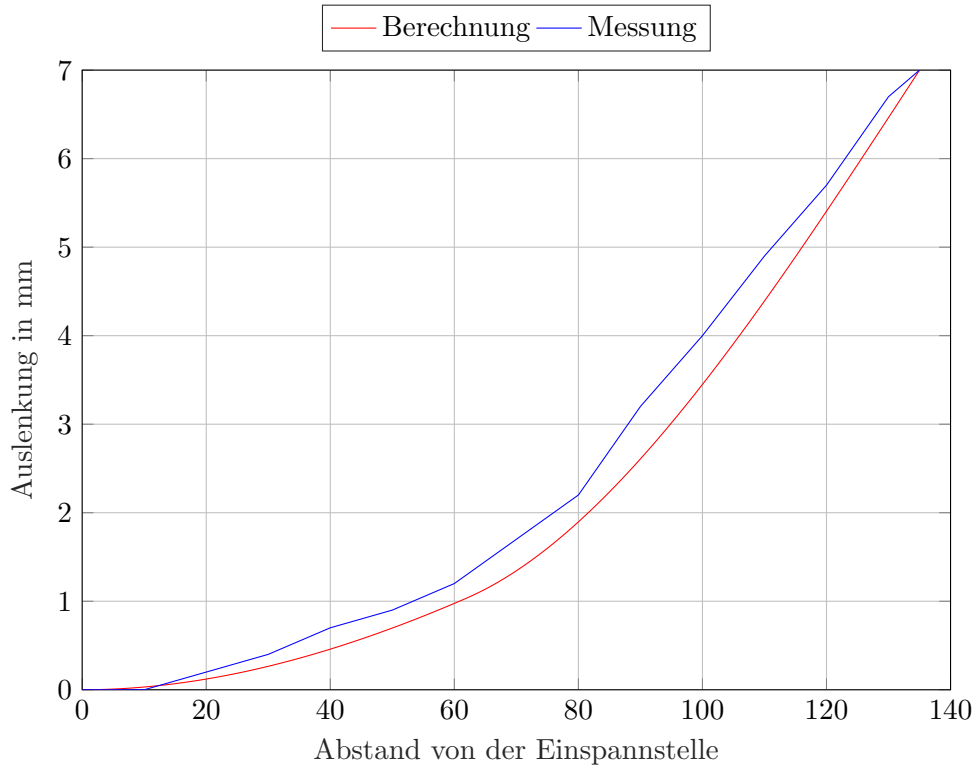


Abbildung 15: Vergleich der berechneten und gemessenen Biegelinie der Federplatte bei Raumtemperatur

4.1.6 Auswertung der Sensordehnung und -längenänderung

Anhand der Gleichungen 69 und 70 können die Sensordehnung und die Längenänderung des Sensors berechnet werden. Dabei wird die Stelle maximaler Dehnung bzw. Stauchung betrachtet, also die Oberfläche des Sensors ($z_1 = \frac{h_b}{2} + h_k + h_s = 1,00 \text{ mm}$). Die Dehnung ergibt sich aus der Spannung, die mittels Gleichung 68 über den Querschnitt berechnet werden kann. Sie setzt sich zusammen aus einem konstanten Zug-Anteil und einem über den Querschnitt veränderlichen Biege-Anteil. Die Längenänderung bezieht sich auf das gesamte erste Segment, also auf den Teil des Blechs, auf dem der Sensor klebt. Für die fünf verschiedenen Temperaturen erhalten wir unter fest vorgegebener Auslenkung folgende Längenänderungen (siehe auch Abbildung 16):

$$\begin{pmatrix} \Delta l_{\Delta T = -60 \text{ K}} \\ \Delta l_{\Delta T = -30 \text{ K}} \\ \Delta l_{\Delta T = 0 \text{ K}} \\ \Delta l_{\Delta T = 30 \text{ K}} \\ \Delta l_{\Delta T = 60 \text{ K}} \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} 0,0130 \\ 0,0228 \\ 0,0325 \\ 0,0424 \\ 0,0522 \end{pmatrix} \text{ mm.} \quad (85)$$

Die Werte, die sich hier ergeben, zeigen, dass der Sensor durch die Auslenkung gestaucht wird. Sobald der Exzenterhebel die Federplatte loslässt, schwingt die Federplatte mit dem Sensor um ihre Ruhelage. Der Sensor wird gedehnt und das Vorzeichen dreht sich um.

Der Hersteller des Sensors, *PI Ceramic GmbH*, beschreibt in [25] die zwei primären Abhängigkeiten der vom Sensor generierten Spannung. Dies sind einerseits die Deformation

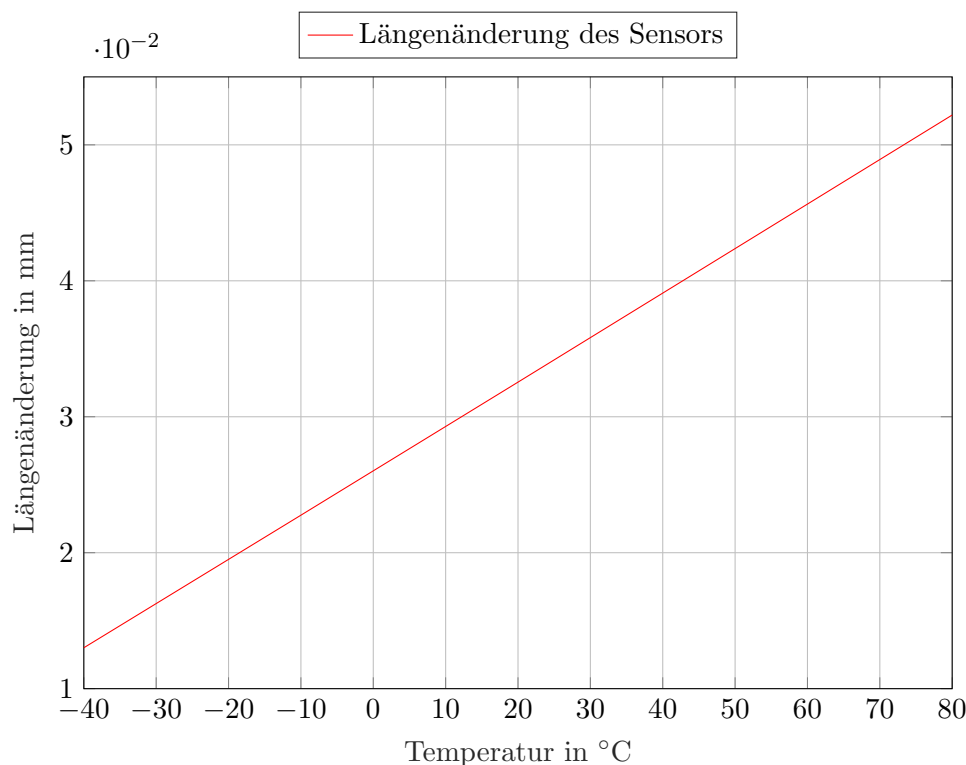


Abbildung 16: Linearer Verlauf der Längenänderung des Sensors unter thermomechanischer Belastung

und andererseits die Frequenz, mit welcher der Sensor ausgelenkt wird. Selbes konnte bei den im vorliegenden Bericht beschriebenen Tests festgestellt werden. Da jedoch für die Durchführung der Tests die Schwingfrequenz durch die Eigenfrequenz der Federplatte vorgegeben war und sich diese im Verlauf der Versuche nicht (bzw. nur marginal durch die temperaturabhängige Krümmung) änderte, wird davon ausgegangen, dass die Zunahme der Spannung bei Erhöhung der Temperatur in direktem Zusammenhang mit der Zunahme der Verformung steht. Der lineare Anstieg der Deformation hat demnach einen linearen Anstieg der erzeugten Spannung zur Folge. Aus dieser Annahme folgernd lässt sich die Verformung in eine relative Dehnungsänderung umrechnen, die schließlich zur Kompensation der temperaturabhängigen Dehnung des Sensorsignals verwendet werden kann (Abbildung 17).

4.1.7 Diskussion der Abklingkurven der Sensoren bei unterschiedlichen Temperaturen

Bei den Versuchen im Temperaturschrank wurden bei jeder Temperatur mehrere Abklingkurven aufgezeichnet. Dazu wurde die Federplatte durch den Hebel ausgelenkt und losgelassen. Sie schwingt in ihrer Eigenfrequenz und wird nur durch ihre innere Reibung gedämpft bis der Hebel die Platte erneut greift, auslenkt und somit die freie Schwingung beendet. Für jede Versuchstemperatur wurden beispielhaft solche Abklingkurven aus den Messreihen extrahiert und miteinander verglichen (siehe Abbildung 18). Es lässt sich sehr gut erkennen, dass mit zunehmender Temperatur auch die gemessenen Spannungen anwachsen. Dies begründet sich auf die im vorangegangenen Kapitel erläuterte thermo-

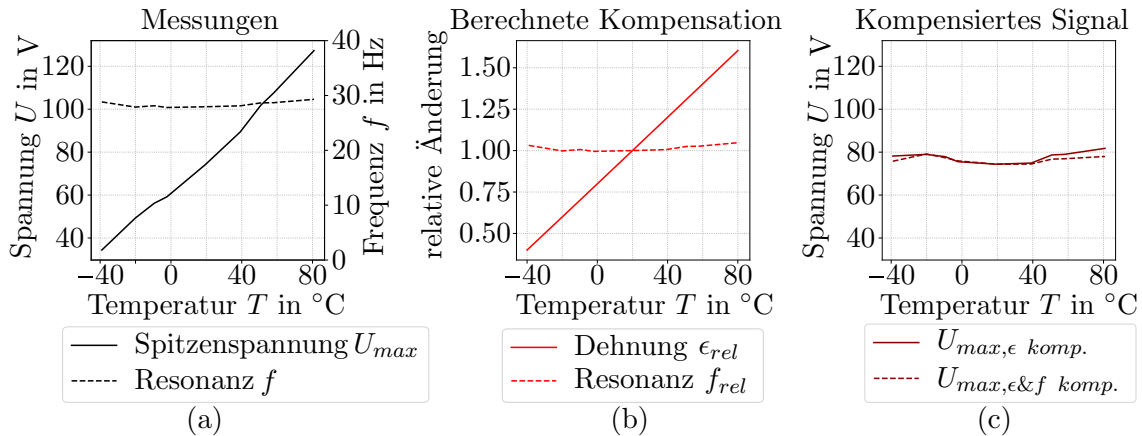


Abbildung 17: (a) Messung der Spitzenspannung nach Auslenkung sowie Resonanz des Laminats und Stahlblechs; (b) Berechnete Kompensationsfaktoren der beiden Einflussfaktoren Dehnung und Resonanz; (c) Spitzenspannungssignal nach erfolgter Kompensation der Dehnung respektive der Dehnung und Resonanz

mechanische Verformung der Federplatte und die damit einhergehende Variation in der Längenänderung bei Auslenkung durch den Hebel. In der Detailansicht (Abbildung 18: rechte Seite) zeigt sich jedoch, dass auch vergleichsweise niedrige Signalspannungen noch gut aufgelöst werden.

4.1.8 Diskussion der gemessenen Eigenfrequenzen der Federplatte bei unterschiedlichen Temperaturen

Die angeregte Federplatte schwingt in ihrer Eigenfrequenz. Diese lässt sich einfach aus der Betrachtung des Amplitudenspektrums (Abbildung 19) ermitteln. In Abbildung 20 sind die Eigenfrequenzen bei unterschiedlichen Temperaturen dargestellt. Dort sieht man erneut den Einfluss der Temperatur auf die Federplatte, die sich sowohl bei niedrigen als auch bei hohen Temperaturen krümmt, wodurch sich die Eigenfrequenz erhöht. Bei Umgebungstemperatur (20 °C) sowie bei 0 °C besitzt die Federplatte die niedrigste Eigenfrequenz. Maximale Abweichungen von -3,2 % und +4,9 % ergeben sich für die gemessenen Extremtemperaturen.

4.1.9 Vergleich des gemessenen Ladungs- und Spannungssignals

Das *imc CRONOSflex 400 QI-4*-Modul bietet die Möglichkeit, neben dem Spannungssignal des Sensors auch dessen Ladung zu messen. Zu Beginn der Messkampagne wurden daher beide Daten aufgezeichnet und miteinander verglichen. Wie sich in Abbildung 21 erkennen lässt, wird das Ladungssignal in den ersten Momenten der Messung durch das Messgerät aus Gründen des Überlastschutzes gekappt, da es den Messbereich des Geräts überschreitet. An dieser Stelle soll erwähnt werden, dass in dieser frühen Phase der Messkampagne die Federplatte noch nicht durch den Hebel ausgelenkt wurde, sondern durch die Exzentrerscheibe, welche nur eine Auslenkung von etwa 5 mm erreichte. Eine sinnvolle Auswertung der Daten war bereits unter dieser geringeren Auslenkung und der daraus folgenden Längenänderung nicht möglich, weshalb in nachfolgenden Messreihen (mit 7 mm Auslenkung) zur Zeitersparnis auf die Aufzeichnung der Ladung verzichtet wurde. Eine

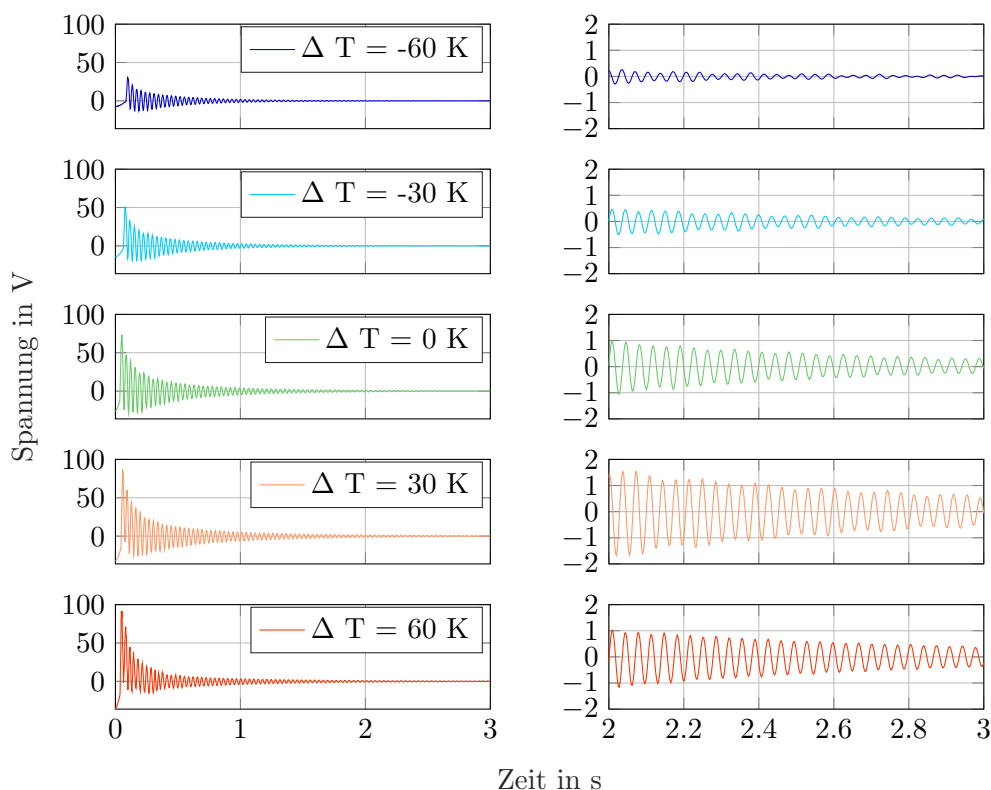


Abbildung 18: *links*: Vergleich der Abklingkurven des Sensorsignals bei unterschiedlichen Temperaturen, *rechts*: Vergrößerte Ansicht des bereits stark gedämpften Signals im Bereich von 2 bis 3 Sekunden.

vollständige Aufzeichnung des Ladungssignals kann also nur für geringe Längenänderungen erfolgen.

4.2 Fazit

In den vorangegangenen Abschnitten wurde die Berechnung der thermomechanischen Verformung präsentiert und die relevanten Messergebnisse aus der Temperatur-Messkampagne aufgezeigt. Dabei konnte das Berechnungsmodell validiert werden, wobei die Übereinstimmung der berechneten Längenänderung und der gemessenen Signalspannung besonders für den *DuraAct A.15* ersichtlich ist. Verschiedene Daten der Messkampagne wurden dargestellt, die Abklingkurven des Spannungssignals der Sensoren bei unterschiedlichen Temperaturen, die daraus ermittelten Eigenfrequenzen der Federplatte bei unterschiedlichen Temperaturen sowie die Abklingkurve eines Ladungssignals.

Im Vergleich von Messung und Berechnung kann festgestellt werden, dass der Sensor keine Temperaturabhängigkeit im überprüften Bereich besitzt. Die Variation des Signals bei unterschiedlichen Temperaturen begründet sich auf die Abhängigkeit des gesamten Teststandes von der Temperatur. Dabei ist besonders die Temperaturabhängigkeit des Werkstoffverbundes aus Stahlblech, Kleber und Sensor hervorzuheben, welche die Ausgangsbedingungen der Messung stark beeinflusst. Der Sensor hingegen zeichnet diese veränderten Verformungen bei allen Temperaturen detailliert auf. Weiterhin lässt sich feststellen, dass

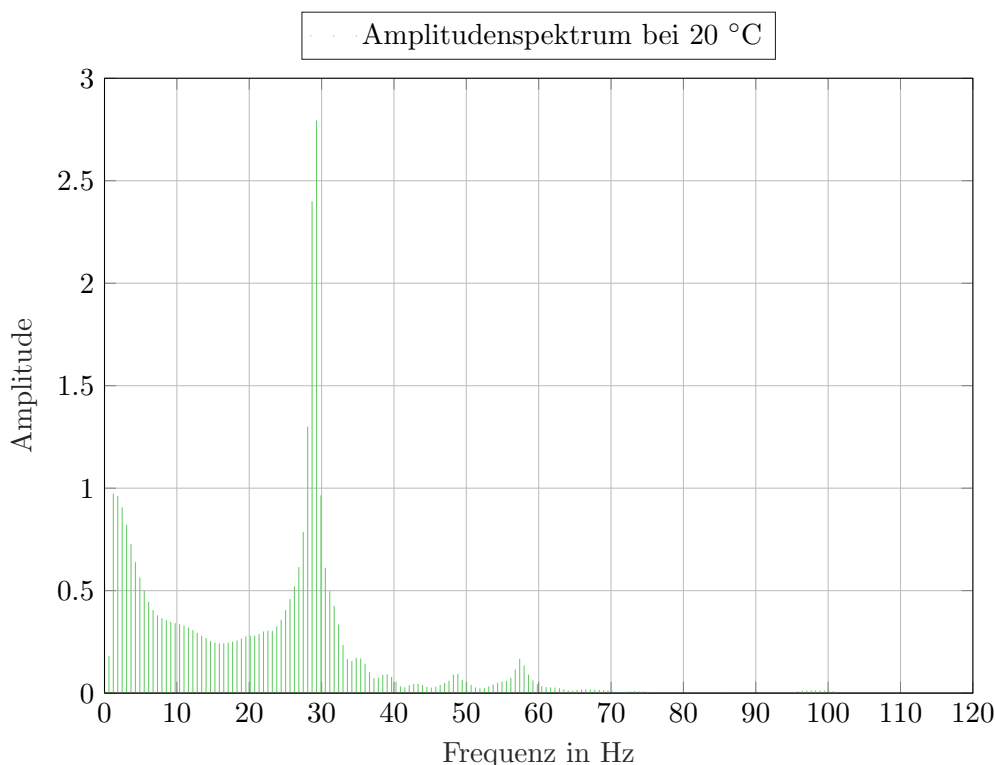


Abbildung 19: Amplitudenspektrum der Abklingkurve bei 20 °C

die Aufzeichnung des Ladungssignals für diese Art der Messung mit dem konzipierten Teststand nicht sinnvoll ist, da ein wichtiger Teil des Signals gekappt wird, um das Messgerät nicht zu beschädigen. Unter den festgelegten Bedingungen überschreitet das Ladungssignal für eine voreingestellte Auslenkung von 5 mm den Wert von 290.000 pC deutlich (maximaler Messbereich des Messmoduls: ± 100.000 pC). Der Spannungseingang lässt laut Datenblatt einen Messbereich von ± 100 V zu. Überschreitungen werden jedoch, wie auch beim Ladungssignal, nicht sofort gekappt, sondern erst ab einem nicht klar definierten Wert, der tatsächlich zu einer sofortigen Schädigung führen kann. Ein Dauerbetrieb des Messmoduls ist nur für den genannten Messbereich erlaubt. Wie aus den Messungen ersichtlich wird, wurde der Messbereich nur kurzzeitig in wenigen Messungen überschritten. Das Signal wurde nicht gekappt. Eine Auswertung des Spannungssignal ist daher für die beschriebenen Untersuchungen sinnvoller als die Auswertung des Ladungssignals.

Zusammenfassend kann bestätigt werden, dass der Sensor für den relevanten Temperaturbereich voll einsatzfähig ist. Bei der Montage muss auf den geeigneten Klebstoff geachtet werden, um die Glasübergangstemperatur nicht zu erreichen und eine damit einhergehende Erweichung des Kunststoffes zu verhindern. Dies wurde durch die Wahl des Klebers *Delo-Duopox SJ8665* erzielt.

4.3 Ausblick und Empfehlungen

Vieles konnte durch die Temperatur-Messkampagne geklärt werden, aber es wurden auch Grenzen und Probleme erkannt. Nachfolgend werden ein paar konzeptionelle und konstruktive Empfehlungen ausgesprochen, die ähnliche Untersuchungen zukünftig erleichtern sollen.

4 Thermische Untersuchung des DuraAct Flächenwandlers

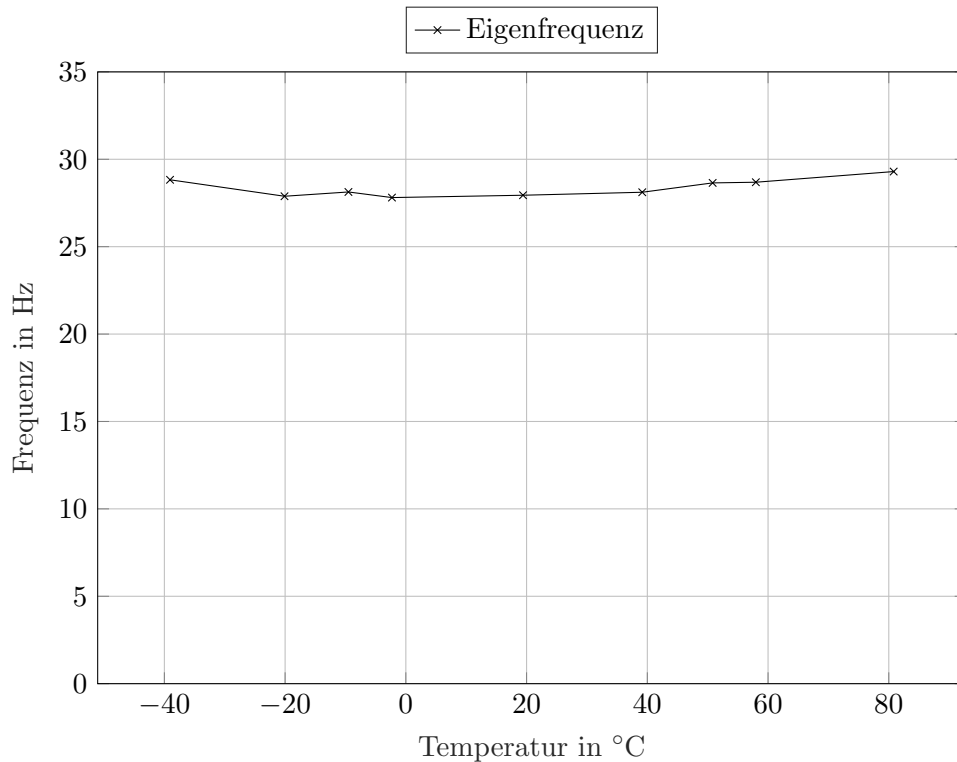


Abbildung 20: Gemessene Eigenfrequenzen der Federplatte bei unterschiedlichen Temperaturen

Es wurde bereits beschrieben, dass die Messung der Ladung unter Variation der Temperatur nicht wunschgemäß durchgeführt werden konnte. Die interessanten ersten 0,5 s der Abklingkurven wurden nicht vollständig aufgezeichnet, da das Messgerät dort in Überlastschutz geht. Gerade in diesem Zeitfenster findet man jedoch die stärksten Unterschiede der verschiedenen Temperaturen. Zur sinnvollen Messung der Ladung in allen Temperaturbereichen muss ein anderer Teststand konzipiert werden, der lediglich schwache Schwingungen erzeugt. Dazu könnte ein Sensor auf einen massiven Körper geklebt werden, der durch einen Impuls angeregt wird.

Es wird zudem empfohlen, den Teststand aus einem besser wärmeleitenden Material, wie beispielsweise Aluminium, herzustellen, um die Haltezeiten während der Messung zu reduzieren. Diese lagen teilweise bei bis zu 90 Minuten, was die Messkampagne sehr zeitaufwendig gestaltete und dazu führte, dass nur wenige volle Durchläufe im gegebenen Messzeitfenster aufgezeichnet werden konnten ¹.

¹Die Messungen fanden über die Semesterferien im Leichtbaulabor des Departments Fahrzeugtechnik und Flugzeugbau statt. Während des laufenden Semesters wird das Labor durchgehend für Lehre und departmentinterne Projekte genutzt.

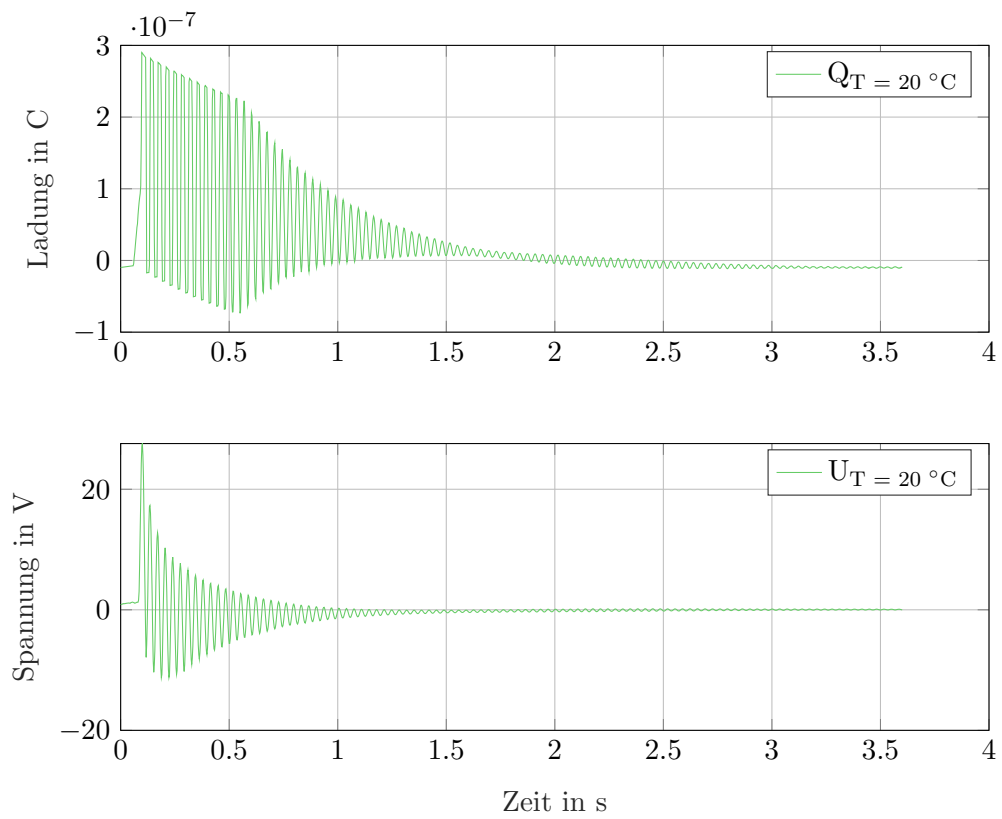


Abbildung 21: Vergleich des gemessenen Ladungs- und Spannungssignals bei 20 °C

5 Elektromagnetische Verträglichkeit

Das Thema der elektromagnetischen Verträglichkeit hat während der Bearbeitung des Projekts viel Aufmerksamkeit erhalten. Probleme traten besonders bei den Versuchen mit dem Gunt-Prüfstand auf (siehe [Abschnitt 6](#)). Dort werden vor allem in niedrigen Drehzahlbereichen starke elektromagnetische Interferenzen wahrgenommen, die dazu führen, dass es mit den gegebenen Mitteln kaum möglich ist, eine verlässliche Schadenserkenkung durchzuführen. In höheren Drehzahlbereichen, wo die Energie der Impulse bei Schadensüberrollung zunimmt, steigt auch die Signalstärke der Schäden, sodass die immer noch vorhandenen elektromagnetischen Störungen zwischen den Schadensfrequenzen untergehen.

Die Untersuchung der elektromagnetischen Verträglichkeit unterteilt sich in zwei Abschnitte. Im ersten Abschnitt werden die auftretenden Probleme erläutert sowie daraus abgeleitete Maßnahmen beschrieben. Im zweiten Abschnitt wird ein Versuch im EMV-Labor des Department Elektrotechnik und Informatik beschrieben, der dazu dienen soll, gezielt elektromagnetische Felder in bestimmten Frequenzbereichen zu erzeugen, um nachzuvollziehen, durch welches Bauteil diese empfangen werden, ob sie sich abschirmen lassen und wie Flächenwandler und Beschleunigungssensoren im direkten Vergleich abschneiden.

5.1 Elektromagnetische Interferenzen während der Versuche

Während der in Kapitel [3](#) vorgestellten thermischen Untersuchung des Flächenwandlers wurden keine Auffälligkeiten oder Störungen bei der Messung festgestellt. Die Ergebnisse konnten unverfälscht ausgewertet werden.

Beim direkten Vergleich der Flächenwandler mit den Beschleunigungssensoren (Kapitel [6](#)) dagegen treten deutlich erkennbare Störfrequenzen auf. Die Problematik wird in [Abbildung 22](#) eingeführt. In diesem Fall ist ein Wälzlager im Lagerbock mit einer Vorschädigung in Form eines Außenring-, Innenring- und eines Wälzkörperschadens eingebaut. Bei der Betrachtung des Spektrums des Beschleunigungssensors stechen die Frequenzen bei etwa 6, 9 und 12 Hz heraus. Diese befinden sich genau in den Suchbändern für Innen- und Außenringsschäden. Auf den ersten Blick kann man hier von einer erfolgreichen Schadenserkenkung ausgehen. Lediglich der Wälzkörperschaden taucht nicht im Spektrum auf, was aber nicht sonderlich überrascht, da diese Art von Schaden generell schwieriger nachweisbar ist und der Schaden eventuell gar nicht direkt überrollt wird. Betrachten wir nun [Abbildung 23](#), dann wird deutlich, dass trotz des Austausches des Wälzlagers die drei Frequenzen bei 6, 9 und 12 Hz wieder auftreten. Diesmal ist dort jedoch nicht mit einem Schaden zu rechnen, da weder Innen- noch Außenring vorab beeinträchtigt wurden. Dies deutet also auf Störfrequenzen hin, welche die Auswertung massiv erschweren. Es ist dabei zu erwähnen, dass nicht nur die drei besagten, offensichtlichen Frequenzen im Spektrum auftauchen. Vielmehr handelt es sich dabei um eine Grundfrequenz, die etwas größer ist als die Drehfrequenz der Welle und sich als Vielfache von sich selbst im Spektrum reproduziert. Nicht jede dieser Vielfachen ist gleich stark ausgeprägt. Die Grundfrequenz selbst hebt sich im Vergleich zu ihren Vielfachen kaum vom Grundrauschen ab.

Sieht man noch einmal genauer auf die Seitenbänder des Innenringsschadens in [Abbildung 22](#) kann man erkennen, dass dort Ausschläge erkennbar sind. Der Sensor zeichnet also durchaus Signale der Überrollung des Innenringsschadens auf, allerdings gehen diese in der Störung unter. Lediglich dort, wo keine Störung vorhanden ist, der Sensor also nicht „blind“ ist, lässt sich das Signal auswerten.

5 Elektromagnetische Verträglichkeit

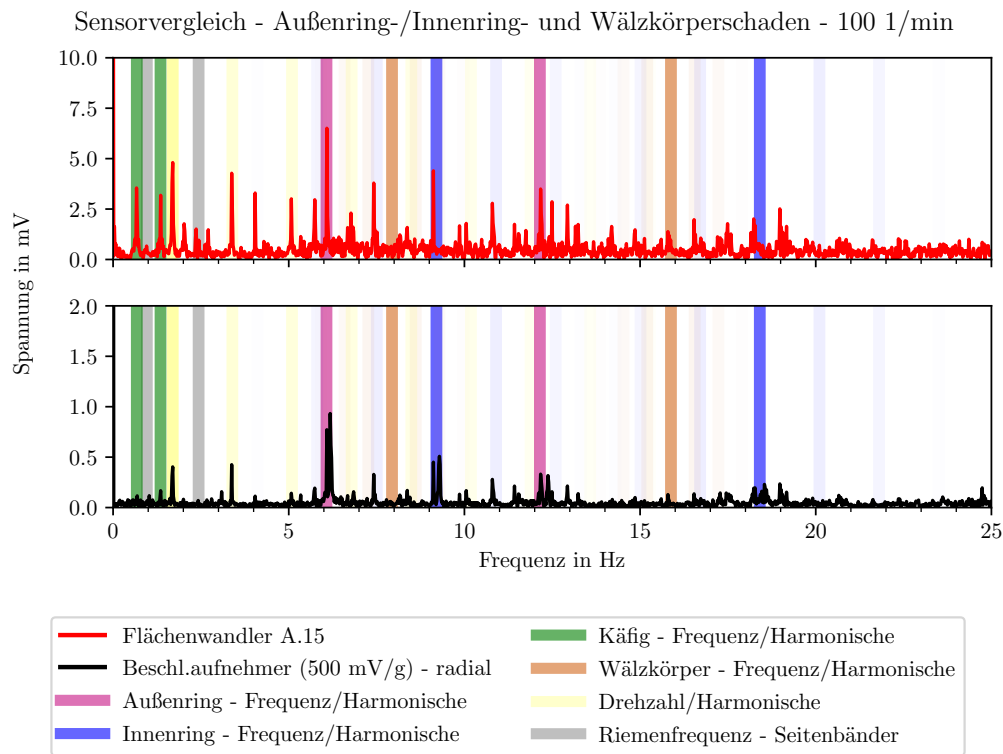


Abbildung 22: Signal eines Flächenwandlers und eines Beschleunigungssensors bei einem Lager mit Innenring-, Außenring- und Wälzkörperschaden bei niedriger Drehzahl

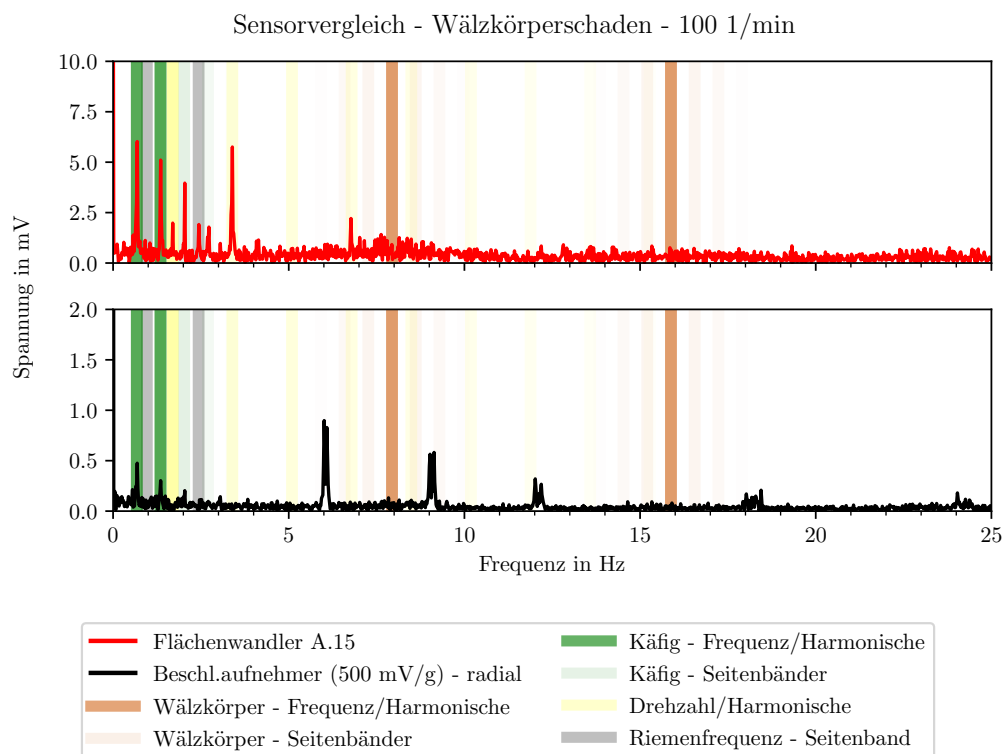


Abbildung 23: Signal eines Flächenwandlers und eines Beschleunigungssensors bei einem Wälzkörperschaden bei niedriger Drehzahl

5 Elektromagnetische Verträglichkeit

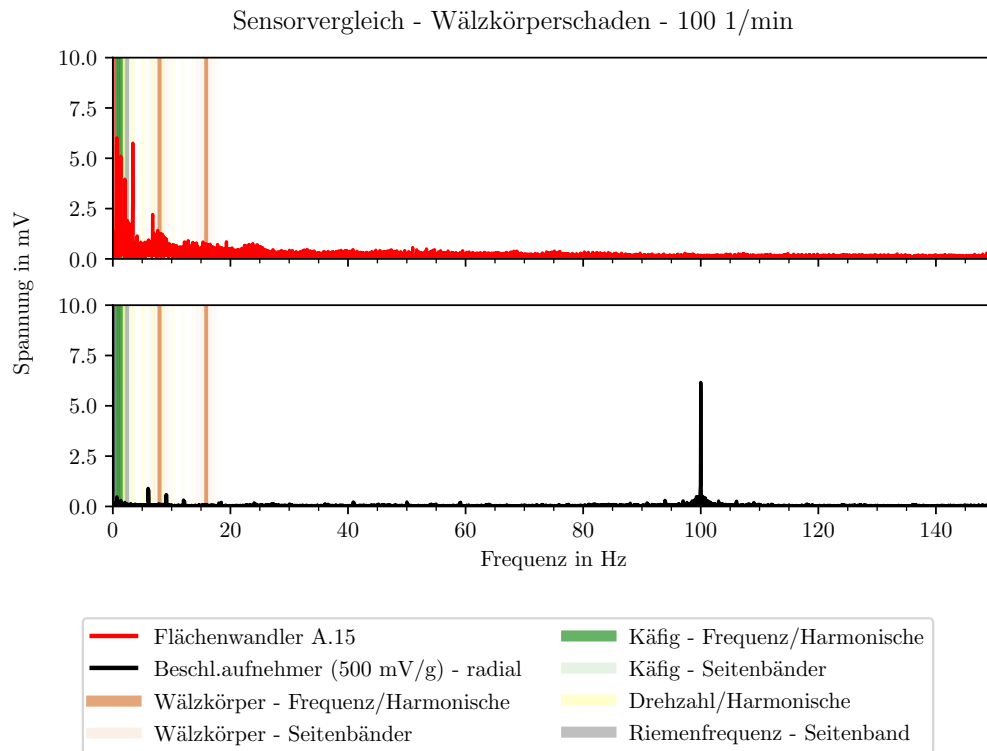


Abbildung 24: Signal eines Flächenwandlers und eines Beschleunigungssensors bei einem Lager mit Wälzkörperschaden bei niedriger Drehzahl (vergrößerter Auswertebereich)

Der Flächenwandler zeigt sich hier durch die Störung unbeeinflusst. In [Abbildung 22](#) tauchen zwar ebenfalls Spitzen bei den Frequenzen 6, 9 und 12 Hz auf, allerdings stellt man im Vergleich mit [Abbildung 23](#) fest, dass diese tatsächlich Resultate der Schadensüberrollung sind, da sie beim Wälzlagerschaden nicht mehr zu finden sind.

An dieser Stelle lässt sich also festhalten, dass der niedrige Drehzahlbereich für den Vergleich der Sensoren ungeeignet ist, da sich im Signal des Beschleunigungssensors auf Grund elektromagnetischer Interferenzen „blinde“ Flecken befinden, die zu gravierenden Unsicherheiten bei der Auswertung führen. Der Flächenwandler sieht diese Störungen nicht oder nur so schwach, dass die Signalstärke des Schadens die Störung deutlich übersteigt.

Bei Vergrößerung des Auswertebereichs (siehe [Abbildung 24](#)) zeigt sich eine weitere Störgröße. Bei 100 Hz, also der doppelten Netzfrequenz, sieht man beim Beschleunigungssensor einen deutlichen Ausschlag. Es wird vermutet, dass es sich dabei um die gleichgerichtete Netzfrequenz des Umrichters handelt, gemeinhin als *Brummstrom* bekannt. Um diese Spitze herum findet man Seitenbänder im Abstand der zuvor beschriebenen Grundfrequenz der Störung. Hier ist nun auch die Grundfrequenz der Störung erkennbar, die im niedrigen Frequenzbereich kaum zu finden ist. Es handelt sich bei der Störung also um ein periodisches Signal, das sich auf die gleichgerichtete Netzfrequenz des Umrichters aufmoduliert.

5.2 Fehlersuche

Zur Optimierung der Messung wird intensiv nach der Störursache gesucht. Dabei werden folgende Unsicherheitsfaktoren überprüft:

- Leuchtstoffröhren der Laborbeleuchtung
- Bremse
- Motor
- Frequenzumrichter

Durch wechselnde Abschaltung der einzelnen Komponenten kann der Frequenzumrichter als alleinige Störquelle identifiziert werden. Es konnte bisher nicht abschließend geklärt werden, welche Vorgänge im Frequenzumrichter zu den oben beschriebenen Störfrequenzen führen. Es lässt sich jedoch bei Variation der Drehzahl feststellen, dass die Grundfrequenz der Störung und damit auch die Vielfachen zunehmen, je höher man die Drehzahl einstellt. Selbes kann durch Erhöhen der Last, also durch Vergrößerung des Bremsmoments oder Verstärkung der Riemenspannung, erreicht werden. Die Störung bei 100 Hz bleibt unabhängig von jeglicher Variation der Parameter gleich. Lediglich das Ausschalten des Frequenzumrichters eliminiert diese. Diese Maßnahme ist in [Abbildung 25](#) dargestellt. Interessant ist hier das Signal des Flächenwandlers. Auf Grund des vollständig stillstehenden Teststands liefert er keinerlei Signale aus mechanischen Schwingungen, wodurch nun auch hier Störfrequenzen bei 50 und 100 Hz erkennbar werden. Der Flächenwandler ist also keineswegs störungsfrei. Vielmehr liefert er bereits bei geringen Vibrationen, wie es beispielsweise bei 100 $\frac{1}{\text{min}}$ der Fall ist, schon derart starke Signale, dass die Störungen bei diesen langsamen Drehzahlen im Signalrauschen verschwinden.

Es ist nicht nachzuvollziehen, woher der Flächenwandler die Störungen empfängt, da in diesem Fall die Hauptstörquelle abgeschaltet ist. Die Tatsache, dass jedoch das größte Peak bei 50 Hz liegt, lässt darauf schließen, dass es sich hierbei um eine weitere Störquelle im Raum handelt, eventuell einfach ein Stromkabel, das ein anderes Gerät im Labor versorgt.

Diese Maßnahmen zeigen, dass der Frequenzumrichter Störfrequenzen in die Messung einbringt. Da sich dieser jedoch nicht ohne Weiteres ersetzen lässt, muss nach einer Möglichkeit zur Schirmung der Sensoren gesucht werden.

Zunächst wird der Messkoffer geöffnet und der dritte Pin von vier XLR-Steckbuchsen intern geerdet. Dies war zuvor nicht der Fall. Es wurden gezielt nur vier von zwölf Steckplätzen geerdet, um Vergleiche ziehen zu können. Des Weiteren werden die Schirmungen der Kabel selbst, die zuvor ebenfalls nicht angeklemt waren, auf den dritten Pin gelegt, sodass die Schirmung des Kabels nun mit der Erdung des Messkoffes verbunden ist. Zudem wird ein Potentialausgleich zwischen dem Teststand und dem Messkoffer gelegt. Dies erfolgt durch ein Kupferkabel, das auf der einen Seite an den Lagerbock und auf der anderen Seite an die Erdung des Messkoffers angeklemt wird. Die Messung wird wiederholt und zeigt für einen der drei getesteten Beschleunigungsaufnehmer deutliche Verbesserungen. Dieser zeichnet fortan keine Störungen mehr auf und wird für die weiteren Versuche als Referenz für den Flächenwandler genutzt.

In nächsten Schritt werden die Sensoren im EMV-Labor untersucht, um deren generelle Störempfindlichkeit und Schirmbarkeit auszuleuchten.

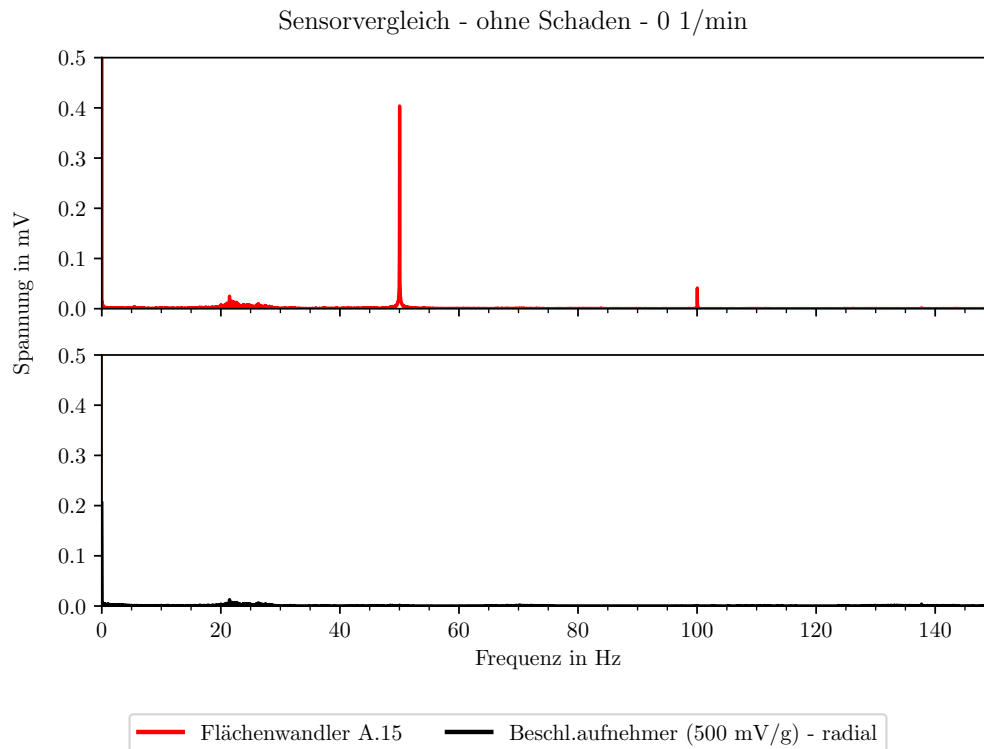


Abbildung 25: Signal eines Flächenwandlers und eines Beschleunigungssensors bei ausgeschaltetem Umrichter

5.3 Interferenzen durch elektromagnetische Wechselfelder

5.3.1 Versuchsaufbau

Im Labor für Kommunikationstechnik der Fakultät Elektrotechnik und Informatik wird ein Versuchsstand ([Abbildung 26](#)) zusammengestellt, mit dem sich anhand eines Frequenzgenerators, eines Verstärkers und einer Spule ein wechselndes Magnetfeld erzeugen lässt. Die Frequenzen können mit einem Oszilloskop visualisiert werden. Ein Magnetometer ermöglicht zudem die Messung der magnetischen Feldstärke. Die Sensoren werden auf einer Plexiglasscheibe direkt über der Spule platziert. Es werden willkürlich verschiedene Frequenzen im Bereich zwischen 37 Hz und 11.137 Hz eingestellt. Der Verstärker wird so reguliert, dass verschiedene Feldstärken von der Spule erzeugt werden. Dabei wird zunächst eine geringe Feldstärke von $0,1 \frac{\text{kA}}{\text{m}}$ angesteuert, anschließend die Werte $0,3 \frac{\text{kA}}{\text{m}}$ und $1,0 \frac{\text{kA}}{\text{m}}$ nach Richtlinie [26] und zuletzt die höchstmögliche Feldstärke, die der Verstärker bei gegebener Frequenz zulässt. Lediglich für die höchste Frequenz von 11137 Hz ergeben sich Abweichungen von dieser Systematik, da keine hohen Feldstärken mehr generiert werden können.

5.3.2 Ergebnisse der Versuche

Ein Blick in [Abbildung 27](#) zeigt, dass alle eingestellten Frequenzen im Spektrum gefunden werden können. Des Weiteren sind Peaks der Netzfrequenz von 50 Hz und ihrer Harmonischen zu erkennen. Aus den Untersuchungen lässt sich ableiten, dass beide Parameter, magnetische Feldstärke und Frequenz, erheblichen Einfluss auf das Signal des Flä-

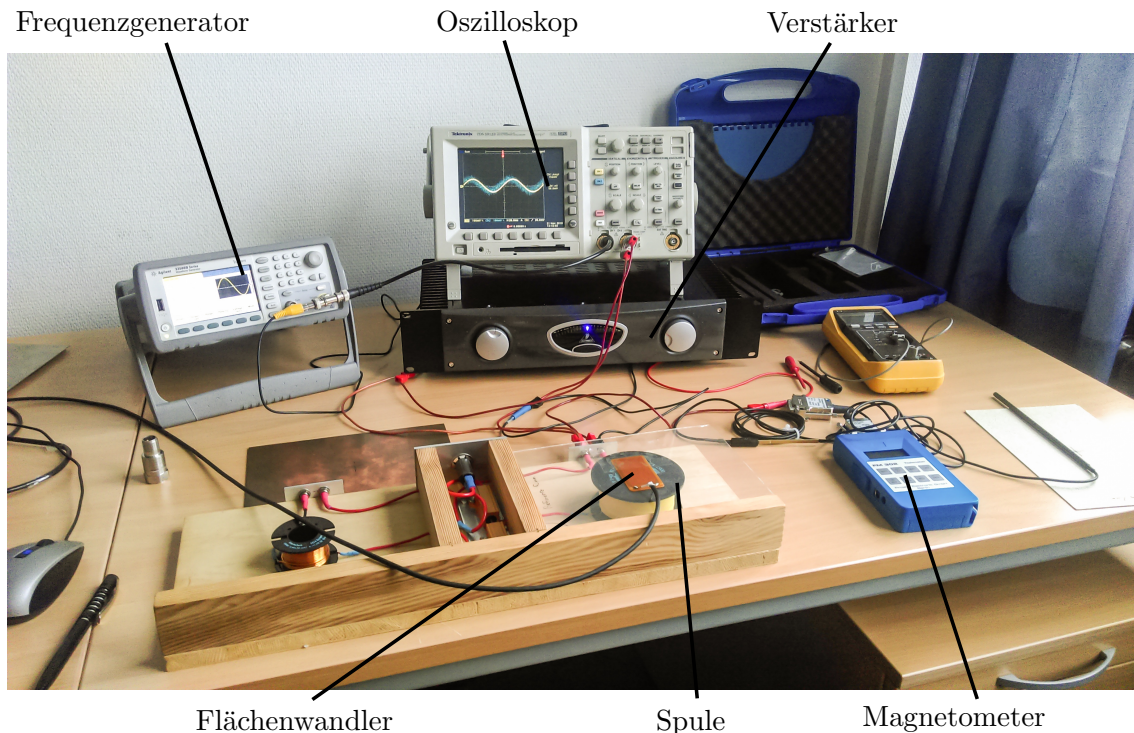


Abbildung 26: Aufbau und Komponenten des Prüfstands zur Erzeugung elektromagnetischer Wechselfelder

chenwandlers haben. Die Erhöhung eines der beiden Parameter führt zur Erhöhung der Signalspannung für die eingestellte Frequenz. Zur Reduzierung der elektromagnetischen Störungen werden Experimente mit elektromagnetischer Schirmung durchgeführt. Dabei kommt eine 1 mm dicke Mu-Metall Platte zum Einsatz, die zwischen Sensor und Spule platziert wird. Bei Mu-Metall handelt es sich um eine Weichmetalllegierung aus Nickel und Eisen, die eine hohe magnetische Permeabilität besitzt. Die magnetischen Feldlinien, die zuvor den Sensor durchdrungen haben, werden nun im Mu-Metall gebündelt und abgeleitet, so dass der Sensor in fast allen Fällen vollständig vor elektromagnetischen Störungen geschützt ist (Abbildung 28). Lediglich bei sehr hohen Feldstärken durchdringen noch wenige Feldlinien den Sensor (zu sehen bei 37 Hz und 137 Hz). Dies gründet auf der Sättigung des Mu-Metalls. Eine Alternative zu dieser Methode der Schirmung wurde in [11] durch das Fraunhofer Institut für schadensfreie Prüfung (IZFP) präsentiert. Dort wurden verschiedene Sensordesigns entwickelt und getestet. Das beste Design, welches aus diesen Untersuchungen hervorging, besteht aus zwei entgegengesetzt gepolten Piezokeramiken, die aufeinandergelegt werden. Eine Sammelelektrode zwischen den beiden Keramiken sowie zwei Sammelelektroden an den Außenseiten werden mit in die Kaptonummantelung einlaminiert. Diese Konfiguration führt zur Selbstschirmung und wurde von Fraunhofer IZFP für das weitere Projekt eingesetzt.

5.3.3 Fazit

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Flächenwandler nicht immun gegen elektromagnetische Störungen ist. Zwar sind die genierten Signale des Sensors selbst bei geringer Verformung so groß, dass Störfrequenzen im Spektrum kaum auffindbar sind, um

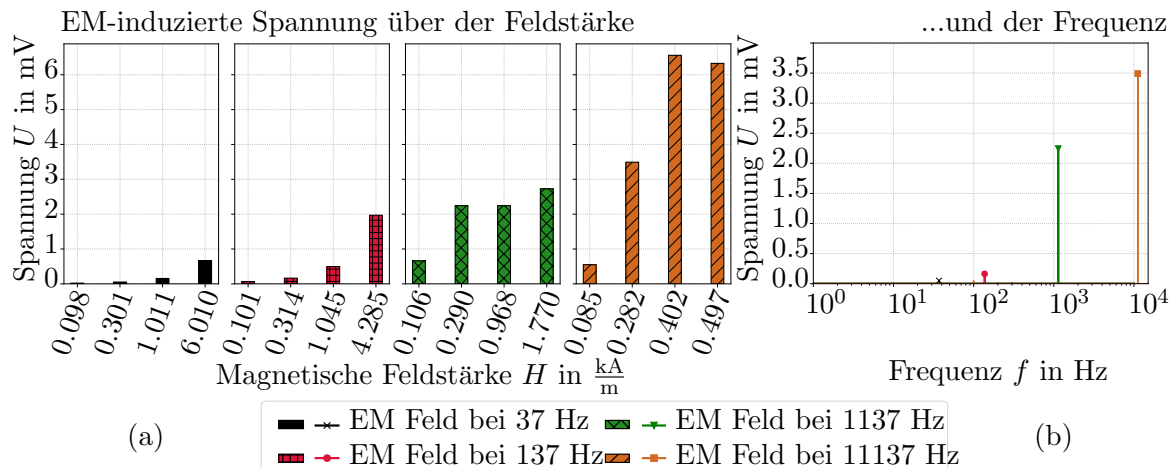


Abbildung 27: Elektromagnetisch induzierte Signalspannung als Funktion (a) der Feldstärke bei verschiedenen Frequenzen und (b) der Frequenz bei festgelegter Feldstärke von $H = 0,3 \frac{kA}{m}$ (vollständiges Spektrum bis 12.000 Hz)

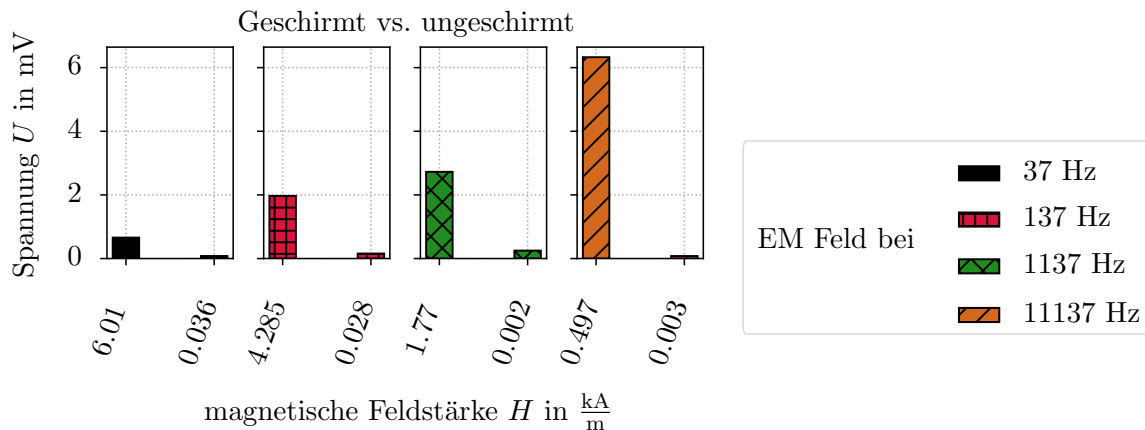


Abbildung 28: Vergleich eines geschirmten (rechter Balken) und eines ungeschirmten (linker Balken) piezoelektrischen Flächenwandlers bei verschiedenen elektromagnetischen Feldfrequenzen

jedoch sicher zu sein, dass man keine Störungen im Signal empfängt, ist es notwendig, den Sensor zu schirmen. Die Versuche mit Schirmungsmaterialien zeigten im Versuch bereits bei rudimentärer Anwendung sehr positive Effekte, weshalb davon ausgegangen wird, dass man in jeglichem Anwendungsfall durch ein geeignetes Schirmungskonzept ein störungsfreies Signal erzeugen kann.

6 Zustandsüberwachung schadhafter Lager

Zur Feststellung der Vergleichbarkeit des Flächenwandlers mit Beschleunigungssensoren wurden Untersuchungen an einem Lehrprüfstand der HAW Hamburg durchgeführt. Dieser Prüfstand der Firma *G.U.N.T. Gerätebau GmbH* besteht im Wesentlichen aus einem Antriebsstrang, der anhand diverser Bausätze umgebaut oder ergänzt werden kann. Auf diese Weise lassen sich verschiedene Versuche präparieren und die Auswirkungen der einzelnen Komponenten in Hinsicht auf Leistung, Geräuschentwicklung und Bauteilschwingung analysieren.

Einer der Bausätze beinhaltet sechs Radialrillenkugellager, von denen fünf Lager verschiedene Vorschädigungen besitzen. Dazu gehören Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschäden, eine Kombination dieser drei Schäden sowie ein stark verschlissenes Lager. Die geometrischen Eigenschaften des Lagers sind in [Tabelle 8](#) aufgeführt, die eingebrachten Schädigungen finden sich in [Tabelle 9](#).

Tabelle 8: Eigenschaften der Wälzlager des Gunt-Prüfstands

Lager	Radialrillenkugellager
Typ	6004
Außendurchmesser	42 mm
Innendurchmesser	20 mm
Breite	12 mm
Kugeldurchmesser	6,35 mm
Anzahl der Kugeln	9

Tabelle 9: Schädigungsarten der Lager

Lager	Schaden
A	ohne Schaden
B	Außenringschaden
C	Innenringschaden
D	Wälzkörperschaden
E	Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschaden
F	Verschleiß

6.1 Präparierung der Lagerböcke

Die Aufgaben der zwei Lagerböcke des Teststands werden klar unterteilt. Der motornaher Lagerbock wird mit einem elastischen Lager ausgestattet, das Rillenkugellager befindet sich also in einem Gummiring, der den von der Kupplung induzierten Schwingungen ausreichend Spiel zur Verfügung stellt. Das Lager wird als Festlager ausgelegt, sodass es

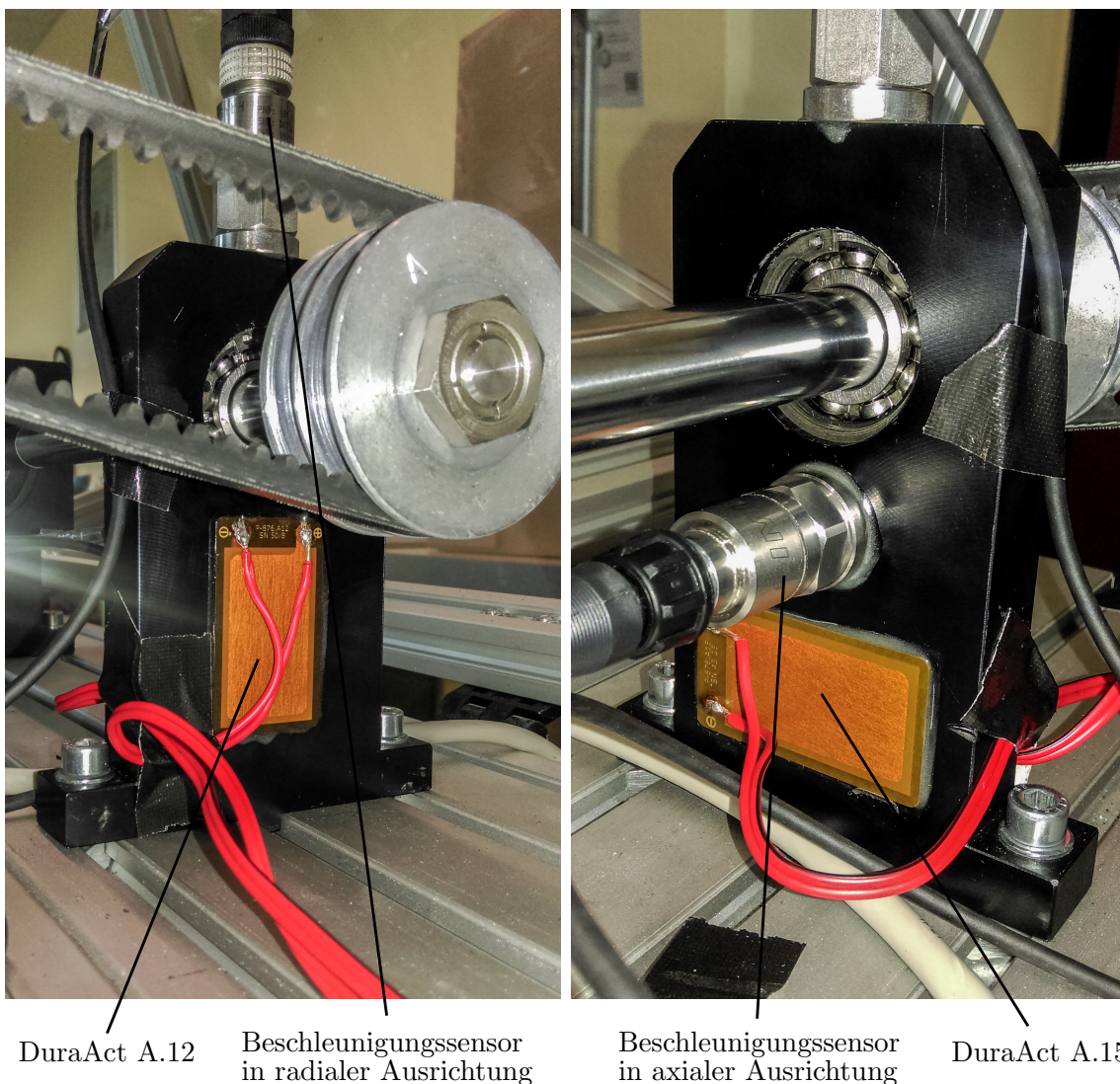
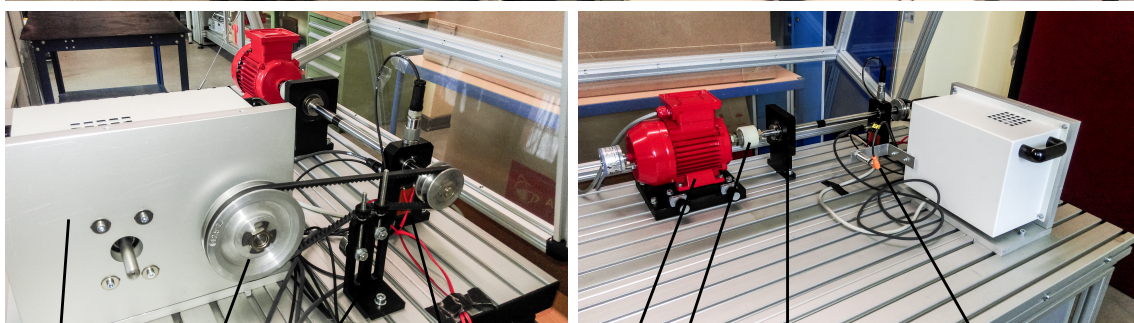


Abbildung 29: *links*: Vorderansicht des Lagerbocks mit Blick auf den DuraAct A.12 Flächenwandler und den radialen Beschleunigungssensor; *rechts*: Hinteransicht mit Blick auf den DuraAct A.15 Flächenwandler und den axialen Beschleunigungssensor

abgesehen vom elastischen Spiel keine größere axiale Verschiebung erlaubt. Der zweite Lagerbock, der weiter vom Motor entfernt aufgebaut ist, trägt das Loslager. Dieses Rillenkugellager lässt sich im Laufe des Versuchs durch verschiedene vorgeschädigte Lager auswechseln. Der Lagerbock wird mit vier Sensoren ausgestattet, zwei Flächenwandlern und zwei Beschleunigungssensoren. Da die Flächenwandler eine zu große Grundfläche besitzen, um oben auf den Bock geklebt zu werden, müssen die Vorder- und Rückseite zur Anbringung dienen. Ein Beschleunigungssensor wird mittig auf der Oberseite des Lagerbocks angebracht. Dieser sitzt also direkt in der Einflusszone des Schadens. Es ist zu erwarten, dass die besten Signale an dieser Messposition erzielt werden. Ein zweiter Beschleunigungssensor wird an der Rückseite des Lagerbocks, oberhalb des *DuraAct A.15* angeschraubt. Dieser soll Aufschluss über den Einfluss der Sensorausrichtung ermöglichen.



mit der Welle und gleicht dabei kleinere Achs- bzw. Winkelversätze aus. Der Aufbau des Teststands wird in [Abbildung 30](#) gezeigt.

Einstellmöglichkeiten und Auswahl

Der Motor lässt sich in einem Drehzahlbereich von etwa $85 \frac{1}{\text{min}}$ bis $2200 \frac{1}{\text{min}}$ betreiben. Für die Versuche werden Drehzahlen im Bereich zwischen $100 \frac{1}{\text{min}}$ und $1500 \frac{1}{\text{min}}$ gewählt. Durch diese Auswahl sollen sowohl geringe als auch hohe Fehlerwiederholffrequenzen und schwache sowie kräftige Schadensimpulse analysiert werden.

Für die erste Inbetriebnahme des Testsands wird die Antriebseinheit ohne Riemen aktiviert. Bereits unter diesen Umständen lassen sich Fehlerfrequenzen erkennen. Zur Stärkung der Signale kann eine Querkraft in Form eines Riemetriebes eingebracht werden. Die Spannung des Riemens lässt sich, wie bereits beschrieben, durch eine Vorspanneinrichtung verstellen. Mit Hilfe eines Riemenspannungsmessgerätes wird die Riemenspannung bzw. die Zugkraft des Riemens zunächst auf 50 N und anschließend in 20 N-Schritten bis 130 N eingestellt. Die Erwartung bestätigt sich: Je stärker der Riemen gespannt wird, desto größer werden die gemessenen Peaks der Fehlerfrequenzen im Amplitudenspektrum. Die Vorspannung auf 50 N reicht für die Auswertung jedoch aus und wird für die gesamte nachfolgende Versuchsreihe beibehalten. Bei dem verwendeten Riemen handelt es sich um einen Schmalkeilriemen des Typs *SPZ* mit einer Länge von 912 mm.

Die Bremse lässt sich zwischen 0 Nm und 3 Nm einstellen. Sehr gute Laufruhe wird bereits bei einem Bremsmoment von 2 Nm erreicht. Diese Einstellung wird für den restlichen Test nicht verändert.

6.3 Berechnung der Schadensüberrollungen und der Riemenfrequenz

Die Schadensüberrollfrequenzen lassen sich nach Wirth [27] aus den nachfolgenden Formeln berechnen.

Außenringüberrollfrequenz

$$AR = \frac{1}{2}nz \left(1 - \frac{D_W}{D_T} \cos \alpha_B \right) \quad (86)$$

Innenringüberrollfrequenz

$$IR = \frac{1}{2}nz \left(1 + \frac{D_W}{D_T} \cos \alpha_B \right) \quad (87)$$

Käfigrotationsfrequenz

$$KR = \frac{1}{2}n \left(1 - \frac{D_W}{D_T} \cos \alpha_B \right) \quad (88)$$

Wälzkörperrotationsfrequenz

$$WK_n = \frac{1}{2}n \frac{D_T}{D_W} \left[1 - \left(\frac{D_W}{D_T} \cos \alpha_B \right)^2 \right] \quad (89)$$

Wälzkörperüberrollfrequenz

$$WK = 2WK_n \quad (90)$$

Riemenwiederholfrequenz

$$RF = n \frac{2\pi D_{Rs}}{l_R} \quad (91)$$

Hierbei werden neben der Drehzahl n und den geometrischen Größen der Wälzlager (Wälzkörperdurchmesser D_W , Teilkreisdurchmesser D_T , Anzahl der Wälzkörper z und bei Schrägkugellagern Betriebsdruckwinkel $\cos \alpha_B$) auch der Durchmesser der Riemenscheibe D_{Rs} und die Länge des Riemens l_R benötigt.

Zur detaillierteren Schadensdiagnose liefert Hacke in [28] in Anlehnung an Geropp [29] eine Tabelle, die sämtliche Möglichkeiten auftauchender Seitenbänder aufführt. Diese Varianten werden zur Diagnose der verschiedenen Wälzlagerschäden berechnet und in der Auswertung der Spektren graphisch in Form verschiedenfarbiger Frequenzbänder dargestellt.

6.4 Getestete Sensoren

Im Laufe der Untersuchungen wurden fünf verschiedene Sensoren getestet, drei Beschleunigungssensoren, die als Referenz dienen sollen sowie zwei Flächenwandler. Die Flächenwandler unterscheiden sich lediglich in der Schichtdicke der Piezokeramik. Ihre Abmessungen wurden bereits in **Tabelle 3** aufgeführt. Weitere Details sind dem Produktdatenblatt [20] zu entnehmen.

Die Beschleunigungssensoren werden in **Tabelle 10** eingeführt.

Tabelle 10: Eigenschaften der Beschleunigungssensoren

Hersteller	Bezeichnung	Empfindlichkeit	Resonanz	Abkürzung
		in $\frac{\text{mV}}{g}$	in Hz	
IMI Sensors	601A02	500	16.000	A2
IMI Sensors	608A11	100	22.000	A11
ACIDA GmbH	AC101.51-500	500	16.000	AC500

Bereits in den ersten Versuchen mit den Beschleunigungssensoren hat sich gezeigt, dass es einen gravierenden Unterschied in der Amplitude der zwei *IMI*-Sensoren gibt. Der A11-Sensor mit der geringen Empfindlichkeit liefert deutlich schwächere Signale. Seinen Vorteil, höherfrequente Schwingungen erfassen zu können, kann er in der Untersuchung nicht ausspielen. Auf Grund der qualitativen Ähnlichkeit der Signale der beiden *IMI*-Sensoren im niedrigen Frequenzbereich wurden die Versuche zunächst nur noch mit dem A2-Sensor sowie dem *ACIDA*-Sensor durchgeführt. Auf Grund elektromagnetischer Störungen, die für den A2-Sensor nicht eliminiert werden konnten, kam schließlich nur noch der *ACIDA*-Sensor zum Einsatz. Die Signale der beiden Flächenwandler sind sehr ähnlich. Sie unterscheiden sich lediglich in der Amplitude, nicht jedoch in der qualitativen Signalzusammensetzung. Der Übersichtlichkeit halber werden daher nachfolgend nur die Signale des *DuraAct A.15* für den Vergleich mit dem Beschleunigungssensor aufgeführt.

6.5 Probleme während der Messung und Lösungsansätze

Während der Messkampagne fiel auf, dass besonders im niedrigen Drehzahlbereich bei geringen Frequenzen sowie bei 50 Hz respektive 100 Hz Peaks auftreten, die nicht durch bewegliche Komponenten begründbar sind. Zwar variieren die Frequenzen mit zunehmender Drehzahl sowie Last, allerdings lässt sich kein direkter bzw. reproduzierbarer mathematischer Zusammenhang ableiten. Erst nach Ausschalten des Frequenzumrichters verschwinden diese Frequenzen, was darauf hindeutet, dass es sich um elektromagnetische Störfrequenzen des Umrichters handelt. Das Thema wird in [Abschnitt 5](#) tiefergehend behandelt.

Diverse Lösungsansätze, darunter Variation der Kabel, Erdung der Messmodule und Schirmung der Sensoren wurden getestet, um die Messung störungsfrei zu bekommen. Es konnte jedoch nicht für alle Sensoren eine vollständig umsetzbare Lösung gefunden werden, sodass die Störungen bei zwei der drei Sensoren im Signal verbleiben. In diesen beiden Fällen wird besonders auf diese Störungen geachtet, sodass keine Fehlinterpretation getätigt wird. In höheren Drehzahlbereichen sind die Schadenssignale so stark, dass die Störungen in den Hintergrund verdrängt werden und im Spektrum kaum noch auszumachen sind. Einzige Ausnahme bilden dort die Netzfrequenz sowie die doppelte Netzfrequenz, die auch in diesen Drehzahlbereichen noch eindeutig zu erkennen sind. Diese werden als „blinde“/ Bereiche behandelt und in der Auswertung als solche berücksichtigt.

Für den Sensor der Marke *ACIDA* ließ sich durch Kabelschirmung und Potentialausgleich zwischen Teststand und Messkoffer sowie einiger Anpassungen an der Verkabelung der Messmodule im Messkoffer eine Konfiguration finden, unter der keinerlei Störungen mehr im Signal verbleiben. Diese dient als Referenz für den Vergleich mit den Flächenwandlern, weshalb nachfolgend vorwiegend dieser Sensor aufgeführt wird. Es soll jedoch angemerkt werden, dass der Sensor *IMI 601A02* abgesehen von der Störung bei der doppelten Netzfrequenz ebenfalls sehr gute Ergebnisse liefert, jedoch erst ab einer Drehzahl von $200 \frac{1}{\text{min}}$.

6.6 Hochlaufversuche

Im Rahmen der Untersuchung werden verschiedene Auswertemethoden genutzt. Zunächst werden unterschiedliche Lager in den Lagerbock eingebaut und unter zunehmender Drehzahl vermessen. Die Schritte werden hierbei auf $100 \frac{1}{\text{min}}$ festgelegt im Bereich von 0 Hz bis 1500 Hz.

Diese Hochlaufversuche veranschaulichen sehr gut, wie die Signalspannung mit der Drehzahl zunimmt. Der Schadensimpuls wird größer, die Piezokeramik wird stärker verformt und die erzeugte Spannung steigt. Bei den Beschleunigungssensoren kommt die bauteilintegrierte Verstärkung (*IEPE* bzw. *ICP*) hinzu. Zudem lassen sich Vergleiche verschiedener Sensoren der gleichen Messung ziehen. In Gegenüberstellung von [Abbildung 31](#) und [Abbildung 32](#) sieht man die elektromagnetischen Interferenzen durch die doppelte Netzfrequenz („Brummstrom“) beim Sensor *IMI 601A02* sehr deutlich. Diese treten auch als Harmonische weiter auf. Der *ACIDA AC101.51-500*-Sensor dagegen überträgt nahezu keine Störungen. Im restlichen Vergleich sind für beide Sensoren sehr gute Ergebnisse erkennbar. Die Amplituden des *IMI 601A02* sind etwas stärker als die des *ACIDA AC101.51-500*. Der Vergleich zwischen dem Beschleunigungssensor *ACIDA AC101.51-500* und dem Flächenwandler *PI Ceramic P-876.A15* erfolgt anhand des Lagers B ([Abbildung 33](#) und [Abbildung 34](#)). Die Informationsfülle des Flächenwandlers fällt sofort ins Auge. Während der Beschleunigungssensor wenige, aber klare Ausschläge erzeugt, erfasst der Flächenwandler eine deutlich größere Anzahl angeregter Frequenzen, was auf den ersten Blick eine Auswer-

6 Zustandsüberwachung schadhafter Lager

tung schwieriger gestaltet. Es ist jedoch auch zu sehen, dass im niedrigen Drehzahlbereich, in dem man bei den Beschleunigungssensoren sehr geringe Signale erhält, der Flächenwandler bereits stark ausgeprägte Ausschläge besitzt. Bei höheren Drehzahlen dagegen stagnieren die Amplituden des Flächenwandlers, während sie beim Beschleunigungssensor stetig zunehmen. Dieses Phänomen wiederholt sich in [Abbildung 35](#) und [Abbildung 36](#) bei Lager E. Eine detaillierte Analyse der einzelnen Drehzahlen folgt in Kapitel [6.7](#).

6 Zustandsüberwachung schadhafter Lager

Lager mit Innenringschaden - AC500

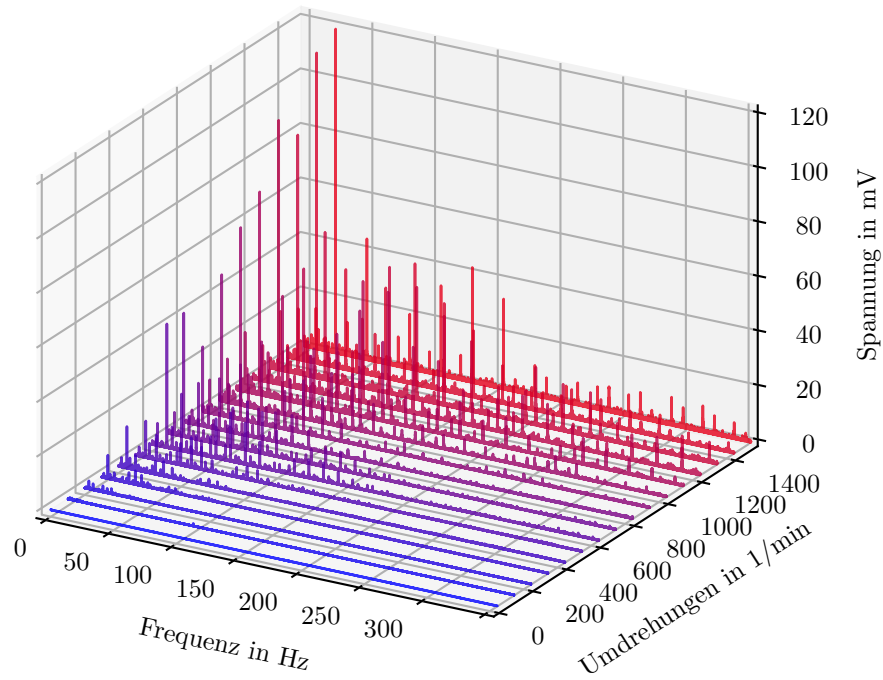


Abbildung 31: Lager mit Innenringschaden im Hochlauf; eingesetzter Beschleunigungssensor: *ACIDA AC101.51-500*

Lager mit Innenringschaden - A2

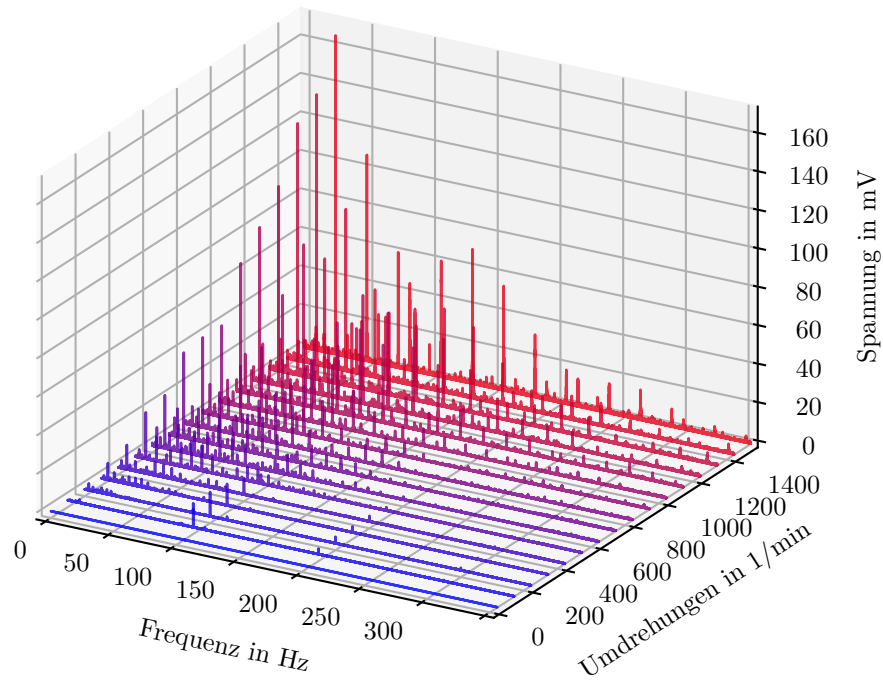


Abbildung 32: Lager mit Innenringschaden im Hochlauf; eingesetzter Beschleunigungssensor: *IMI Sensors 601A02*

6 Zustandsüberwachung schadhafter Lager

Lager mit Außenringsschaden - AC500

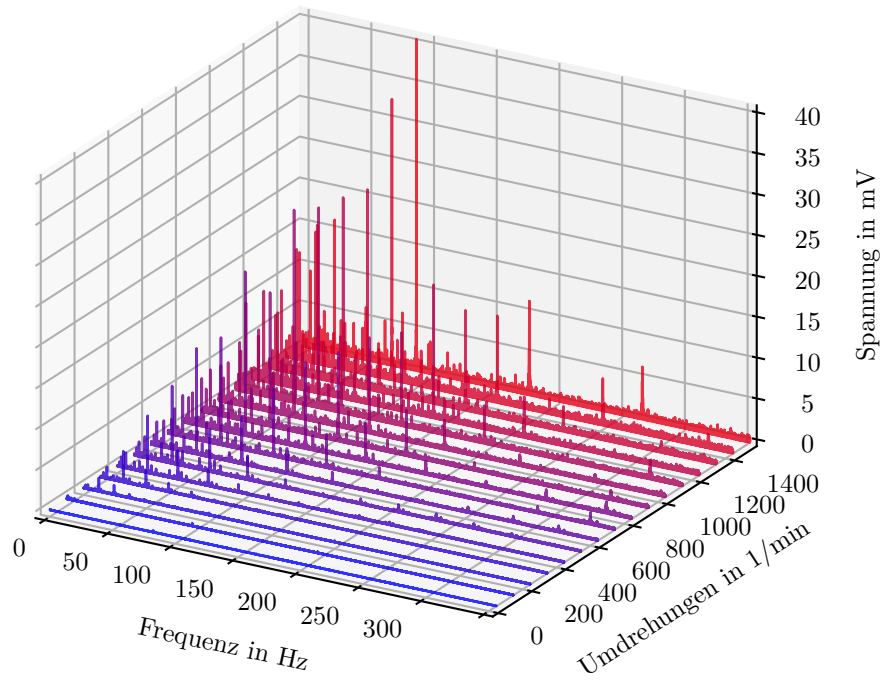


Abbildung 33: Lager mit Außenringsschaden im Hochlauf; eingesetzter Beschleunigungs-sensor: ACIDA AC101.51-500

Lager mit Außenringsschaden - DA A.15

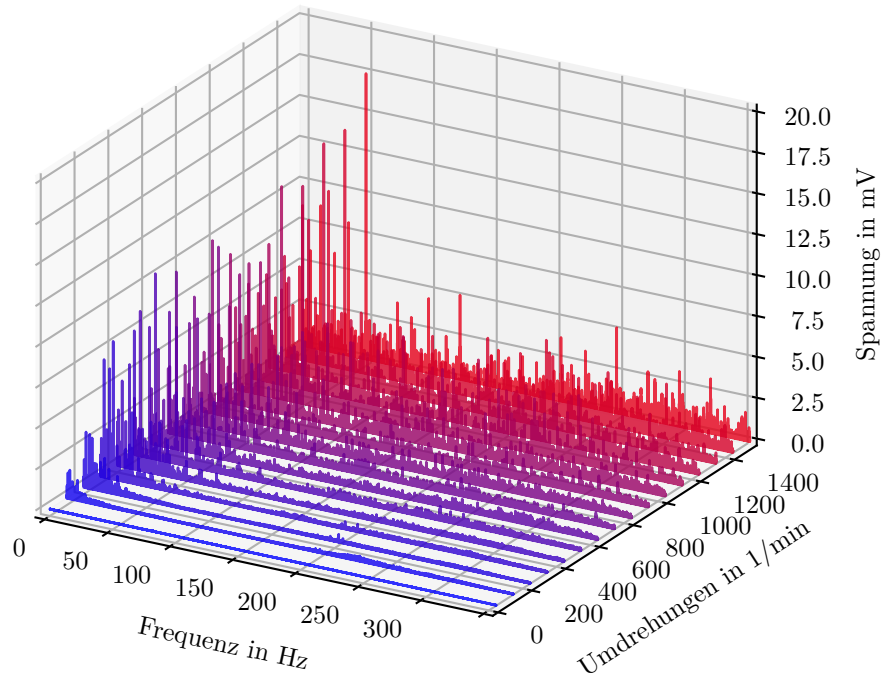


Abbildung 34: Lager mit Außenringsschaden im Hochlauf; eingesetzter Flächenwandler: PI Ceramic P-876.A15

6 Zustandsüberwachung schadhafter Lager

Lager mit Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschaden - AC500

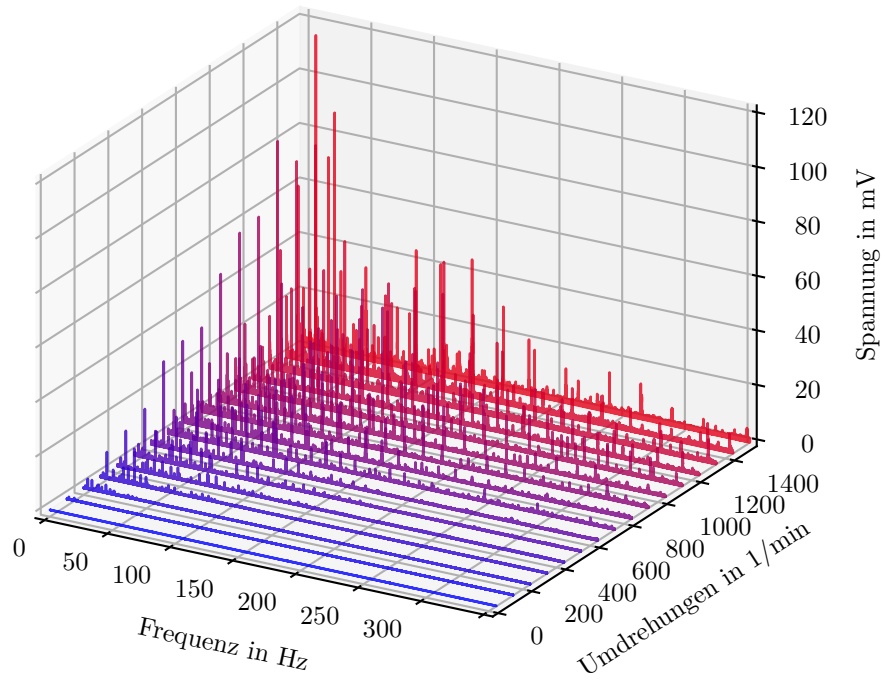


Abbildung 35: Lager mit Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschaden im Hochlauf; eingesetzter Beschleunigungssensor: *ACIDA AC101.51-500*

Lager mit Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschaden - DA A.15

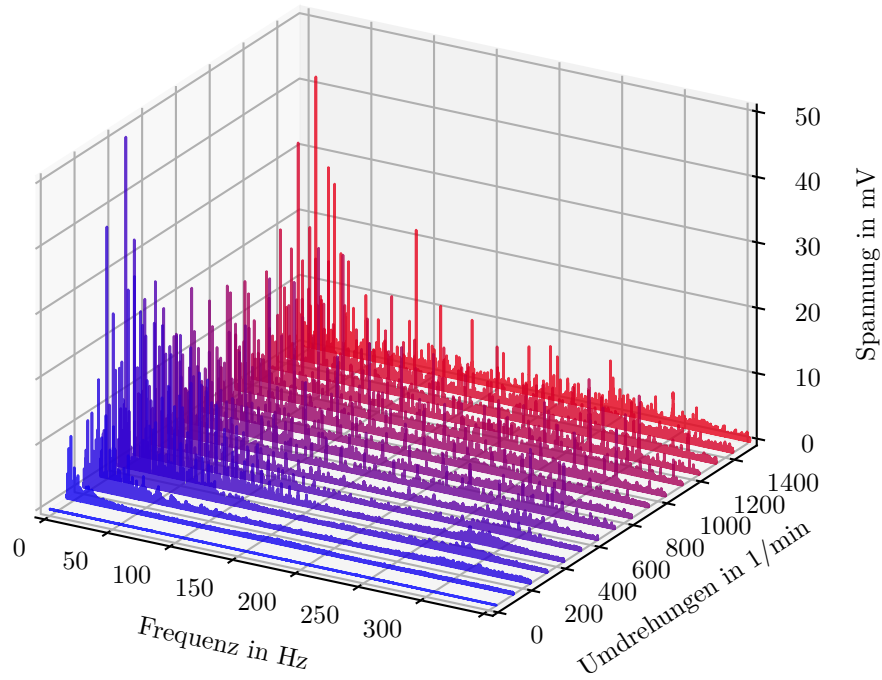


Abbildung 36: Lager mit Außenring-, Innenring- und Wälzkörperschaden im Hochlauf; eingesetzter Flächenwandler: *PI Ceramic P-876.A15*

6.7 Detailbetrachtung einzelner Schäden und Drehzahlen

Die zuvor beschriebenen Hochlaufversuche geben einen guten Überblick über die Entwicklung der Signale bei Erhöhung der Drehzahl. In diesem Abschnitt werden einzelne Drehzahlen detaillierter inspiziert. Erst in der Betrachtung eines einzelnen Amplitudenspektrums ist ein Abgleich der auftretenden Peaks mit den in Kapitel 6.3 berechneten Schadensüberrollfrequenzen möglich. Es wurden zahlreiche Spektren erzeugt. Jeder Hochlauf beinhaltet 16 Einzelmessungen. Die Hochläufe wurden mit jedem Beschleunigungssensor und jedem Lager durchgeführt. Zum Teil wurden zudem die Riemenvorspannung und das Bremsmoment variiert. Der Übersicht halber werden nicht alle Plots in diesem Bericht aufgeführt. Berechnete Schadensüberrollfrequenzen sind als Bereiche farblich markiert. Treten Peaks innerhalb dieser Bereich auf, ist davon auszugehen, dass es sich um eine Überrollfrequenz des Schadens handelt. Da bereits bekannt ist, welche Schäden in den jeweiligen Lagern auftreten, werden nur diese Schäden eingefärbt. Auch diese Maßnahme soll der Übersichtlichkeit dienen.

Auswertung des Sensorvergleichs In der Gegenüberstellung der beiden Sensortypen (Abbildung 37(a)) lassen sich eindeutige Unterschiede erkennen. Der erste Unterschied wurde bereits zuvor genannt, die differente Signalstärke bei niedrigen und hohen Drehzahlen. Weitere Unterschiede lassen sich abhängig vom eingesetzten Lagerschaden feststellen. Beim Innenringschaden lassen sich die Innenringüberrollfrequenz, deren erste Harmonische und mehrere Seitenbänder im Spektrum identifizieren. Dies ist für beide Sensoren der Fall. Es sticht dabei heraus, dass der Flächenwandler eine detailliertere Signaltiefe und hohe Signalspannungen bei niedrigen Drehzahlen, und dementsprechend schwächeren Impulsen, besitzt. Die erste Harmonische des Schadens, die beispielsweise bei 200 1/min noch eindeutig erkennbar ist, verschwindet im hohen Drehzahlbereich. Der Beschleunigungssensor dagegen liefert eine stetige Zunahme der Signalspannung und des Detailgrads.

Der Außenringschaden wird vom Flächenwandler nur schwach erkannt (Abbildung 37(b)). Die Signalspannungen sind ungewöhnlich niedrig ($< 2\text{mV}$), selbst bei hohen Schadensimpulsen. Dennoch ist das Signal vorhanden und der Schaden diagnostizierbar. Der Beschleunigungssensor hat ebenfalls sehr niedrige Spannungen bei geringen Drehzahlen, der Schaden ist jedoch eindeutig im Spektrum zu sehen. Die niedrigen Spannungen bei beiden Sensoren deuten darauf hin, dass es sich um einen kleinen Schaden handelt. Bei Erhöhung der Drehzahl nimmt beim Beschleunigungssensor auch die abgegebene Signalstärke zu.

Der Wälzkörperschaden ist im Spektrum beider Sensoren nicht zu finden, bzw. nur sekundär, in Form der Käfigrotation, die von beiden Sensoren mit mehreren Harmonischen aufgezeichnet wird. Eine eindeutige Zuordnung des Schadens ist daher nicht möglich. Es wird vermutet, dass der Schaden nicht direkt überrollt wird, sondern nur den Käfig streift und diesen dadurch anregt. Dieses Phänomen wiederholt sich bei dem Lager, das die Kombination der drei Schadensformen enthält (Abbildung 37(c)). Dort werden Innen- und Außenringschaden erkannt, auch der Käfig findet sich im Spektrum, der Wälzlagerschaden jedoch nicht.

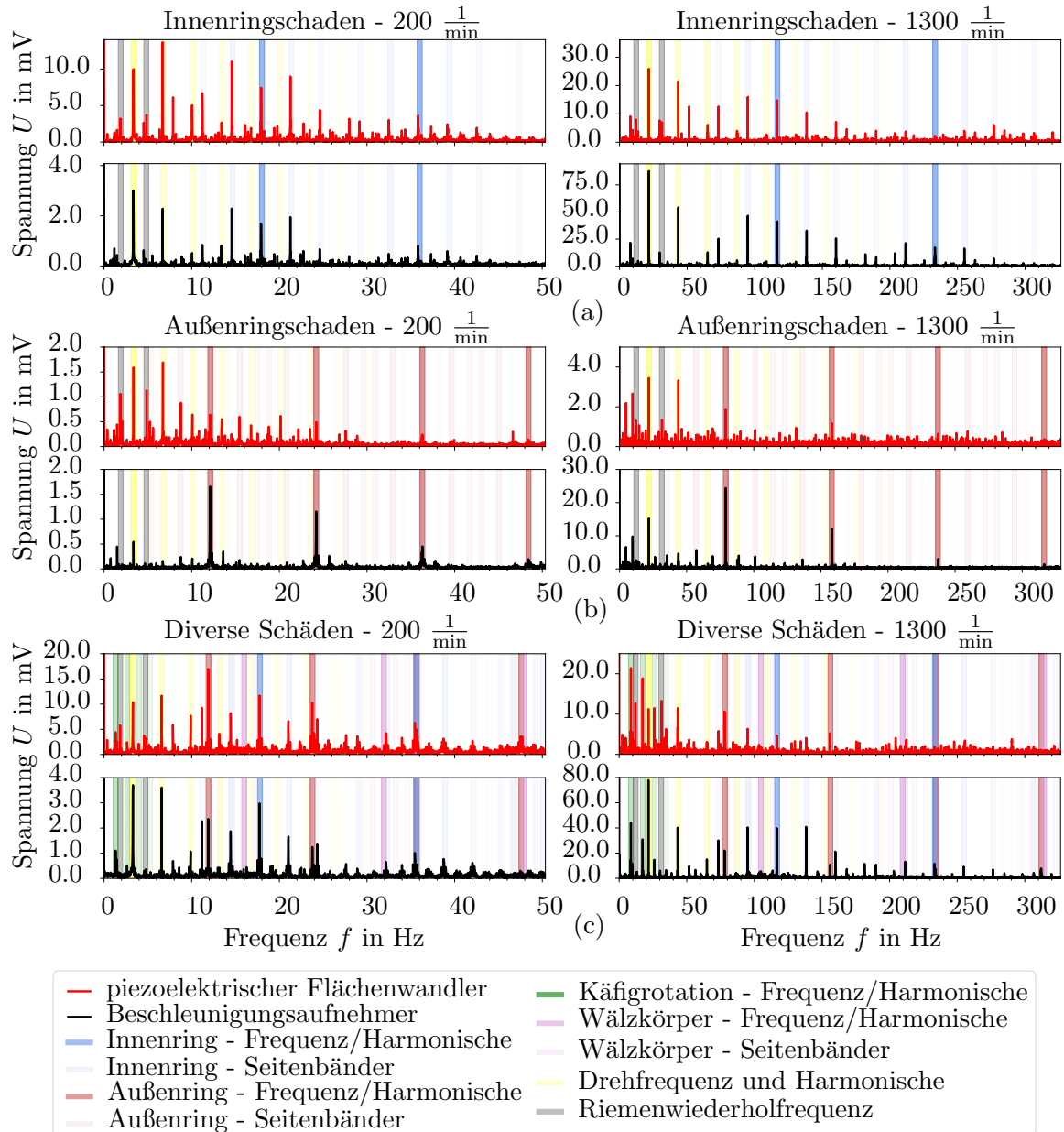


Abbildung 37: Schadensspektren (a) eines Innenringschadens, (b) eines Außenringschadens und (c) eines Wälzlagers mit Innenring-, Außenring- und Wälzkörperschaden, jeweils gemessen durch einen Beschleunigungsaufnehmer mit einer Empfindlichkeit von $500 \frac{\text{mV}}{g}$ und einer Grenzfrequenz von 16 kHz sowie durch einen piezoelektrischen Flächenwandler mit einer Keramikschichtdicke von $500 \mu\text{m}$ der Keramik PIC255

6.8 Vorteile und Nachteile des Flächenwandlers

Wie aus den vorangegangenen Analysen hervorgeht, bringt der Flächenwandler verschiedene Vor- und Nachteile mit sich, die nun erläutert werden sollen.

Vorteile Als klarer Vorteil ist zu verzeichnen, dass der Flächenwandler ohne einen Ladungsvorverstärker auskommt und dennoch eindeutige Signale produziert. Diese Fähigkeit verdankt er der großen piezokeramischen Grundfläche und der dementsprechend hohen Ladungsausbeute bei Verformung. Diese Tatsache führt, wie in [Abschnitt 5](#) beschrieben, dazu, dass bereits bei geringer Verformung durch schwache Impulse Signale produziert werden, die so stark sind, dass die vorhandenen elektromagnetischen Störfrequenzen, die im Stillstand noch sichtbar sind, bei Anschalten des Motors im Signalrauschen verschwinden. Es ist davon auszugehen, dass durch gezielte Schirmung des Sensors mit beispielsweise Mu-Metall eine zusätzliche Verbesserung erreicht werden kann, sodass selbst im Stillstand keine Störungen aufgezeichnet werden.

Des Weiteren sind die geringe Baugröße und die Verformbarkeit des Sensors hervorzuheben. Der Sensor nimmt im unbearbeiteten Zustand (keine Schirmung, keine Zusatzelektronik) zwar etwa die doppelte Fläche eines Beschleunigungssensors ein, ist jedoch sehr flach. Ein Einbau an schwer zugänglichen Orten mit geringem Bauraum oder engen Spaltmaßen ist daher denkbar. Auch leicht gekrümmte Flächen können durch die Einlaminierung der Piezokeramik in Kapton und die damit einhergehende Flexibilität als Trägerfläche genutzt werden.

Ogleich die Schadenüberrollfrequenzen bei hohen Drehzahlen beim Beschleunigungssensor stärker ausgeprägt sind, liefert der Flächenwandler gute Signale. Besonders hervorzuheben ist hier die Signalvielfalt. Bereits bei geringen Drehzahlen sieht der Flächenwandler durch die Verformung des Lagerbocks die Riemenumlauffrequenz. Diese Information bleibt dem Beschleunigungssensor verborgen.

Ein weiterer Vorteil des piezoelektrischen Flächenwandlers, der in diesem Projekt jedoch nur nebensächlich betrachtet wurde, ist die Fähigkeit, als Mikrogenerator Leistungen bis in den mV-Bereich zur Verfügung zu stellen. Diese Fähigkeit wird gemeinhin als *Energy Harvesting* bezeichnet und liefert die Grundlage eines selbstversorgenden Sensorsystems. In der Forschung wurden bereits zahlreiche Projekte umgesetzt, die solche Sensoren als Mikrogeneratoren nutzen. Einen kleinen Überblick liefert [Anhang A](#).

Nachteile Bei der in [Abschnitt 5](#) umgesetzten Untersuchung der elektromagnetischen Verträglichkeit wurde festgestellt, dass der Sensor ohne Einwirkung mechanischer Verformung, also im Stillstand, im direkten Vergleich zum getesteten Beschleunigungssensor die Störfrequenzen stärker wiedergibt. Hier soll jedoch erwähnt werden, dass der Beschleunigungssensor bereits ein schirmendes Gehäuse besitzt, der Flächenwandler hingegen ungeschirmt ist. Ein sinnvolles Schirmungskonzept ist ratsam.

Der Beschleunigungssensor der Fa. *ACIDA GmbH* liefert besser auswertbare Signale als der Flächenwandler. Die Amplituden der Schadenüberrollfrequenzen sind beim Flächenwandler weniger stark ausgeprägt. An dieser Stelle muss weitere Arbeit in die Optimierung der Auswertung gesteckt werden. Dies war im Rahmen des Projekts nicht vorgesehen und wurde nicht umgesetzt. Eine Erkennung der Schäden ist im Versuch mit den einfachen Methoden der umgesetzten Signalanalyse dennoch möglich gewesen. Eine Alternative dazu wäre die Optimierung des Sensors selbst, beispielsweise durch die Entwicklung eines Sensorknotens mit einem Ladungsvorverstärker, der die anliegende Spannung erträgt und verstärken kann. Es ist zu erwarten, dass das Signal-Rausch-Verhältnis somit deutlich verbessert werden kann.

7 Fazit des Projekts

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der Flächenwandler zwar in den Untersuchungen nicht als eindeutiger Gewinner hervorgeht, jedoch alle Fehler erkennt, die auch der Beschleunigungssensor sieht. Besonders bei niedrigen Drehzahlen produziert er starke Signale.

Elektromagnetische Störungen werden vom Sensor aufgenommen und verfälschen das Signal. Diese Störungen sind im Versuch des direkten Vergleichs mit den Beschleunigungssensoren jedoch so gering, dass sie bereits bei schwachen Vibrationen durch Betrieb des Prüfstands vom Messrauschen übertönt werden. Erst wenn der Sensor starken elektromagnetischen Feldern ausgesetzt wird, wie es bei den Untersuchungen der elektromagnetischen Verträglichkeit der Fall ist, finden sich auch hohe Störsignalspannungen im Spektrum. Die Störungen können durch gezielte Schirmung sehr gut abgeschirmt werden. Für die Entwicklung eines industriell genutzten Flächenwandlers wird somit ein Schirmungskonzept empfohlen. Ein alternatives Schirmungskonzept nach [11] wurde ebenfalls beschrieben.

Der thermische Einfluss zeigt im Bereich von -40 °C bis $+80\text{ °C}$ in Hinsicht auf die elektromechanische Energiewandlung kaum Einfluss. Die vorhandenen linearen Änderungen der Signalspannung können vollständig auf die Effekte der temperaturinduzierten Vorbiegung und der damit einhergehenden relativen Dehnungsänderung sowie der Änderung der Eigenfrequenz des Werkstoffverbundes zurückgeführt werden. Die Erkenntnis deckt sich mit weiteren wissenschaftlichen Untersuchungen [8].

Abschließend wird darauf hingewiesen, dass Beschleunigungssensoren bereits seit über 50 Jahren beforscht und weiterentwickelt werden [30], während Flächenwandler, in der Form, wie sie in diesem Projekt untersucht wurden, erst in den 1990ern und 2000ern in Patenten auftauchen [31], [32]. Der Entwicklungsstand ist dem der Beschleunigungssensoren also noch nicht ebenbürtig. Eine Optimierung des Sensors sowie eine Anpassung der Auswertemethoden auf dessen Stärken scheint daher möglich und lohnend.

In zukünftigen Forschungsprojekten sollte die Fähigkeit des Sensors, elektrische Energie aus mechanischer Schwingung zu erzeugen, detailliert untersucht werden. Dabei ist besonders interessant, wie viel Leistung aus der mechanischen Verformung und Vibration generiert werden kann. Darauf aufbauend kann ein autarker Sensorknoten entwickelt werden, der sich kabellos auch an schwer zugänglichen Orten installieren lässt und Informationen per Funk übermittelt. Wird diese Idee umgesetzt, ändert das die Zustandsüberwachung von Getrieben grundlegend, da Signalverluste durch Spalte, Fugen und Material auf ein Minimum reduziert werden. Ein erneuter Vergleich zwischen Flächenwandlern und Beschleunigungssensoren könnte dann zum Vorteil des Flächenwandlers ausfallen.

A Energy Harvesting mit piezoelektrischen Bauelementen

A.1 Theoretische Forschung

Michael Koch beschäftigt sich in seiner Masterarbeit [33] mit der methodischen Auslegung energieautarker Sensorsysteme. Darin liefert er einen Ansatz zur Auslegung eines solchen Systems unter umfassender Berücksichtigung aller Systemkomponenten. Die theoretisch erarbeitete Vorgehensweise wird anschließend am Beispiel eines Zustandsüberwachungssystem einer Autobahnbrücke vorgeführt.

Roundy et al. [34] liefern Berechnungsformeln zur Abschätzung der generierbaren Leistung eines piezoelektrischen Wandlers. Dazu passen sie die Berechnungsgrundlagen, die Williams and Yates für elektromagnetische Wandler entwickelt haben, so an, dass auch piezoelektrische Systeme simuliert werden können. Ein einfacher messtechnischer Aufbau eines einseitig eingespannten piezoelektrischen Wandlers mit Endmasse dient als Verifikation des Modells. Im Versuch erreichen sie eine Leistungsdichte von $70 \frac{\mu\text{W}}{\text{cm}^3}$, sagen für einen optimierten Messaufbau jedoch deutlich höhere Leistungsausbeuten voraus.

Ein weiteres Berechnungsmodell liefern Sodano et al. [35]. Sie legen den Schwerpunkt dabei auf die Betrachtung und Modellierung der Materialdämpfung, die zuvor bei Berechnungsmodellen häufig vernachlässigt wurde, weshalb dort deutlich zu hohe Energieerträge prognostiziert wurden. Ein Teststand wird entwickelt, um das Modell zu verifizieren. Mit dem neu entwickelten Berechnungsmodell unter Einbeziehung der Materialdämpfung können die experimentellen Werte sehr genau vorhergesagt werden. In einem Folgeartikel schildern Sodano et al. [36] den Stand der Wissenschaft und Technik zum Power Harvesting, der in ihre Forschung eingegangen ist.

Elvin et al. [14] beschäftigen sich mit der Anwendbarkeit eines piezoelektrischen Polymers (PVDF) zur Messung von Dehnungen bei gleichzeitiger Speicherung der abgegebenen Ladungen. Zunächst führen sie die Berechnungsgrundlage zur Wandlung mechanischer in elektrische Energie auf. Anschließend beschreiben sie Versuche zur Ladung eines Kondensators in Abhängigkeit der Frequenz. Es zeigt sich, dass die Frequenzantwort des Sensors einem Hochpassfilter gleicht. Mit dem Sensor können Dehnungen bis zu 0,006 % gemessen werden, wobei die Autoren davon ausgehen, dass unter der Verwendung einer steiferen Klebeschicht weit bessere Werte erreicht werden können.

A.2 Experimentelle Forschung

Emad et al. [37] führen Tests an beidseitig eingeklemmten Piezopolymeren (Polyvinylidenfluorid) durch. Durch den Versuchsaufbau kann reine Zugdehnung erreicht werden, wodurch ein Gleichrichten, welches üblicherweise beim schwingungsbasierten Energy Harvesting durch den Wechsel zwischen Dehnung und Stauchung unumgänglich ist, vermieden wird. Der Versuch wird durch ein theoretisches Berechnungsmodell begleitend untersucht. Es zeigen sich geringe Abweichungen, die auf Vereinfachungen im Modell zurückzuführen sind. Der Energy Harvester liefert $15 \mu\text{W}$ bei einer Beschleunigung von $0,5g$ mit 128 Hz und einem Lastwiderstand von $2 \text{ M}\Omega$ bzw. $41 \mu\text{W}$ bei einer Beschleunigung von $1g$ mit 140 Hz und einem Lastwiderstand von $2 \text{ M}\Omega$.

Das Fraunhofer Institut (LBF) setzt im Projekt *ESZüG* [38] ein energieautarkes Zustandsüberwachungssystem um. Dabei kommen piezoelektrische Flächenwandler zum Einsatz, die einseitig eingespannt durch Schwingungen eines Güterwagens Biegedehnung erfahren.

Das System erzeugt dadurch Energie, misst und zeichnet die Vibration auf, erkennt Flachstellen der Wagenräder und sendet die Informationen drahtlos an einen Boardcomputer. Die notwendige Leistung von $20 \mu\text{W}$, die der Sensor zur kontinuierlichen Messung benötigt, kann sowohl im Labor- als auch im Praxistest selbst für ungünstigste Schwingungszustände generiert werden.

Liu et al. [39] beschäftigen sich mit der Vergrößerung der Bandbreite eines frei schwingenden piezoelektrischen Sensorsystems. Ein generelles Problem solcher Sensoren, ist die Tatsache, dass sinnvoll nutzbare Leistung nur in einem geringen Frequenzbereich, bei Resonanz des Schwingungssystems, generiert wird. Durch ein Feld aus piezoelektrischen Kragarmen unterschiedlicher Länge und Endmassen können zahlreiche Resonanzbereiche abgedeckt werden. Das Sensorsystem kann somit auf einem breiteren Frequenzband zur Energiewandlung eingesetzt werden. Der entwickelte MEMS-Generator liefert eine Leistung von $3,98 \mu\text{W}$.

Pearson et al. [40] untersuchen die *Energy Harvesting* Fähigkeiten piezoelektrischer Flächenwandler unter Betriebsbedingungen der Luftfahrt. Dort treten je nach Betriebszustand Schwingungen von 0 bis 300 Hz auf. In einem Testaufbau mit beidseitig eingespannten piezoelektrischen Flächenwandler auf einem Substrat werden verschiedene Frequenzen über einen Shaker angeregt. Es zeigt sich, dass ein optimaler Ertrag erreicht werden kann, wenn der Lastwiderstand an die jeweilige Frequenz angepasst wird. In den vermeintlichen Resonanzbereichen des Teststands werden Effektivwerte von bis zu $440 \mu\text{W}$ gemessen.

Pourghodrat et al. [41] prüfen piezoelektrische Flächenwandler als Energiequelle für Warnsysteme an Bahnübergängen. Der Wandler wird dabei an die Unterseite der Schiene geklebt und bei Überfahrt eines Zuges infolge der Durchbiegung des Gleises gedehnt. Mittels eines numerischen Simulationsmodells wird ein optimaler Lastwiderstand von $350 \text{k}\Omega$ berechnet. Im Praxistest liefert der Wandler unter Belastung eines unbeladenen Zuges eine Leistung von $53 \mu\text{W}$ bei $387 \text{k}\Omega$. Bei einem voll beladenen Zug wird eine höhere Leistungsabgabe erwartet.

Aufbauend auf [42] untersuchen Sodano et al. in [43] die Eignung verschiedener piezoelektrischer Materialien, Akkumulatoren zu laden. Diese haben im Gegensatz zu den häufig eingesetzten Kondensatoren den Vorteil auch große Energiemengen speichern zu können. In den Experimenten zeigt sich eine besondere Eignung von PZT (Blei-Zirkonium-Titanat), das sowohl bei Resonanz als auch bei zufälligen Frequenzspektren sehr gute Ladezeiten erzielt. So kann beispielsweise ein 750mAh Akkumulator (vergleichbar mit einer AAA-Batterie) unter zufälliger Vibration (0...1000 Hz) in weniger als 8,5 h auf eine Ladespannung von 1,2 V (entspricht einer 90 %-igen Ladung) gebracht werden. Weiterführend wurden in [44] die Ladezeiten und Speicherkapazitäten von Kondensatoren und Akkumulatoren verglichen. Es zeigt sich, dass Kondensatoren, die deutlich geringere Speicherkapazitäten besitzen als gängige Akkumulatoren, zwar sehr schnell geladen werden können, die Energie jedoch anschließend in einem kurzen Impuls abgeben, bevor der nächste Ladezyklus beginnt. Die Nutzungszeit ist für die meisten elektronischen Bauteile zu gering. Akkumulatoren dagegen benötigen längere Ladezeiten (40mAh können unter Resonanzverhalten der federnden Platte in ca. 20 Min geladen werden), entladen sich dafür jedoch auch deutlich langsamer, sodass ein viel größeres technisches Einsatzspektrum abgedeckt werden kann.

Kymissis et al. [45] vergleichen drei Methoden, Energie aus einem Schritt beim Laufen zu generieren. Die Testobjekte werden im bzw. am Schuh befestigt. Die Testperson (68 kg) bewegt sich mit zwei Schritten pro Sekunde und hebt dabei die Ferse etwa 5 cm vom Boden. Es kommen zwei verschiedene piezoelektrische Materialien zum Einsatz sowie ein

A Energy Harvesting mit piezoelektrischen Bauelementen

elektromagnetisches System mit einem Drehgenerator. Die größte Energieausbeute liefert das elektromagnetische System mit einem Mittelwert von 0,23 W (gemittelt über 5 s), mit ihm kann ein kleines Transistorradio mit Lautsprecher betrieben werden, während die piezoelektrischen Elementen deutlich geringere Leistungen generieren (PZT: ~ 2 mW und PVDF: ~ 1 mW). Dagegen lassen sich Letztere jedoch hervorragend in den Schuh integrieren, so dass sie weder optisch noch haptisch auffallen. Den Autoren gelingt es, mit der geringen Ausbeute einen RFID Sender zu betreiben, der alle 6-7 Schritte in 12-bit Signal übertragen kann.

Literatur

- [1] Allianz Zentrum für Technik GmbH. *AZT Untersuchungsbericht: Anforderungen an Condition Monitoring Systeme für Windenergieanlagen*. München, 2003.
- [2] Germanischer Lloyd Industrial Services GmbH. *Guideline for the Certification of Condition Monitoring Systems for Wind Turbines*. Hamburg, 2013. URL: <https://www.dnvg1.com/publications/certification-of-condition-monitoring-systems-for-wind-turbines-98193>.
- [3] S. Sherrit u. a. “Temperature Dependence of the Dielectric, Elastic and Piezoelectric Material Constants of Lead Zirconate Titanate Ceramics”. In: *International Conference on Smart Materials, Structures and Systems* (1999), S. 121–126. ISSN: 0277786X. DOI: [10.1117/12.649784](https://doi.org/10.1117/12.649784).
- [4] Z. Wu, S. Cochran und A. Hurrell. “Material parameter variations of lead metaniobate piezoceramic in elevated temperature applications”. In: *Electronics Letters* 44.15 (2008), S. 940. ISSN: 00135194. DOI: [10.1049/el:20081115](https://doi.org/10.1049/el:20081115). URL: <http://link.aip.org/link/ELLEAK/v44/i15/p940/s1?&Agg=doi>.
- [5] Z. Gubinyi u. a. “Electrical properties of PZT piezoelectric ceramic at high temperatures”. In: *Journal of Electroceramics* 20.2 (2008), S. 95–105. ISSN: 13853449. DOI: [10.1007/s10832-007-9364-3](https://doi.org/10.1007/s10832-007-9364-3).
- [6] J. Ilg, S. J. Rupitsch und R. Lerch. “Temperature measurements by means of the electrical impedance of piezoceramics”. In: *2012 IEEE I2MTC - International Instrumentation and Measurement Technology Conference, Proceedings*. 2012, S. 1851–1855. ISBN: 9781457717710. DOI: [10.1109/I2MTC.2012.6229130](https://doi.org/10.1109/I2MTC.2012.6229130). URL: <http://ieeexplore.ieee.org/servlet/opac?punumber=6221055>.
- [7] J. Ilg, S. J. Rupitsch und R. Lerch. “Impedance-based temperature sensing with piezoceramic devices”. In: *IEEE Sensors Journal* 13.6 (2013), S. 2442–2449. ISSN: 1530437X. DOI: [10.1109/JSEN.2013.2256121](https://doi.org/10.1109/JSEN.2013.2256121).
- [8] S. J. Rupitsch und J. Ilg. “Complete characterization of piezoceramic materials by means of two block-shaped test samples”. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* 62.7 (2015), S. 1403–1413. ISSN: 08853010. DOI: [10.1109/TUFFC.2015.006997](https://doi.org/10.1109/TUFFC.2015.006997).
- [9] T. Siebel und M. Lilov. “Experimental Investigation on Improving Electromechanical Impedance Based Damage Detection by Temperature Compensation”. In: *Key Engineering Materials* 569-570 (2013), S. 1132–1139. ISSN: 1662-9795. DOI: [10.4028/www.scientific.net/KEM.569-570.1132](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.569-570.1132). URL: <http://www.scientific.net/KEM.569-570.1132>.
- [10] Z. Qiu u. a. “Characterization of Piezocrystals for Practical Configurations With Temperature- and Pressure-Dependent Electrical Impedance Spectroscopy”. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control* 58.9 (2011), S. 1793–1803. ISSN: 08853010. DOI: [10.1109/TUFFC.2011.2016](https://doi.org/10.1109/TUFFC.2011.2016).
- [11] Fraunhofer Institute for Nondestructive Testing (IZFP). *Modellgestütztes Structural Health Monitoring für Rotorblätter von Windenergieanlagen: SHM Wind: Gemeinsamer Schlussbericht*. Techn. Ber. 2012. DOI: [10.2314/GBV:773823727](https://doi.org/10.2314/GBV:773823727). URL: http://www.cleaner-production.de/fileadmin/assets/01RI0902A-I{_} - {_} Abschlussbericht.pdfhttps://www.tib.eu/suchen/id/TIBKAT:773823727/.
- [12] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. *DIN EN 62830-1 (Entwurf) - Halbleiterbauelemente - Halbleiterbauelemente für das Energy-Harvesting und die Energieerzeugung - Teil 1: Schwingungsbasiertes piezoelektrisches Energy-Harvesting (IEC 47/2189/CD:2014)*. Berlin, 2014.
- [13] DNV GL. *Extreme temperature conditions for wind turbines: recommended practice - DNVGL-RP-0363*. 2016.
- [14] N. G. Elvin, A. A. Elvin und M. Spector. “A self-powered mechanical strain energy sensor”. In: *Smart Materials and Structures* 10.2 (2001), S. 293–299. ISSN: 09641726. DOI: [10.1088/0964-1726/10/2/314](https://doi.org/10.1088/0964-1726/10/2/314).
- [15] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. *DIN EN 13887 - Leitlinien für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2003.
- [16] Kummer Semiconductor Technology. *Tg - Glasübergangstemperatur - Whitepaper*. URL: <http://www.jpkkummer.com/de/downloads>.
- [17] Kummer Semiconductor Technology. *Verstehen von mechanischen Eigenschaften von Epoxid-Klebstoff für die Anwendung der Finite-Elemente-Analyse (FEA) - Whitepaper*. URL: <http://www.jpkkummer.com/de/downloads>.

Literatur

- [18] Kummer Semiconductor Technology. *Aushärtung von Epoxidharzen und Glasübergangstemperatur - Whitepaper*. Kummer Semiconductor Technology. URL: <http://www.jpkummer.com/de/downloads>.
- [19] J. Dankert und H. Dankert. *Technische Mechanik*. 7. Aufl. 2. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8348-1809-6. DOI: [10.1007/978-3-8348-2235-2](https://doi.org/10.1007/978-3-8348-2235-2). URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-8348-2235-2>.
- [20] PI Ceramic GmbH. *DuraAct und DuraAct Power Flächenwandler*. 2015.
- [21] PI Ceramic GmbH. *Piezokeramische Materialien und Bauelemente*. 2011.
- [22] PI Ceramic GmbH. *DuraActTM – Piezoelektrische Flächenwandler für Industrie und Forschung*. 2007.
- [23] Detakta GmbH & Co KG. *KAPTON® HN-Polyimid-Folie*. 2015.
- [24] C. Mittelstedt und W. Becker. *Strukturmechanik ebener Laminate*. Technische Universität Darmstadt FB Mechanik, 2017. ISBN: 978-3935868990.
- [25] PI Ceramic GmbH und B. Schulze. *Energy Harvesting nutzt den Piezoeffekt*. Lederhose.
- [26] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. und VDE Verband der Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik e.V. *IEC 61000-4-8:2009 - Testing and measurement techniques - Power frequency magnetic field immunity test; German version EN 61000-4-8:2010*. 2010.
- [27] R. Wirth. “Maschinendiagnose an Industriegetriebenen - praktische Signalidentifikation”. In: *Antriebstechnik* 37 (1998), S. 77–81.
- [28] B. Hacke. “Früherkennung von Wälzlagerschäden in drehzahlvariablen Windgetrieben: Dissertation (German edition)”. Diss. München: Leibnitz Universität Hannover, 2011, S. 140. ISBN: 3868538542.
- [29] B. Geropp. *Schwingungsdiagnose an Wälzlager mit Hilfe der Hüllkurvenanalyse*. Verlag der Augustinus-Buchh., 1995.
- [30] Patrick L. Walter. “The History of the Accelerometer 1920s-1996 - Prologue and Epilogue, 2006”. In: *Sound and Vibration* 40th Anniv (2007), S. 84–92. ISSN: 0038-1810.
- [31] K B Lazarus u. a. *WO 95/20827 - Packaged strain actuator*. 1995.
- [32] P. Wierach. *DE2000151784 - Electromechanical function module*. 2001.
- [33] M. Koch. “Methodische Auslegung energieautarker Systeme”. Masterarbeit. Koblenz: Hochschule Koblenz, 2012, S. 79. URL: <https://www.researchgate.net/publication/258225556/MethodischeAuslegungEnergieautarkerSysteme>.
- [34] S. Roundy, P. K. Wright und J. Rabaey. “A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes”. In: *Computer Communications* 26.11 (2003), S. 1131–1144. ISSN: 01403664. DOI: [10.1016/S0140-3664\(02\)00248-7](https://doi.org/10.1016/S0140-3664(02)00248-7).
- [35] H. A. Sodano, D. J. Inman und G. Park. “A review of power harvesting from vibration using piezoelectric materials”. In: *Shock and Vibration Digest* 36.3 (2004), S. 197–205. ISSN: 05831024. DOI: [10.1177/0583102404043275](https://doi.org/10.1177/0583102404043275).
- [36] H. A. Sodano, G. Park und D. J. Inman. “Estimation of electric charge output for piezoelectric energy harvesting”. In: *Strain* 40.2 (2004), S. 49–58. ISSN: 00392103. DOI: [10.1111/j.1475-1305.2004.00120.x](https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2004.00120.x).
- [37] A. Emad u. a. “Testing and evaluation of stretching strain in clamped-clamped beams for energy harvesting”. In: *Midwest Symposium on Circuits and Systems* 25.11 (2017). ISSN: 15483746. DOI: [10.1109/MWSCAS.2016.7870073](https://doi.org/10.1109/MWSCAS.2016.7870073).
- [38] M. Koch. *ESZüG - Energieautarke Sensorsysteme zur Zustandsüberwachung von Güterwagen*. 2014. DOI: [10.2314/GBV:872639061](https://doi.org/10.2314/GBV:872639061).
- [39] J. Q. Liu u. a. “A MEMS-based piezoelectric power generator array for vibration energy harvesting”. In: *Microelectronics Journal* 39.5 (2008), S. 802–806. ISSN: 00262692. DOI: [10.1016/j.mejo.2007.12.017](https://doi.org/10.1016/j.mejo.2007.12.017).
- [40] M. R. Pearson u. a. “Energy harvesting for aerospace structural health monitoring systems”. In: *Journal of Physics: Conference Series* 382.1 (2012), S. 1–6. ISSN: 17426588. DOI: [10.1088/1742-6596/382/1/012025](https://doi.org/10.1088/1742-6596/382/1/012025).
- [41] A. Pourghodrat u. a. “Power harvesting systems design for railroad safety”. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part F-Journal of Rail and Rapid Transit* 228.5 (2013), S. 504–521. ISSN: 0954-4097. DOI: [10.1177/0954409713482659](https://doi.org/10.1177/0954409713482659).
- [42] H. A. Sodano. “Macro-Fiber Composites for Sensing, Actuation and Power Generation”. Masterthesis. Blacksburg, Virginia, USA: Virginia Polytechnic Institute und State University, 2003, S. 151. URL: <http://scholar.lib.vt.edu/theses/available/etd-08012003-105114/>.

Literatur

- [43] H. A. Sodano, D. J. Inman und G. Park. “Generation and storage of electricity from power harvesting devices”. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 16.1 (2005), S. 67–75. ISSN: 1045389X. DOI: [10.1177 / 1045389X05047210](https://doi.org/10.1177/1045389X05047210).
- [44] H. A. Sodano, D. J. Inman und G. Park. “Comparison of piezoelectric energy harvesting devices for recharging batteries”. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 16.10 (2005), S. 799–807. ISSN: 1045389X. DOI: [10.1177/1045389X05056681](https://doi.org/10.1177/1045389X05056681).
- [45] J. Kyriassis u. a. “Parasitic power harvesting in shoes”. In: *Digest of Papers. Second International Symposium on Wearable Computers (Cat. No.98EX215)* Cat. No.98EX215 (1998), S. 2–9. DOI: [10.1109/ISWC.1998.729539](https://doi.org/10.1109/ISWC.1998.729539).