
Ferroelektret Energy Harvester für den Einsatz in Flugzeugstrukturen

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
Genehmigte Dissertation von Hendrik Holzmann aus Kirchheimbolanden
Tag der Einreichung: 15.08.2023, Tag der Prüfung: 18.10.2023

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
2. Gutachten: Prof. Dr. mont. Mario Kupnik
Darmstadt, Technische Universität Darmstadt



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich Maschinenbau
Systemzuverlässigkeit,
Adaptronik und
Maschinenakustik SAM

Ferroelektret Energy Harvester für den Einsatz in Flugzeugstrukturen

Genehmigte Dissertation von Hendrik Holzmann

Tag der Einreichung: 15.08.2023

Tag der Prüfung: 18.10.2023

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-275925

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/27592>

Jahr der Veröffentlichung auf TUpriints: 2024

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/>

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik SAM an der Technischen Universität Darmstadt und am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt. Mein Dank gilt Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz für die Förderung, die fachliche Eingrenzung und Betreuung dieser Arbeit. Prof. Dr. mont. Mario Kupnik danke ich für die Übernahme des Korreferates und die fachliche Diskussion zum Thema der Ferroelektrere.

Besonderer Dank gilt Dr.-Ing. Sven Herold für die fachliche Betreuung und die vielen Gespräche zu Inhalten der Dissertation. Ich danke Heiko Atzrodt und Georg Stoll für die fachliche Unterstützung, den regelmäßigen Austausch und die konstruktive Zusammenarbeit.

Ich danke allen Kolleginnen und Kollegen und Ehemaligen am Fraunhofer LBF: Maximilian Budnik, Marvin Droste, Johannes Holz, Dr.-Ing. Moritz Hülsebrock, Daria Manushyna, Dr.-Ing. Sara Perfetto, Christopher Ranisch, Hendrik Schmidt und Dr.-Ing. Christoph Tamm. Besonderer Dank gilt Ye Ji Park für die fachliche Zusammenarbeit an dem Thema der Ferroelektrere und an gemeinsamen Veröffentlichungen. Zudem bedanke ich mich bei allen Studentinnen und Studenten, die ich im Rahmen von Projekt- oder Abschlussarbeiten betreuen durfte und bei meinen studentischen Hilfskräften.

Weiterhin bedanke ich mich bei Dr.-Ing. Christian Adams und Dr.-Ing. Elena Slomski vom Fachgebiet SAM. Ich danke zudem allen wissenschaftlichen Mitarbeitern am Fachgebiet SAM für den konstruktiven Austausch beim jährlichen Doktorandenseminar.

Ich danke den Kollegen an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Maximilian Weber und Dr.-Ing. Athanasios Dafnis.

Weiterhin möchte ich Prof. Dr. rer. nat. Xiaoqing Zhang von der Tongji-Universität danken für die Bereitstellung von Ferroelektret-Proben. Ich bedanke mich zudem bei Prof. Dr. rer. nat. Gerhard M. Sessler für fachliche Gespräche zu Beginn der Promotion.

Ich möchte mich auch bei meiner Familie bedanken, die mich in den letzten Jahren unterstützt hat. Schließlich danke ich meiner Freundin Daniela für ihr Verständnis, die stetige Unterstützung und Zuversicht in einem intensiven Lebensabschnitt.

Zusammenfassung

Das Gewicht von Flugzeugen beeinflusst maßgeblich den Treibstoffverbrauch. Durch die Elektrifizierung von Flugzeugen wird zusätzliches Gewicht durch Kabel und Batterien verursacht, welches durch eine dezentrale Energieversorgung mithilfe von Energy Harvesting teilweise eingespart werden kann. Flugzeugtragflächen besitzen ihre erste Eigenfrequenz in der Größenordnung von 1 Hz. Hier treten im Flug große Biegungsenergien auf, die ungenutzt bleiben. Auch im höheren Frequenzbereich treten nutzbare Schwingungen auf. Piezokeramiken werden wegen ihrer hohen Kopplungskoeffizienten im Stand der Forschung häufig für piezoelektrisches Energy Harvesting eingesetzt. Problematisch sind ihre hohe Dichte und ihre Sprödigkeit.

Ferroelektrete sind hingegen sehr nachgiebig, haben hohe Wandlerkonstanten, eine geringe Dichte und bestehen aus rezyklierbaren Polymeren. Durch ihre geringe Steifigkeit können Ferroelektrete im Gegensatz zu Piezokeramiken als Feder-Dämpfer-Element eines Energy Harvesters nach seismischem Prinzip schon bei Frequenzen in der Größenordnung von 100 Hz mit im Vergleich zur Strukturmasse kleinen Resonatormassen eingesetzt werden.

Derzeit ist keine Arbeit aus der Literatur bekannt, die Ferroelektret Energy Harvester für eine Biegungsanregung als Kombination aus Oberflächendehnung und Strukturkrümmung auslegen und optimieren. Konzepte aus der Literatur nach seismischem Prinzip lassen sich nur bedingt für eine Biegungsanregung verwenden, insbesondere im sehr niederfrequenten Bereich. Ferroelektrete können die Biegungsenergie metallischer Strukturen nicht direkt effizient ausnutzen, da die Dehngrenzen von Stahl oder Aluminium weit unter der Dehngrenze der Ferroelektrete liegt. Daher ist Kern der Problemstellung der Arbeit die Nutzbarmachung dieser Biegungsenergie für Ferroelektrete.

In dieser Arbeit werden neuartige Konzepte erarbeitet, die eine kleine Strukturdehnung mit einer hohen mechanischen Spannung auf eine hohe Dehnung mit für das Ferroelektret angepasster Spannung umformen. Durch die Energieumformung können die hohen δ_{3x} - und g_{3x} -Konstanten des Ferroelektret-Materials bei gleichzeitiger Vervielfachung der Dehnung ausgenutzt werden. Mithilfe von Daten eines Flügelkastenmodells der NASA und unter Verwendung von Optimierungsalgorithmen werden Energy Harvester Topologien definiert, die bezogen auf die Anwendung einen hohen Wert der massenbezogenen Leistung erreichen. Im niederfrequenten Bereich stellt der Verzicht auf eine Resonatormasse durch Verwendung der Strukturresonanz einen Neuheitswert dar. Die simulativ entwickelten und optimierten Konzepte werden schließlich experimentell validiert. Es wird außerdem gezeigt, dass die vorgeschlagenen Konzepte höhere Werte der Leistungsmetrik erreichen können als piezokeramische Flächenwandler- und andere Ferroelektret Energy Harvester. Die simulationsgetriebene periodische Anordnung der Konzepte zeigt schließlich, wie die Leistung der Energy Harvester skaliert werden kann. Dabei wird gezeigt dass schwingungsmindernde Effekte synergetisch genutzt werden können.

Abstract

The weight of an aircraft has a significant influence on its fuel consumption. The electrification of aircraft causes additional weight due to cables and batteries, which can be partially saved by a decentralised energy supply with the help of energy harvesting. Aircraft wings have their first natural frequency in the order of 1 Hz. Here, large bending energies occur in flight that remain unused. Also in the higher frequency range usable vibrations occur. While piezoceramics are frequently used for piezoelectric energy harvesting in the current state of research because of their high coupling coefficients, their high density and brittleness are problematic.

Ferroelectrets on the other hand, are very compliant, have high transducer coefficients, low density and are made of recyclable polymers. Due to their low stiffness, ferroelectrets, in contrast to piezoceramics, can be used as a spring-damper element of an energy harvester according to the seismic principle already at frequencies in the order of 100 Hz with small resonator masses compared to the structural mass.

Currently, no work from literature is known that designs and optimizes ferroelectret energy harvesters for a bending excitation as a combination of surface strain and structural curvature. Concepts from the literature based on seismic principles can only be used for bending excitation to a limited extent, especially in the very low frequency range.

Ferroelectrets cannot directly exploit the bending energy of metallic structures efficiently, since the yield strength of steel or aluminium is far below the yield strength of ferroelectrets. Therefore, the core of the problem of the thesis is the utilisation of this bending energy for ferroelectrets.

In this work, novel concepts are elaborated to transform a small structural strain with a high mechanical stress to a high strain with stress adapted for the ferroelectret. The energy transformation can exploit the high δ_{3x} and g_{3x} constants of the ferroelectret material while multiplying the strain. Using data from a NASA wing box model and optimization algorithms, energy harvester topologies are defined that achieve a high value of power per used mass in the application. In the lower frequency range, the elimination of a resonator mass by using structural resonance represents a novelty. The computationally developed and optimised concepts are experimentally validated. It is also shown that the proposed concepts can achieve higher power metric values than piezoceramic patch transducers and other ferroelectret energy harvesters. Finally, the simulation-driven periodic arrangement of the concepts shows how the performance of the energy harvesters can be scaled. It is shown that vibration-reducing effects can be used synergetically.

Abkürzungsverzeichnis

AFC	aktive Faserverbundwerkstoffe
EAP	elektroaktive Polymere
EH	Energy Harvester
CPS	Cyber-physische Systeme
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CRM	Common Research Model
E-Modul	Elastizitätsmodul
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEP	Fluorethylenpropylen
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FOM	Figure of Merit
FRAC	Frequency Response Assurance Criterion
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IoT	Internet der Dinge (engl.: Internet of Things)
IXPP	irradiation cross-linked Polypropylen
MAC	Modal Assurance Criterion
MFC	Makrofaserverbundwerkstoffe
MOGA	Multi-Objective Genetic Algorithm
NASA	National Aeronautics and Space Administration
FRAC	Frequency Response Assurance Criterion
MISQP	Mixed-Integer Sequential Quadratic Programming
MOR	Modellordnungsreduktion
PolyMAX	Polyreference Least-Squares Complex Frequency Domain Method
PP	Polypropylen
PVDF	Polyvinylidenfluorid
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat
SAM	Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik
SHM	Strukturüberwachung (engl.: Structural Health Monitoring)
SQP	Sequential Quadratic Programming



Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

a	m/s^2	Beschleunigung
A	m^2	Fläche
\mathbf{A}	-	Systemmatrix
\mathbf{B}	-	Eingangsmatrix
c	N m^{-1}	Steifigkeit
C	F	Kapazität
\mathbf{C}	-	Ausgangsmatrix
D	As/m^2	Elektrische Flussdichte
\mathbf{D}	-	Durchgangsmatrix
E	V m^{-1}	Elektrische Feldstärke
f	N	Kraft
g	V m N^{-1}	elektrische Spannungskonstante
h	m	Höhe
\mathbf{f}	N	Lastvektor
i	A, -	elektrischer Wechselstrom, Wegübersetzung
I	A, m^4	elektrischer Gleichstrom, Flächenträgheitsmoment
\mathbf{J}	1/F	inverse Kapazitätsmatrix
k	N m^{-1}	Steifigkeit
\mathbf{K}	N m^{-1}	Steifigkeitsmatrix
$\mathbf{K}_{x,x}$	N m^{-1}	mechanische Steifigkeitsmatrix
$\mathbf{K}_{x,\phi}$	N m^{-1}	piezoelektrische Kopplungsmatrix
l	m	Länge
\tilde{m}_n	-	modale Masse
\mathbf{M}	kg	Massenmatrix
n	-	Anzahl, Nummer
p	C/m^2	Polarisation
P	W	Leistung
q	C	elektrische Ladung
r	m	Radius
R	Ω	elektrischer Widerstand
S	m/m	Dehnung
\mathbf{S}	m/m	Dehnungstensor
s_{ij}		Nachgiebigkeiten
s	rad s^{-1}	Laplace-Variable
t	m	Dicke
T	N/m^2	mechanische Spannung

T	N/m ²	Spannungstensor
T_B	-	Transformationsmatrix
<i>u</i>	V	elektrische Wechselspannung
u	-	Eingangsvektor
<i>U</i>	V	elektrische Gleichspannung
<i>v</i>	m ³	Volumen
<i>w</i>	m	Breite, Tiefe
<i>W</i>	J	Energie
<i>x</i>	m	Auslenkungen
x	m	Verschiebungsvektor
<i>y</i>	-	Ausgangsvektor
<i>Y</i>	N/m ²	E-Modul
<i>Z</i>	Ω	elektrische Impedanz

Griechische Buchstaben

α	°	Übersetzungswinkel
δ	pC N ⁻¹	piezoelektrische Ladungskonstante
ϵ	A s V ⁻¹ m ⁻¹	Permittivität
ζ	N s m ⁻¹	Dämpfung
ζ	N s m ⁻¹	Dämpfungsmatrix
κ_p^2	-	elektromechanischer Kopplungskoeffizient
κ	1/m	Krümmung
ω	rad s ⁻¹	Kreisfrequenz
ϕ	V	elektrisches Potential
ψ_n	m	Eigenvektor
Ψ	m	Modalmatrix
ρ	kg/m ³	Dichte
λ	-	Eigenwert
Λ	-	Spektralmatrix
τ	s	Zeitkonstante
θ	-	Zustandsvektor

Indizes

1, 2, 3	Raumrichtungen 1, 2, 3 des piezoelektrischen Wandlers
<i>B</i>	an Punkt B
<i>Cluster</i>	bzgl. periodischer Anordnung von Energy Harvestern

<i>EH</i>	bzgl. Energy Harvester
<i>eig</i>	bzgl. Eigenfrequenzen
<i>FEP</i>	bzgl. parallel-Tunnel FEP
<i>el</i>	elektrisch
<i>exct</i>	Anregung
<i>host</i>	bzgl. Hoststruktur
<i>IXPP</i>	bzgl. IXPP
<i>m</i>	Masse
<i>n</i>	Anzahl
<i>mech</i>	bzgl. Mechanismus
<i>obj</i>	bzgl. Zielfunktion (objective-function)
<i>oc</i>	offener Kreis (open-circuit)
<i>opt</i>	optimal
<i>press</i>	bzgl. Druckplatte
<i>p</i>	bzgl. des piezoelektrischen Materials
<i>R</i>	Widerstand
<i>rel</i>	relativ
<i>red</i>	reduziert
<i>rem</i>	remanent
<i>sc</i>	kurzgeschlossen (short-circuit)
<i>spacer</i>	bzgl. Abstandshalter
<i>stack</i>	bzgl. Stapel von Ferroelektreten
<i>stat</i>	statisch
<i>tot</i>	total



Inhaltsverzeichnis

Vorwort	iii
Abkürzungsverzeichnis	ix
Symbolverzeichnis	xi
1. Einleitung	1
1.1. Methodisches Vorgehen und Struktur der Dissertation	3
1.2. Forschungsfragen	4
1.3. Zusammenfassung des Kapitels	5
2. Stand der Wissenschaft und Technik	7
2.1. Stand der Wissenschaft	7
2.1.1. Energy Harvesting	7
2.1.2. Ferroelektrite	10
2.1.3. Ferroelektret und Elektret Energy Harvester	15
2.1.4. Vergleich von piezoelektrischen Wandlermaterialien und EH	18
2.1.5. Forschungslücke	22
2.2. Stand der Technik	22
2.3. Zusammenfassung des Kapitels	24
3. Theoretische Grundlagen	25
3.1. Modellierungsgrundlagen	25
3.1.1. Analytische Beschreibung von piezoelektrischen EH	25
3.1.2. Finite Elemente Methode (FEM)	28
3.1.3. Zustandsraumdarstellung	28
3.1.4. Modellreduktion mechanischer Finite-Elemente-Modelle	29
3.1.5. Modellierung piezoelektrischer Kontinua	31
3.1.6. Modellreduktion des piezomechanischen Verbundmodells	33
3.1.7. Übertragungsverhalten	34
3.2. Experimentelle Grundlagen	35
3.2.1. Bestimmung elektromechanischer Konstanten	35
3.2.2. Experimentelle Modalanalyse	36
3.3. Zusammenfassung des Kapitels	37
4. Herleitung von Schwingungsdaten im Flügelkasten	39
4.1. Modellbeschreibung	39
4.2. Berechnung von Eigenfrequenzen und Oberflächendehnungen	40
4.3. Zusammenfassung des Kapitels	41

5. Wandlermodellierung und Validierung	43
5.1. Materialmodelle	43
5.1.1. IXPP Materialmodell	44
5.1.2. Parallel-Tunnel FEP Materialmodell	45
5.1.3. Piezokeramik Materialmodell	46
5.2. Experimentelle Materialcharakterisierung	46
5.3. Experimentelle Validierung der Materialmodelle	49
5.4. Zusammenfassung des Kapitels	55
6. Design, Modellierung und modellbasierte Optimierung von Ferroelektret Energy Harvestern	57
6.1. Konzept des IXPP-EH mit mechanischer Energieumformung	57
6.1.1. Analytisches Modell für reine Dehnungsanregung	59
6.1.2. Biegungsanregung	63
6.1.3. Parametrisches Finite-Elemente-Modell	69
6.1.4. Optimierung der Topologie	73
6.2. Konzept des parallel-Tunnel FEP EH	77
6.2.1. Analytische Modellierung des parallel-Tunnel FEP Konzepts	78
6.2.2. Optimierung des FEP-Mechanismus	83
6.3. Zusammenfassung des Kapitels	84
7. Experimentelle Validierung der EH-Konzepte	85
7.1. IXPP-Mechanismus	85
7.1.1. EH Probenvorbereitung	85
7.1.2. Experimenteller Aufbau	87
7.1.3. Vierpunkt-Biegeversuch: Systemidentifikation und Modellabgleich der Mechanismen	88
7.2. FEP-Mechanismus	91
7.3. Zusammenfassung des Kapitels	93
8. Analyse zur Leistungssteigerung	95
8.1. Dreiecksbalken mit IXPP-Mechanismus	95
8.1.1. Experimentelle Modalanalyse und Modellabgleich ohne Einspannung	96
8.1.2. Experimentelle Untersuchung und Modellabgleich mit EH	97
8.1.3. Leistungsmetriken und Demonstration	99
8.2. Periodische Anordnung der Konzepte	100
8.2.1. Periodische Anordnung des IXPP-EH	101
8.2.2. Periodische Anordnung des EH mit parallel-Tunnel FEP	102
8.3. Simulation periodisch angeordneter Konzepte	102
8.3.1. Modellbildung	103
8.3.2. Ergebnisse für das Cluster mit Parallelschaltung und ohne Resonatormassen	111
8.3.3. Ergebnisse für gleiche Resonatormassen und Parallelschaltung	111
8.3.4. Ungleichmäßige Resonatormasse	115
8.3.5. Einfluss der Polarisation	116
8.4. Zusammenfassung des Kapitels	117
9. Vergleich mit dem Stand der Wissenschaft und Technik	121
9.1. Vergleich mit Ferroelektret-EH aus dem Stand der Forschung	121
9.2. Vergleich mit Piezokeramiken	122
9.3. Vergleich mit Batterien	124

9.4. Vergleich mit Kabeln	125
9.5. Zusammenfassung des Kapitels	125
10. Zusammenfassung und Ausblick	127
10.1. Zusammenfassung der Dissertation	127
10.2. Ausblick auf die zukünftige Forschung	130
A. Anhang	131
A.1. Verbraucher mit geringer Leistungsaufnahme	131
A.2. Herleitung der Leistung bei Dehnungsanregung im δ_{31} -Modus	132
A.3. Materialmodell	133
A.4. Mittelwerte und Standardabweichungen verschiedener Eigenschaften der Ferroelektrite	133
A.5. Materialeigenschaften unterschiedlicher Wandlerwerkstoffe	134
A.6. Analytisches Modell des IXPP-Mechanismus unter Vernachlässigung der Mechanismus-Steifigkeit	135
A.7. Algorithmus zur Optimierung des analytischen Modells bei Biegungsanregung	138
A.8. Dreiecksbalken zur Leistungssteigerung	139
A.9. Ergebnisse der Clusterstudien	140
A.10. Batteriedaten	142
Literaturverzeichnis	143



1. Einleitung

In der heutigen Welt befinden sich mehr als eine Billion vernetzte Sensoren im Einsatz. Diese sollen im Internet der Dinge (IoT) Verwendung finden und bspw. Cyber-physische Systeme (CPS) realisieren. Die große Anzahl der elektrischen Verbraucher macht es immer aufwendiger und teurer, alle benötigten Daten zu erfassen. Zudem befinden sich die Verbraucher in teilweise abgelegenen Gebieten oder rauen Umgebungen [1].

CPS gewinnen auch im modernen Flugverkehr mehr und mehr an Bedeutung [2]. Zu den typischen Messungen, die im Reiseflug oder während Flugtests durchgeführt werden, gehören Druckmessungen an dutzenden von Positionen an Flügeln, Heck, Rudern und Rumpf [3]. Damit einher geht eine entsprechend hohe Anzahl von Sensoren.

Zur Stromversorgung dieser werden in Flugzeugen in der Regel Kabel verlegt. Etwa 500 km elektrischer Kabel sind in einem Verkehrsflugzeug wie dem Airbus A380 verbaut. Weitere 300 km werden für Flugtests benötigt - das entspricht 60 % der regulären Verkabelung. Diese Verkabelung ist oft schwierig umzusetzen, da sie außerhalb der Flugzeugstruktur angebracht werden muss. Hierfür werden Kabel oft verklebt oder durch Schotten geführt, was ein mühsamer und damit kostenintensiver Prozess ist. Das Bohren von Löchern für Kabel ist bei Verbundwerkstoffen zudem äußerst problematisch. Wenn alternativ eine drahtlose Implementierung der Sensoren gewählt wird, ist die konventionelle Lösung für die Energieversorgung eine elektrochemische Primärbatterie, um Energieautarkie zu erreichen. Allerdings wird deren Leistung durch die extremen Temperaturen beeinträchtigt, die in der Reiseflughöhe herrschen, was zu Sicherheitsproblemen führen kann. Die Batterien müssen zudem regelmäßig gewechselt werden. Insgesamt machen die Wartungskosten etwa 12 % der operativen Kosten für Airlines aus [4]. Dieser Zustand und die mit der Batterieversorgung verbundenen Abfälle sind in hohem Maße umweltschädlich und unpraktisch [5, S. 1].

Vor dem Hintergrund des Klimawandels, der eine der größten Herausforderungen der modernen Gesellschaft darstellt, muss der Flugverkehr zugleich immer umweltfreundlicher werden. Im Jahr 2022 verursachte der Flugverkehr 3,1 % der weltweiten Kohlendioxid-Emissionen [6]. Nach Berechnungen von Lee et. al. [7] verursacht er damit 3,5 % des effektiven anthropogenen Netto-Strahlungsantriebs. Eine Zahl, die bei einer Zunahme der Flugpassagiere rund um den Globus noch steigen kann. Die weiter wachsende Weltbevölkerung bei gleichzeitigem Streben nach Wohlstand und Mobilität für immer mehr Menschen erfordert demnach neben Anpassungen im Mobilitätssektor neue technologische Innovationen. Daher müssen bei der Konstruktion

moderner Flugzeuge alle Faktoren berücksichtigt werden, die sich auf den Treibstoffbedarf auswirken. Dieser ist stark abhängig vom Gewicht des Flugzeugs. Das Gewicht ist daher auf jede mögliche Weise zu reduzieren.

Schlüsseltechnologien wie der Leichtbau bieten die Möglichkeit, Umweltfreundlichkeit und technologischen Fortschritt zu verbinden. Neben dem Einsatz neuer Werkstoffe und Konstruktionsweisen im Flugzeugbau ist die Reduzierung von Kabeln und Batterien innerhalb des Flugzeugs vielversprechend für eine Gewichtsreduktion. In den letzten Jahrzehnten kann beobachtet werden, dass elektronische Verbraucher nicht nur immer kleiner entwickelt werden, sondern auch immer weniger elektrische Leistung benötigen. Viele stromsparende Sensoren arbeiten im mW-Bereich [8].

Während jeder Phase des Flugbetriebs treten in der mechanischen Struktur eines Flugzeugs durch Aerodynamik oder Triebwerksunwuchten Schwingungen auf. Die Schwingungsenergie wird von der Struktur dissipiert und bleibt ungenutzt. Energy Harvesting ist eine nützliche Technologie, um elektrische Energie aus der Umgebungsenergie technischer Strukturen zu gewinnen und damit die Versorgung elektrischer Verbraucher mit geringem Leistungsbedarf zu gewährleisten. Es beschreibt die Möglichkeit, dezentral eine elektrische Leistung zu erzeugen, indem nur die Energie der Umgebung in elektrische Energie gewandelt wird. Ein Vorteil des Energy Harvesting im Zusammenhang mit Flugzeugen ist der Ersatz von Kabeln mit dem damit verbundenen Gewicht oder von Batterien mit ihrem Wartungs- bzw. Aufladebedarf bei gleichzeitiger Beibehaltung der Fähigkeit, Geräte wie z. B. Sensoren mit Energie zu versorgen [9]. Die Tragfläche ist für Energy Harvesting von besonderem Interesse, da ein großer Teil von ihr relativ weit von der zentralen Energieversorgung entfernt und somit die Einsparung von Verkabelung attraktiv ist. Damit kann potenziell ein hohes Gewicht eingespart werden. Die für Energy Harvesting nutzbaren Dehnungsamplituden in Flügelstrukturen sind in einem niedrigen Frequenzbereich besonders hoch [10, 11]. Tragflächen besitzen ihre erste Eigenfrequenz in der Größenordnung von 1 Hz. Hier treten im Flug große Biegeenergien auf. Auch im höheren Frequenzbereich bis zu mehreren 100 Hz treten nutzbare Schwingungen auf.

Für die Nutzung von struktureller Schwingungsenergie, die damit während des gesamten Fluges zur Verfügung steht, erscheint der Einsatz von piezoelektrischen Wandlermaterialien sinnvoll. Grund dafür ist, dass sie eine vergleichsweise hohe Energiedichte aufweisen und direkt auf der Struktur appliziert werden können [12]. Piezoelektrisches Energy Harvesting eignet sich daher sehr gut für den Einsatz in engen und schwer zugänglichen Bereichen. Piezoelektrisches Energy Harvesting ist ein Forschungsgebiet, das eine Vielzahl von Anwendungsfällen und Mechanismen mit unterschiedlichen piezoelektrischen Materialien umfasst. Die am häufigsten verwendeten piezoelektrischen Materialien sind Piezokeramiken, aufgrund ihrer hohen Kopplungskoeffizienten und Ladungskonstanten [12]. Problematisch sind jedoch ihre hohe Dichte, ihre Sprödigkeit, ihre hohe Steifigkeit, die nicht immer erwünscht ist und bei kurzzeitigen Überbelastungen (insbesondere Zugbelastung) zum Versagen führen kann. Weiterhin besitzen sie einen Innenwiderstand,

der bei Niederfrequenzanwendungen zu einem nicht zu vernachlässigenden parasitären Strom zwischen den Elektroden führt. Außerdem enthalten viele Piezokeramiken umweltschädliche Stoffe wie Blei, was das Recycling und die Entsorgung erschwert. Diese Probleme können durch Energy Harvester (EH) mit leichten und flexiblen piezoelektrischen Polymeren überwunden werden. Materialien wie Polyvinylidenfluorid (PVDF) sind flexibler, weisen jedoch wesentlich geringere Ladungskoeffizienten als Piezokeramiken auf [13, 14].

Ferroelektrete (auch Piezoelektrete genannt), die in dieser Arbeit verwendet werden, bieten eine Alternative aufgrund ihrer geringen Dichte und ihrer hohen Wandlerkoeffizienten, die mit denen von Piezokeramiken vergleichbar sind [15]. Eine hohe Nachgiebigkeit und hohe Dehngrenzen erlauben außerdem große Verformungsamplituden der technischen Struktur, auf der sie angebracht sind. Dabei können lokale Oberflächendehnungen zur Energieumwandlung genutzt werden. Die Polymere sind zudem rezyklierbar, womit also umweltfreundlichere als auch leichtere Systeme als mit Piezokeramiken realisierbar sind. EH müssen stets an ihre Umgebungsbedingungen angepasst werden. Flugzeuge bestehen aus unterschiedlichsten Metallen und Kompositwerkstoffen, darunter Stahl, Aluminium, Titan, Kohlenstoff- (CFK) und Glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK). Dabei besteht ein Flugzeug wie die Boeing 777 zu ca. 50 % aus Aluminium. Andere Flugzeuge wie die Boeing 787 bestehen hingegen zu größeren Anteilen aus Kompositwerkstoffen [16]. In Kombination mit solchen Materialien, die Dehngrenzen besitzen, die um Größenordnungen niedriger sind als die von Ferroelektreten, können Ferroelektret-EH nur mittels einer mechanischen Energieumformung effizient genutzt werden. Die Ausnutzung der hohen Dehnungsgrenzen des Ferroelektrets tragen wiederum zu einer Maximierung der umgesetzten elektrischen Energie pro Lastzyklus bei. Daher ist Kern der Problemstellung der Dissertation die Nutzbarmachung dieser Biegeenergie für Ferroelektrete. In dieser Arbeit werden Konzepte beschrieben und diskutiert, die diesen Anforderungen gerecht werden.

1.1. Methodisches Vorgehen und Struktur der Dissertation

Für das Design von piezoelektrischen EH in Flugzeugstrukturen ist ein anwendungsgerechtes Optimierungsziel die Maximierung der erzielten Ausgangsleistung P_{el} pro eingesetzter EH-Masse m_{EH}

$$P_{el,m} = P_{el}/m_{EH}. \quad (1.1)$$

In dieser Arbeit werden neuartige Konzepte erarbeitet, die eine kleine Strukturdehnung mit einer hohen mechanischen Spannung auf eine hohe Dehnung mit für das Ferroelektret angepasster Spannung umformen. Durch die Energieumformung können die hohen δ_{3x} - und g_{3x} -Konstanten des Ferroelektret-Materials bei gleichzeitiger Vervielfachung der Dehnung ausgenutzt werden. Damit erreichen die Konzepte sie eine hohe

elektrische Leistung bei Verwendung einer sehr geringen Masse und damit einen hohen Wert von $P_{el,m}$.

Als Beispiel für eine Flugzeugkomponente wird ein Flügelkasten (vgl. Abbildung 1.1) gewählt, der zyklische Verformungen in Form von Oberflächendehnungen für Energy Harvesting bereitstellt.

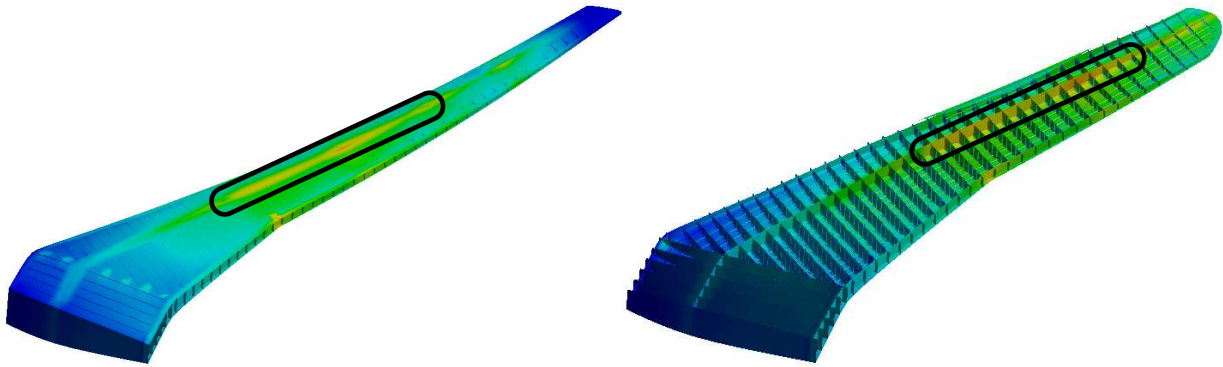


Abbildung 1.1.: Qualitative Dehnungsverteilung in der ersten Schwingungsmode der Wingbox-Struktur des NASA Common Research Model (blau: min., rot: max.) [17]. Schwarz umrandet sind mögliche Bereiche für piezoelektrisches Energy Harvesting. Links: gesamter Flügelkasten, rechts: Schnittansicht, (siehe Kapitel 4)

Mithilfe von Daten des Flügelkastenmodells der National Aeronautics and Space Administration (NASA) und unter Verwendung von Optimierungsalgorithmen können für die untersuchten Frequenzbereiche EH-Topologien definiert werden, die einen hohen Wert der massenbezogenen Leistung erreichen. Im niederfrequenten Bereich stellt der Verzicht auf eine Resonatormasse durch Verwendung der Strukturresonanz einen Neuheitswert dar. Die virtuell entwickelten und optimierten Konzepte werden schließlich experimentell validiert. Es soll außerdem gezeigt werden, dass die vorgeschlagenen Konzepte höhere Werte der Leistungsmetrik erreichen können als piezokeramische Flächenwandler- und andere Ferroelektret-EH. Die Auslegung der periodischen Anordnung der Konzepte mit Hilfe von Simulationen zeigt schließlich, wie die Leistung der EH skaliert werden kann. Dabei wird untersucht, ob schwingungsmindernde Effekte synergetisch genutzt werden können. Der Aufbau der Arbeit ist an das zuvor beschriebene Vorgehen angelehnt und in Abbildung 1.2 dargestellt.

1.2. Forschungsfragen

Die Bearbeitung orientiert sich an folgenden Forschungsfragen:

1. Welche Größenordnung der absoluten elektrischen Leistung kann mit den entwickelten Ferroelektret-EH unter realistischen strukturdynamischen Bedingungen in Flugzeugstrukturen erreicht werden?
2. Wie können die EH auch außerhalb ihrer eigenen Resonanz eine ausreichend hohe Leistung für Verbraucher bereitstellen?

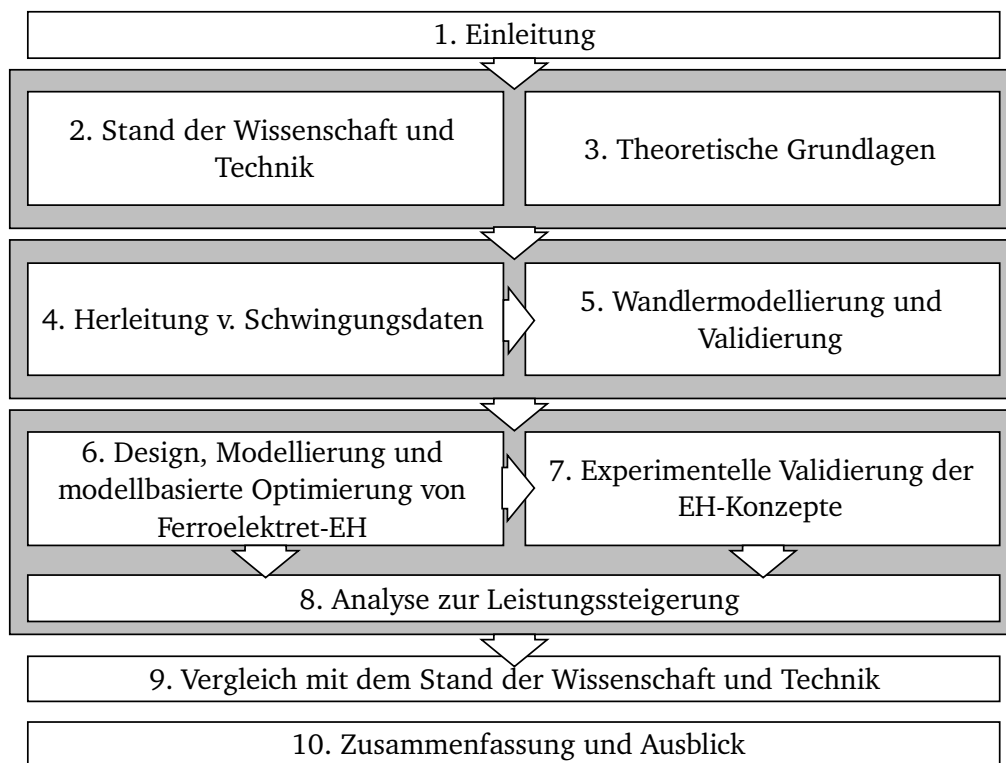


Abbildung 1.2.: Struktur der Arbeit

3. Welche Werte der untersuchten Leistungsmetriken können erreicht werden, wenn die EH periodisch angeordnet werden? Können durch solch eine Anordnung schwingungsmindernde Effekte induziert und in vorteilhafter Weise synergetisch zum Energy Harvesting genutzt werden?
4. Welche Gewichtsvorteile lassen sich mit den EH gegenüber anderen Lösungen erreichen?

1.3. Zusammenfassung des Kapitels

Im ersten Kapitel dieser Arbeit wurde motiviert, dass Energy Harvesting mit Ferroelektreten in Flugzeugstrukturen eingesetzt werden sollte. Die Hauptgründe sind einerseits die stetig ansteigende Elektrifizierung von Flugzeugen in den letzten Jahrzehnten. Andererseits können durch die geringe Dichte von Ferroelektreten extrem gewichtssparende Energy Harvesting Systeme realisiert werden, die sich positiv auf die Treibstoff- und damit Klimabilanz von Flugzeugen auswirken können. Schließlich wurden die Forschungsfragen dieser Arbeit zusammengefasst und der sich daraus ableitende Aufbau der Arbeit vorgestellt.

2. Stand der Wissenschaft und Technik

Dieses Kapitel beschreibt den aktuellen Stand der Wissenschaft zum Thema Energy Harvesting mit Ferroelektronen. Zudem wird kurz auf den Stand der Technik eingegangen.

2.1. Stand der Wissenschaft

Zur Darstellung des Stands der Wissenschaft werden im Folgenden die Themen Energy Harvesting, Ferroelektronen und der Vergleich von Wandlermaterialien diskutiert. Ausgehend davon wird auf die in der Arbeit adressierte Forschungslücke eingegangen.

2.1.1. Energy Harvesting

Viele energiesparende Sensoren arbeiten heutzutage im mW-Bereich [8]. Gleichzeitig gibt es in der Umgebung dieser elektrischen Verbraucher viele natürlich vorkommende Energiequellen. Daher beschäftigt sich die Wissenschaft seit einigen Jahrzehnten mit dem Thema Energy Harvesting. Energy Harvesting beschreibt die Nutzbarmachung unterschiedlicher Formen von Umgebungsenergie als elektrische Energie. Dazu kommen unterschiedliche Prinzipien zur Wandlung der Umgebungsenergie zum Einsatz. Die Formen der Umgebungsenergie teilen sich auf in optische Energie, thermische Energie und kinetische Energie. In Tabelle 2.1 sind Größenordnungen der Leistung unterschiedlicher Energiequellen und Wandlungsprinzipien aufgelistet. Im weitesten Sinne umfasst der Begriff Energy Harvesting daher auch typische erneuerbare Energien wie Windkraft, Photovoltaik, Solarthermie, Geothermie oder Gezeitenkraft [5, S. 1]. In dieser Arbeit bezieht sich der Begriff *Energy Harvesting* ausschließlich auf die Ernte von Energie aus Vibrationen technischer Strukturen. In vielen Strukturen treten Umgebungsvibrationen auf, die einerseits Lärm verursachen und deren Energie über der Zeit durch Materialdämpfung irreversibel in Wärme dissipiert wird. Dadurch bleibt die Vibrationsenergie ungenutzt. Beim vibrationsbasierten Energy Harvesting können unterschiedliche Wandlungsprinzipien zur Nutzbarmachung dieser Energie eingesetzt werden. Einerseits kann das Prinzip der elektromagnetischen Induktion ausgenutzt werden [18]. Andererseits sind elektrostatische Prinzipien [19, 20] möglich. Diese finden bspw. auch bei dielektrischen Elastomeren Anwendung [21, 22]. Zudem kann - wie in dieser Arbeit - der piezoelektrische Effekt für vibrationsbasiertes Energy Harvesting ausgenutzt werden.

Tabelle 2.1.: Größenordnungen der Leistung unterschiedlicher Energiequellen und Wandlungsprinzipien [23]

Energiequelle	Wandlungsmechanismus	Größenordnung der Leistung
Vibrationen	piezoelektrisch	bis zu 100 mW/cm ³
	elektromagnetisch	0,5 – 8 mW/cm ³
	elektrostatisch	8 nW – 42,9 μW/cm ³
Licht	photovoltaisch (außen)	100 mW/cm ²
	photovoltaisch (innen)	100 μW/cm ²
Wind	Turbine	200 – 800 μW/cm ²
thermisch	Thermoelektrisch, thermoionisch, Thermotunneling	60 μW/cm ²

Die Leistungsaufnahme unterschiedlicher Verbraucher reicht über mehrere Größenordnungen hinweg. In der Tabelle A.1 im Anhang sind Verbraucher aufgelistet, die von 1 μW (Elektronische Uhr) bis 150 mW (Fototransistor) reichen. Eine weitere Übersicht wird auch in [24] dargestellt, wobei die geringste Leistungsaufnahme schon mit 10 nW (Standby-Funktionen) beziffert wird. Mit Energy Harvesting werden somit Verbraucher mit sehr geringem Leistungsbedarf adressiert.

Ein Energy Harvesting System besteht aus vier verschiedenen Komponenten, wie in Abbildung 2.1 dargestellt. Ein Teilsystem des EH nimmt die Umgebungsenergie auf und gibt sie an einen Energiewandler weiter (z. B. ein thermoelektrischer Stapel, eine photovoltaische Zelle oder ein piezoelektrisches Element). Bei vielen Systemen, sind die Energieaufnahme und Wandlung durch ein einziges Element realisiert. Der Wandler gibt einen elektrischen Strom ab, der in seiner Amplitude stark schwanken kann. Daher muss er aufbereitet werden, bevor er gespeichert oder von einem elektrischen Verbraucher verwendet werden kann.

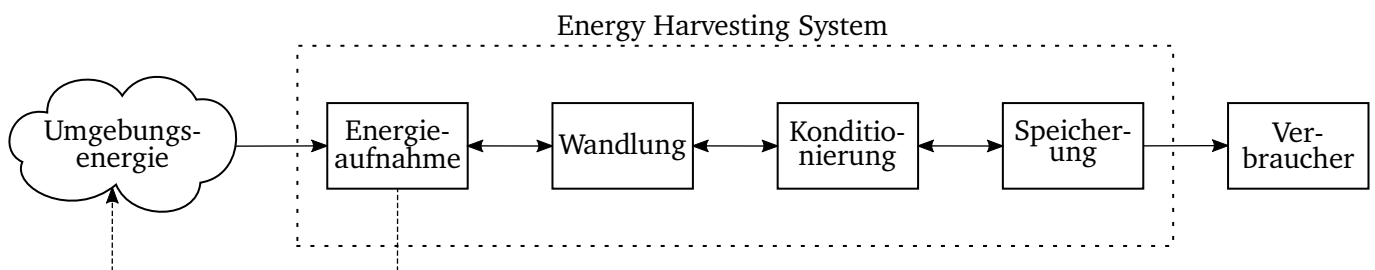


Abbildung 2.1.: Teile eines Energy Harvesting Systems, vgl. [5, S. 2]

In dieser Arbeit liegt der Fokus auf der Energieaufnahme und der Wandlung. Die elektrische Last wird - wie häufig in der Literatur - durchweg über einen optimalen Lastwiderstand abgebildet. Grund für diese Vorgehensweise ist die Tatsache, dass die Leistungskonditionierung die Leistungsausbeute aufgrund des Energieerhaltungssatzes nicht grundlegend verbessern kann. Es können lediglich die Leistungsverluste durch eine effiziente Wechselwirkung von Wandler und Konditionierung minimiert werden. Dies wird nicht als Teil

der wissenschaftlichen Fragestellung sondern als Teil einer praktischen Umsetzung eingeordnet. Auf diese Weise wird zudem der Parameterraum im Laufe der Arbeit auf wesentliche Inhalte reduziert.

Piezelektrisches Energy Harvesting

Piezelektrisches Energy Harvesting beschreibt die Umwandlung von mechanischer in elektrische Energie mithilfe eines piezelektrischen Materials. Die resultierende elektrische Leistung kann konditioniert und in einem elektrischen Verbraucher genutzt werden [25]. Während alle vibrationsbasierten Wandlungsmechanismen aus Tabelle 2.1 bei ausreichend großen Schwingungsamplituden bzw. -frequenzen eine nutzbare elektrische Leistung bereitstellen können, haben piezelektrische Materialien in der Literatur die größte Beachtung. Gründe dafür sind, dass sie die Dehnungsenergie der Struktur direkt in elektrische Energie umwandeln können und dass sie vergleichsweise einfach in Strukturen integriert werden können [12]. Diese Energieumwandlung erfolgt, weil die piezelektrische Molekularstruktur so ausgerichtet ist, dass das Material eine lokale Ladungstrennung aufweist. Diese wird als elektrischer Dipol bezeichnet. Wird dem Material Dehnungsenergie zugeführt, führt dies zu einer Verformung des Dipols und damit zu einer Ladungsverschiebung. Die Ausgleichsladungen auf den Elektroden erzeugen einen elektrischen Strom, der zur Energieversorgung verschiedener Geräte verwendet werden kann.

In der Literatur wird eine Vielzahl piezelektrischer EH mit unterschiedlichsten Materialien und Anwendungen seit den 1980er Jahren diskutiert. An dieser Stelle wird auf eine ausführliche Zusammenfassung verzichtet, da später auf Konzepte für Ferroelektret Energy Harvesting eingegangen wird. Es finden sich zahlreiche Zusammenfassungen bspw. in den Arbeiten [26, S. 3-10] oder [13, 27]. Die praktische Einschränkung von piezelektrischen Keramiken ist ihre Sprödigkeit, die zum Versagen bei kurzzeitig auftretenden erhöhten Dehnungen führen kann. Typische Piezokeramiken haben weiterhin eine Dichte in der Größenordnung von Stahl. Aus diesen Gründen sind Polymere in vielen Anwendungen vorteilhaft [28]. Piezelektrische Polymere wie PVDF können z. B. zur Ernte elektrischer Energie aus strömenden Medien verwendet werden. Ein Vorteil ist dabei, dass PVDF im Vergleich zu Piezokeramiken wie PZT (Blei-Zirkonat-Titanat) eine höhere Dehngrenze aufweist und dabei keine Ermüdungserscheinungen zeigt. Obwohl PVDF geringere piezelektrische Ladungskoeffizienten als PZT aufweist, kann durch ein Aufwickeln die aktive Fläche einfach vergrößert und somit mehr Energie als mit einer PVDF-Schicht erzeugt werden [29].

Die Effektivität und damit auch die Leistungsdichte eines piezelektrischen Wandlers hängen stark von der Dehnungsamplitude ab, die durch die Anregung im piezelektrischen Wandlerelement erzeugt wird. Die Anregungsenergie wird durch eine Hoststruktur bereitgestellt. Die Schwingungsamplituden der Hoststruktur sind am höchsten bei deren Eigenfrequenzen. Die Amplitudenvergrößerung für das piezelektrische Wandlmaterial wird zudem bei den Eigenfrequenzen des EH selbst maximiert. Damit ist die Effektivität des EH

am höchsten, wenn die Eigenfrequenz des EH an die der Hoststruktur angepasst wird. Die niederfrequente Eigenschwingform sollte bei der Konstruktion des EH bevorzugt werden, da die potenzielle Ausgangsleistung proportional zu $1/\omega$ ist, wobei ω die Anregungsfrequenz der Hoststruktur ist. Piezoelektrische Keramiken haben im Vergleich zu Verbundwerkstoffen und Polymeren derselben Größe und Geometrie mit derselben Schwingungsform wesentlich höhere Eigenfrequenzen. Wenn monolithische piezoelektrische Keramiken als energiewandelndes Material verwendet werden, liegt die niedrigste Resonanzfrequenz im Kilohertz-Bereich oder darüber, also deutlich außerhalb des Frequenzbereichs von Vibrationsquellen [30]. Aufgrund ihrer geringen Dämpfung haben piezoelektrische EH in der Regel einen begrenzten Resonanzfrequenzbereich. Daher stellt die Erzeugung hoher Leistungen über ein breites Frequenzband hinweg eine Herausforderung dar [20, S.29].

2.1.2. Ferroelektrete

Ferroelektrete, auch bekannt als Piezoelektrete, sind Gegenstand dieser Arbeit. Sie bestehen aus einem intern geladenen zellulären Dielektrikum, i. d. R. einem Polymer wie Polypropylen (PP), mit Hohlräumen, die in der Polarisationsrichtung Abmessungen von einigen Mikrometern aufweisen [31]. Die dazu senkrecht stehenden Abmessungen der Hohlräume liegen etwa eine Größenordnung höher. Das Wirkprinzip ist in Abbildung 2.2 zu sehen. Elektrete erzeugen ein permanentes elektrisches Feld, das durch eine erzwungene Ladungstrennung

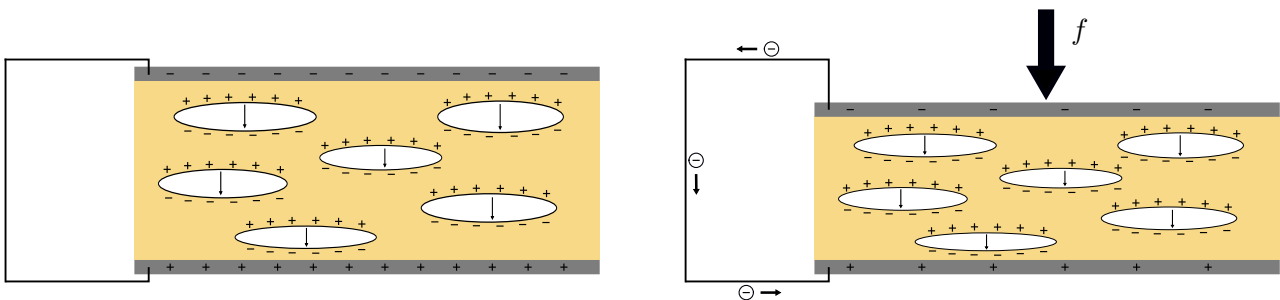


Abbildung 2.2.: Schematische Darstellung des Querschnitts und des Funktionsprinzips von Ferroelektreten [32, 33]

im Material selbst verursacht wird. Diese Ladungstrennung kann durch eine sogenannte Koronaaufladung induziert werden, die zu einem elektrischen Durchschlag im Dielektrikum führt. Durch metallische Elektroden, die auf das Material aufgedampft werden, entstehen beim Anschluss an einen Stromkreis Kompensations- bzw. Ausgleichsladungen. Bei einer mechanischen oder elektrischen Anregung wirken die geladenen Hohlräume als makroskopische Dipole, die dem Material piezoelektrische Eigenschaften verleihen. Die Ausgleichsladungen können somit als elektrischer Wechselstrom genutzt werden.

Polymerschäume wurden erstmals in den 1960er Jahren entwickelt. In den 1970er Jahren wurden die

piezoelektrischen Eigenschaften von elektrisch aufgeladenen heterogenen Polymersandwiches (aus harten und weichen Bestandteilen) erstmals demonstriert. Die Entwicklung zellulärer Ferroelektrite begann um 1990 in Finnland. Kari Kirjavainen und seine Mitarbeiter an der Technischen Universität Tampere und später am Technischen Forschungszentrum Finnlands führten die ersten Experimente zur Koronaaufladung an zellulären Folien aus Standardkunststoffen wie Polypropylen durch [34]. Außerdem berichteten sie über signifikante piezoelektrische Eigenschaften der intern geladenen Folien [31]. Schon damals wurde die Eignung zur generatorischen Energieumwandlung vorausgesagt. Seitdem wurden viele verschiedene Polymere als Materialien für Ferroelektrite untersucht. Es wurde die Polymerauswahl, Nachbehandlung und Bewertung der mechanischen und elektromechanischen Eigenschaften in zahlreichen Arbeiten beschrieben.

Die Herstellung von Ferroelektriten ist eine multidisziplinäre Aufgabe. Sie baut auf das Wissen der Polymerchemie auf, sowie auf den physikalischen Abläufen des Aufschäumens bzw. der Formgebung und der Polarisation. Die wesentlichen Nachbehandlungsschritte von Polymeren, um Ferroelektrite herzustellen, können wie folgt zusammengefasst werden:

- Formgebung des Dielektrikums zum Design der Hohlräume und der mechanischen Eigenschaften
- Metallisierung, bspw. durch Aluminiumbedampfung
- Korona- oder Kontaktaufladung [35]

Die Hohlräume können bspw. durch biaxiales Strecken eines Polymerschaums, der mit kleinen Partikeln gefüllt ist, erzeugt werden. Während des Streckens bilden sich Mikrorisse um die Partikel, die sich zu flachen Hohlräumen entwickeln [36]. Durch Expansion der Hohlräume können weiterhin mechanische Eigenschaften beeinflusst werden und damit die piezoelektrische Ladungskonstante erhöht werden [37]. Dies kann durch wiederholte Expansion nochmals verbessert werden [38].

Meist wurde polarisiertes zelluläres Polypropylen (PP) verwendet [31, 36, 39–43]. Um Eigenschaften wie thermische Stabilität und Linearität der Ladungskoeffizienten zu verbessern, befassten sich mehrere Arbeiten mit der Verwendung und Untersuchung von irradiation cross-linked PP (IXPP) [44–46]. Andere häufig verwendete Ferroelektritematerialien basieren auf Fluorpolymeren bzw. Fluorcarbonen [47–52]. Im Hinblick auf Sensorik und Energy Harvesting sind insbesondere Fluorethylenpropylen (FEP)-Ferroelektrite mit cross-Tunnel [53, 54] und parallel-Tunnel [14, 55–57] Struktur mit vergleichsweise hohem δ_{31} -Koeffizienten vielversprechend. In den letzten Jahren häufen sich zudem Veröffentlichungen zu Druckverfahren zur Realisierung vordefinierter Hohlraum-Geometrien [58]. Bioabbaubare Ferroelektrite stellen eine weite Variante dar, die die ökologische Kompatibilität gegenüber alternativen Wandlerwerkstoffen nochmals steigert [59–62].

Ferroelektrite liefern Ladungskoeffizienten $\delta_{3,j}$ in der gleichen Größenordnung wie Piezokeramiken und bieten darüber hinaus deutlich höhere Spannungskoeffizienten $g_{3,j}$ [63]. Dies führt zu einem hohen Figure

of Merit (FOM) bestehend aus dem Produkt der beiden Koeffizienten. Insbesondere bei Anwendungen mit konstanter mechanischer Spannung ist dies im Vergleich zu Piezokeramiken von Vorteil für Energy Harvesting [15, 64]. Aufgrund der hohen piezoelektrischen Wandlerkoeffizienten und der hohen strukturellen Flexibilität bzw. Nachgiebigkeit vereinen Ferroelektrete die Vorteile von Piezokeramiken und elektroaktiven Polymeren. Der gegenüber Piezokeramiken höhere Innenwiderstand der Ferroelektrete ist für niederfrequentes Energy Harvesting vorteilhaft, da es zu geringeren Leistungsverlusten kommt. Durch ihre geringe Steifigkeit können Ferroelektrete im Gegensatz zu Piezokeramiken als Feder-Dämpfer-Element eines EH nach seismischem Prinzip schon bei Frequenzen in der Größenordnung von 100 Hz mit im Vergleich zur Strukturmasse kleinen Resonanzmassen eingesetzt werden. Der genannte Frequenzbereich ist somit effektiv adressierbar.

In Abbildung 2.3 sind zwei Typen von Ferroelektreten dargestellt, die in dieser Arbeit untersucht werden. Das Ferroelektret IXPP ist links dargestellt. Es bietet eine erhöhte Temperaturstabilität der piezoelektrischen

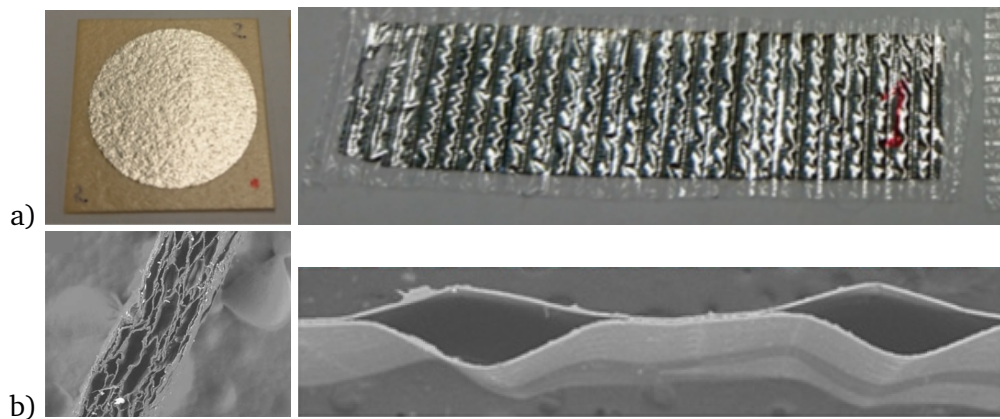


Abbildung 2.3.: Ferroelektrete, links: IXPP, rechts: Parallel-Tunnel FEP, a) Fotos, b) Mikrostruktur in Dickenrichtung [45, 55]

Wandlerkoeffizienten im Vergleich zu normalen Polypropylen-Ferroelektreten, die durch ein Bestrahlungsverfahren des Schaumstoffs erreicht wird. Ein Heißpressverfahren reduziert die Dicke und erhöht gleichzeitig die Nachgiebigkeit des Materials in Dickenrichtung. Nach der Koronaaufladung entstehen an den Hohlräumen des Schaums elektrische Oberflächenladungen, die ein quasi-permanentes elektrisches Feld erzeugen [31]. IXPP wird meist als δ_{33} -Wandler eingesetzt. Das Material funktioniert auch im δ_{31} -Modus. IXPP liefert üblicherweise δ_{33} -Konstanten im Bereich von 300 bis 700 pC/N und liegt damit in der gleichen Größenordnung wie Piezokeramiken. Die Ladungskonstanten senkrecht zur Polarisationsachse sind etwa zwei Größenordnungen niedriger [14, 65]. Ein weiterer Typ ist das parallel-Tunnel Fluorethylenpropylen (FEP) mit einer makroskopischen Tunnelstruktur, die durch Verschmelzung von zwei gewellten FEP-Schichten hergestellt wird. Die Struktur ist auf der rechten Seite der Abbildung dargestellt. Die Tunnel funktionieren ähnlich wie die Zellen der zellulären Ferroelektrete als makroskopische Hohlräume. Wenn das Material einer äußeren Belastung senkrecht zur

Längsachse der Tunnel ausgesetzt wird, verformen sich die Tunnel und ein elektrisches Potenzial kann zwischen den Elektroden gemessen werden. Parallel-Tunnel FEP ist zur Verwendung als δ_{31} -Wandler ausgelegt, wobei es auch hohe δ_{33} -Konstanten von bspw. 1300 pC/N besitzt [14].

Klassifikation von Ferroelektreten

In Abbildung 2.4 ist eine Systematik zur Klassifikation von Ferroelektreten dargestellt. Ferroelektrete sind ein Teil der piezoelektrischen Polymere, die wiederum in die Klasse der elektroaktiven Polymere (EAP) eingeordnet werden können. EAP sind flexible Polymere, die unter dem Einfluss eines elektrischen Felds ihre

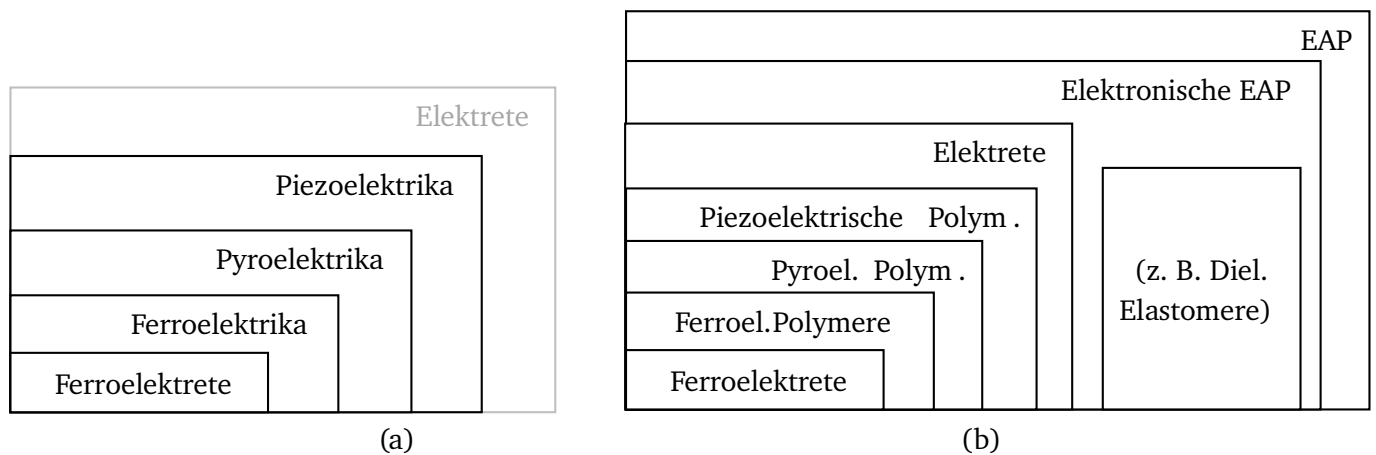


Abbildung 2.4.: Einordnung der Ferroelektrete mit allg. Elektret-Definition nach Heavyside (a) und Eingrenzung nach Sessler (b) [66]

geometrische Form ändern [22, S.7]. Hierbei kann in elektronische und ionische EAP unterschieden werden. Piezoelektrische Polymere fallen unter die elektronischen EAP zusammen mit den meist für aktorische Zwecke eingesetzten dielektrischen Elastomeren und weiteren Materialien, auf die hier nicht weiter eingegangen wird [67, S.3]. Dielektrische Elastomere weisen in Abgrenzung zu piezoelektrischen Polymeren keinen dominanten piezoelektrischen Effekt auf. Sie bestehen aus einem inkompressiblen, stark verformbaren dielektrischen Medium und zwei Elektroden, die wie ein Kondensator aufgebaut sind. Wenn ein elektrisches Feld an die parallelen Elektroden eines Kondensators angelegt wird, erzeugen die coulombschen Kräfte zwischen den Ladungen eine mechanische Spannung, die so genannte Maxwell-Spannung [67, S.18 f.]. Piezoelektrische Polymere lassen sich nach [28] basierend auf ihrer Topologie und ihres Dipolmoments aufteilen in Bulk Polymere, Void Charged Polymere und Composite Polymere. Eine mechanische Streckung, sowie thermische und Hochspannungsbehandlung können verwendet werden, um kristalline Phasenumwandlungen zu bewirken. Die Streckung des Polymers kann die Ausrichtung der amorphen Stränge in der Filmebene unterstützen und erleichtert die gleichmäßige Ausrichtung der Kristallite durch ein elektrisches Feld [68]. Das Maß

der Ladungsverschiebung ist in polymeren oder ionischen Ferroelektrika viel kleiner als in Ferroelektriten [28]. In Abbildung 2.4 ist zudem die Abgrenzung zu den übergeordneten Elektreten dargestellt. Dabei wird die Definition nach Sessler gegenüber der sehr allgemeinen Definition nach Heavyside gewählt. Ein Elektret ist ein dielektrisches Material, das eine quasipermanente elektrische Ladung aufweist. Der Begriff "quasipermanent" bedeutet, dass die Zeitkonstanten, die den Abbau der Ladung charakterisieren, viel länger sind als die Zeiträume, in denen Untersuchungen mit dem Elektret durchgeführt werden oder in denen es für die Anwendung relevant ist [66].

Im Vergleich zu Elektreten zeichnen sich Ferroelektrite durch die geladenen Hohlräume als dominante Dipole aus. Weiterhin lassen sich die Ferroelektrite wie in Abbildung 2.4 (a) gezeigt in die Klasse der Ferroelektrika einordnen, die Teil der Piezoelektrika und Pyroelektrika sind. Ferroelektrika sind Materialien, die eine spontane elektrische Polarisation besitzen, die sich durch Anlegen eines geeigneten elektrischen Feldes E umkehren lässt. Dies wird Polarisationsumkehr oder -wechsel genannt und wird immer von einer Hysteresekurve begleitet. Diese charakteristische Eigenschaft eines Materials wurde 1921 von Valasek entdeckt und ist als Ferroelektrizität bekannt [67, S.100]. Ferroelektrite weisen entsprechend ihres Namens eine ausgeprägte Ferroelektrizität und damit auch eine dielektrische Hysterese und Schmetterlingshysterese auf [31], die sich qualitativ ähnlich wie bei Piezokeramiken verhalten. Diese sind in Abbildung 2.5 hinsichtlich Polarisation und Dehnung in Abhängigkeit der elektrischen Feldstärke dargestellt. Im Gegensatz zu Piezokeramiken wird

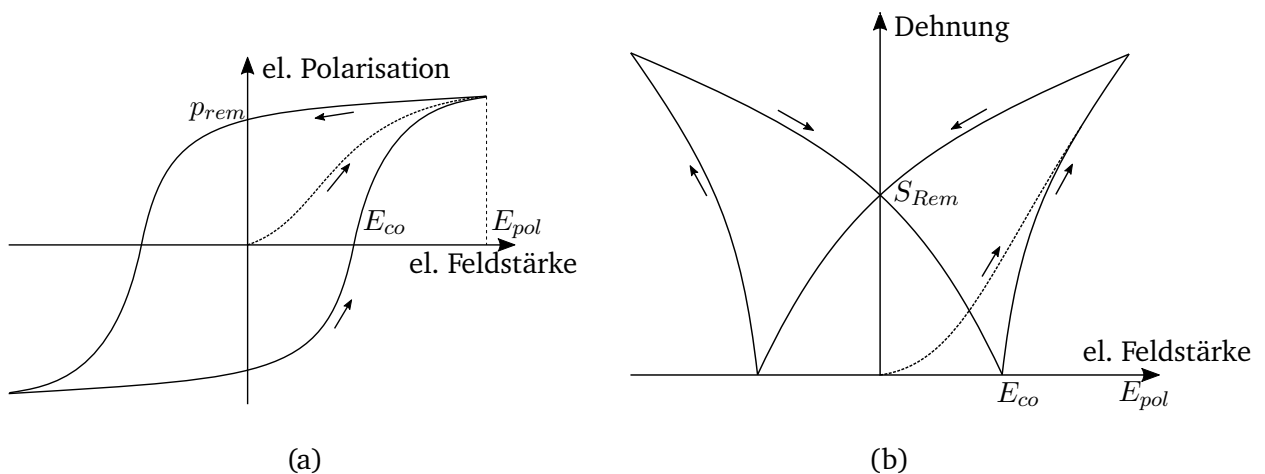


Abbildung 2.5.: Hysteresekurve von Ferroelektriten. Dielektrische Hysterese (a) und Schmetterlingshysterese der Dehnung (b) [31, 69]

die Hysterese nicht durch die Ausrichtung der Domänen im Material, sondern durch die Polarisation der makroskopischen Dipole verursacht.

2.1.3. Ferroelektret und Elektret Energy Harvester

Ferroelektrete wurden erstmals 2012 als Wandlermaterial für Energy Harvesting untersucht [20, S.4]. In den Arbeiten [70, 71] wird die Untersuchung der direkten Verwendung zu diesem Zweck beschrieben, indem Ferroelektret-Proben unter harmonischer Anregung in Längsrichtung gedehnt werden. Dabei werden PP-Ferroelektretproben von Emfit, Corp. einer Dehnungsanregung unterzogen, um mehrere μW an kontinuierlicher Leistung zu liefern. In den letzten Jahren wurden mehrere Energiegewinnungskonzepte mit Ferroelektret-Materialien diskutiert. Pondrom et al. [72, 73] präsentierten die ersten Studien über gestapelte Ferroelektrete zur Energiegewinnung. Dabei wurden mehrere Schichten von Ferroelektreten verwendet und direkt in der Dickenrichtung unter Zuhilfenahme einer seismischen Resonatormasse angeregt. Durch Ausnutzung von Resonanzeffekten der EH konnten Leistungen im μW -Bereich erreicht werden. Die Arbeiten [20, 72] und Zhang et. al. [74] untersuchten dabei Konzepte für ein- und mehrschichtige Ferroelektret-EHs unter Verwendung des Materials IXPP, wie es in dieser Arbeit verwendet wird. Des Weiteren zeigten Zhang et al. [14] einen Ferroelektret-Nanogenerator unter Verwendung eines FEP-Ferroelektrets mit einer Tunnelstruktur. Ben Dali et. al. untersuchten das Verhalten des letztgenannten Materials, das mechanisch parallel zu einem freitragenden Balken mit einer Endmasse eingespannt ist [75]. In einer nachfolgenden Arbeit wurden Vorspannungseffekte untersucht und ausgenutzt [76].

In der Literatur werden zudem einige Arbeiten zu Mensch-Maschine-Interfaces für sensorische und Energy Harvesting Anwendungen in Verbindung mit Ferroelektreten untersucht [57, 77–82]. In anderen Arbeiten wird die Verwendung von zellulärem Ferroelektret zur Gewinnung von Energie aus dem menschlichen Körper beim Gehen [83] und aus arteriellen Kräften und Rachenbewegungen diskutiert [84].

Elektret Energy Harvesting beschreibt im Gegensatz dazu ein elektrostatisches Prinzip, bei der die Wechselspannung durch das Bewegen eines Elektretmaterials zwischen zwei Elektroden erreicht wird. Unterschiedliche Arbeiten zu diesem EH-Typ berichten Leistungen von $8 \mu\text{W}$ bei 2 kHz Anregungsfrequenz und einer Beschleunigung von $1 g$ [85]. In weiteren Arbeiten wird diese Größenordnung bestätigt [86, 87]. Suzuki et. al. [88] zeigen einen Elektret-EH der bei Frequenz von 63 Hz und bei einer Beschleunigung von $2 g$ eine Leistung von $1 \mu\text{W}$ bereitstellt.

Durch ihre geringe Dichte bieten Ferroelektrete grundsätzlich ein großes Potenzial für den Einsatz als EH in Leichtbau-Strukturen, was in der Literatur allerdings nicht quantitativ dargestellt wird. Die direkte Anbringung von Ferroelektreten an schwingenden metallischen Strukturen kann nicht zu einer effektiven Energieernte führen, da sich die Dehngrenzen von technisch relevanten Metallen deutlich unter der Dehngrenze von Ferroelektreten befinden. Um die Effektivität zu steigern, werden daher Methoden benötigt, die die mechanische Kopplung erhöhen.

Modellierung von Ferroelektreten

Zur Modellierung der piezoelektrischen Eigenschaften von Ferroelektreten basierend auf zellulärem PP wird häufig ein vereinfachtes Modell mit abwechselnden Schichten aus Feststoff und Luft verwendet [20, S.14]. Die Schichten werden als homogen in der Ebene angenommen. Weiterhin wird vorausgesetzt, dass die beiden Festkörperoberflächen eine ebene Gesamtladungsdichte aufweisen und dass keine Volumenladungen vorhanden sind [20, 39]. Bei der Modellierung von zellulärem PP wird eine grundsätzliche Nichtlinearität des δ_{33} -Koeffizienten gegenüber der mechanischen Last zugrunde gelegt. Dies ist hauptsächlich auf das Ansteigen des E-Moduls mit steigender mechanischen Spannung zurückzuführen [89]. Dieses Verhalten ist typisch für Polymerschäume und wird von einigen weiteren Studien beschrieben. Für kleine mechanische Spannungen weist das Material jedoch ein linear-elastisches Verhalten auf. Bis ca. 10% Dehnung kann dieses noch mit guter Näherung angenommen werden [90]. Da die Ladungskonstante mit steigender Spannung bzw. Dehnung zunimmt, können bei einer linearen Annahme im Modell die Ergebnisse als konservativ angesehen werden, so lange ein ausreichend großer Abstand zu den mechanischen Versagensgrenzen der mechanischen Strukturen im EH vorliegt. Analytische Modelle von Pondrom für die elektrische Leistung von Ferroelektret-EH sind sowohl für den δ_{33} - als auch den δ_{31} -Modus definiert [20]. Die Modelle beschreiben Systeme mit einem Freiheitsgrad und einer seismischen Resonatormasse und sind für eine bestimmte Frequenz ausgelegt. Die Wandlermodellierung von PP-basierten Ferroelektreten ist in einigen Arbeiten auch als homogenisiertes FE Modell realisiert [11, 91]. Zur Modellierung von FEP-basierten Ferroelektreten existieren ebenfalls Arbeiten, jedoch deutlich weniger als zu PP. Bei FEP-Ferroelektreten mit Tunnelstruktur ist die Besonderheit, dass die Beschreibung der Piezoelektrizität über die g_{31} -Konstante erfolgt und nicht über die δ_{31} -Konstante. Dies liegt darin begründet, dass die δ_{31} -Konstante abhängig ist von der Dicke des Materials und diese nicht konstant über der Länge ist. In den meisten Arbeiten wird eine analytische Modellbildung verfolgt [14, 75, 76, 92]. Andere Arbeiten führen eine Homogenisierung des Materials durch, um es durch die δ_{31} -Konstante beschreiben zu können [56, 93].

Ersatzschaltbild von piezoelektrischen EH

Um die Interaktion zwischen einem Ferroelektret-Wandler und der elektrischen Schaltung zur Leistungskonditionierung zu verstehen, kann das Verhalten des Wandlers in einem elektrischen Ersatzschaltbild veranschaulicht werden. Dieses Ersatzschaltbild kann in Anlehnung an konventionelle piezoelektrische Werkstoffe entweder als Spannungs- oder Stromquelle dargestellt werden, wie in Abbildung 2.6 gezeigt. Die Kapazität des Wandlers wird in diesem Ersatzschaltbild als Innenimpedanz berücksichtigt. u_Q ist die Spannung des Wandlers in der Darstellung als Spannungsquelle. Die Wandlerkapazität ist C_p , u_C ist die Spannung am Kondensator.

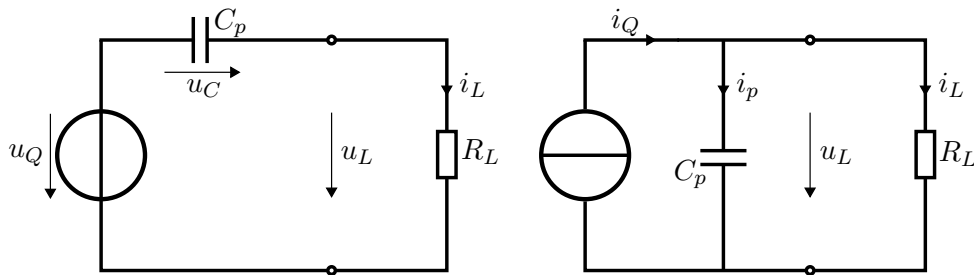


Abbildung 2.6.: Ersatzschaltbild eines piezoelektrischen Wandlers als Spannungsquelle (links) und Stromquelle (rechts) [93]

Der Lastwiderstand R_L wird durch einen Spannungsabfall u_L und Strom i_L charakterisiert. Ist der Wandler als Stromquelle angenommen, ist i_Q der Wandlerstrom und i_p der in die Kapazität fließende Wechselstrom. Ausgehend von diesen Ersatzschaltbildern wird die Methode der Impedanzanpassung abgeleitet [94]. Am Beispiel des Wandlers als Stromquelle und unter der Annahme eines sinusförmigen Stroms $i_Q(t) = \frac{1}{\sqrt{2}} I_Q \sin(\omega t)$ wird die Leistung P_L maximal, wenn R_L äquivalent zum Betrag der Impedanz der Quelle Z_Q ist. Für den Ferroelektret-Wandler ergibt sich der optimale Lastwiderstand somit zu $R_{L,opt} = |Z_Q| = 1/(\omega C_p)$. Bei optimaler Anpassung der elektrischen Last teilt sich die effektive elektrische Spannung jeweils zur Hälfte auf den Lastwiderstand und die Quelle auf. Durch den Kurzschlussstrom und die Leerlaufspannung kann die komplexe Impedanz des EH bestimmt werden [29]. Die Methode der Impedanzanpassung ist nicht nur im Wechselspannungsbetrieb gültig, sondern kann nach [95, 96] auf eine Brückengleichrichterschaltung angewandt werden. Die Brückengleichrichterschaltung repräsentiert die einfachste Form einer Zwischenschaltung für Energy Harvesting und wird in wissenschaftlichen Veröffentlichungen oftmals als Standard EH bezeichnet. Eine Herausforderung stellt die hohe Impedanz der Ferroelektrete dar. Um beim Energy Harvesting die nutzbare Energieausbeute zu maximieren, muss eine Impedanzanpassung zwischen Ferroelektret als Quelle und des nachgeschalteten elektrischen Verbrauchers vorliegen [94]. Die Impedanz verhält sich gemäß einer Hyperbelfunktion in Abhängigkeit der Frequenz und besitzt daher einen sehr hohen Wert im quasistatischen Bereich. Dieser kann den Wert der Eingangsimpedanz des nachgeschalteten Verbrauchers überschreiten, sodass große Verluste entstehen. Die großen Impedanzen der Ferroelektrete können bei quasistatischen Messungen jedoch auch vorteilhaft genutzt werden, da sich eine größere Zeitkonstante beim Entladevorgang ergibt als bei anderen piezoelektrischen Materialien [93]. Zur Berücksichtigung des Innenwiderstands können Ersatzschaltbilder als Reihenschaltung von Kontaktwiderstand und Parallelschaltung der Kapazität und des Innenwiderstands wie in [97] oder [98] Anwendung finden.

2.1.4. Vergleich von piezoelektrischen Wandlermaterialien und EH

Metriken für den Vergleich unterschiedlicher EH bzw. der verwendeten Wandlermaterialien sind nicht ohne weitere Informationen wie z. B. den Einsatzzweck zu definieren. Es kann bspw. die Effektivität von größerer Bedeutung sein als die Effizienz. Ersteres ist abhängig von der Anregungsamplitude und damit von der Anwendung. Die Effizienz ist bei piezoelektrischen Wandlermaterialien rein durch den elektromechanischen Kopplungskoeffizienten und damit über Materialeigenschaften definiert. Daher kann alleine mit der Effizienz des Wandlermaterials keine Aussage über die Eignung für eine spezifische Anwendung getroffen werden [99]. Weiterhin ist die maximale Leistung des EH meist direkt abhängig von Eigenschaften des EH-Designs, insbesondere von den geometrischen Abmessungen. Daher ist die absolut erreichbare Leistung ebenfalls keine sinnvolle Leistungsmetrik, da die geometrischen Abmaße hierzu einfach vergrößert werden können [99]. Die generierbare Leistung pro Masse ist wegen des großen Einflusses der Masse auf den Treibstoffverbrauch speziell für Flugzeuge relevant. Da das Verhältnis bei einer periodischen Anordnung der EH konstant bleibt, ist es sinnvoll, bei der Auslegung mindestens für einen Geometrieparameter einen konstanten Wert vorzugeben. Ein Vorteil der Verwendung von Piezokeramiken ist die hohe Effizienz der Energieumwandlung, quantifiziert durch den elektromechanischen Kopplungskoeffizienten, im Vergleich zu anderen piezoelektrischen Materialien. Nachteile sind jedoch die hohe Steifigkeit und Dichte von Piezokeramiken. Bei hohen Belastungen und Auslenkungen kann die Keramik brechen und der EH damit unbrauchbar werden. Verschiedene flexible piezoelektrische Polymere, darunter PVDF, aktive Faserverbundwerkstoffe (AFC) und Makrofaserverbundwerkstoffe (MFC), wurden daher in der Vergangenheit für Energy Harvesting untersucht [8]. Ein Vorteil von Ferroelekturen gegenüber PZT-basierten Keramiken ist ihre umweltverträgliche, bleifreie Zusammensetzung. Sie bieten zudem vergleichbare piezoelektrische Ladungskonstanten bei deutlich geringerer Dichte [71]. Im Vergleich zu Piezokeramiken unterscheiden sich die Materialeigenschaften von Ferroelekturen vor allem durch wesentlich höhere Nachgiebigkeiten $s_3 = 1/Y_3$ und wesentlich geringere Permittivitäten ϵ_{33} , während die Ladungskonstanten δ_{33} in der gleichen Größenordnung liegen (vgl. Tabelle 6.8). Da der elektromechanische Kopplungskoeffizient eines piezoelektrischen Materials im δ_{33} -Modus definiert ist als

$$\kappa_{33}^2 = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^E}{\epsilon_{33}^T} = \frac{W_{2,i}}{W_{1,i} + W_{2,i}} \quad (2.1)$$

ist der allgemeine Wirkungsgrad der Energieumwandlung in Ferroelekturen selbst geringer als in Piezokeramiken. Dies liegt an den viel niedrigeren Elastizitätsmoduln (etwa fünf Größenordnungen niedriger), während die Dielektrizitätskonstanten nur etwa drei Größenordnungen niedriger liegen. $W_{1,i} + W_{2,i}$ repräsentiert die insgesamt umgesetzte mechanische Energie pro Lastzyklus und $W_{1,i}$ die anteilig davon elektrisch gespeicherte

potentielle Energie zwischen den Elektroden mit

$$W_{1,i} + W_{2,i} = \frac{1}{2} S_3 Y_3 A_p t_p \quad (2.2)$$

und mit Gleichung 2.1, folgt die Beziehung

$$W_{1,i} = \frac{1}{2} \kappa_{33}^2 S_3 Y_3 A_p t_p. \quad (2.3)$$

Zum Vergleich von EH werden in der Literatur häufig sog. Figures of Merit (FOM) verwendet. Teilweise wird der elektromechanische Kopplungskoeffizient als solche verwendet. Eine weitere FOM, die für Energy Harvesting häufig relevant ist, bildet das Produkt aus Ladungskoeffizient und elektrischem Spannungskoeffizient. Diese FOM ist bei Ferroelekturen deutlich höher als bei Piezokeramiken.

Die Abbildung 2.7 zeigt einen Vergleich von PZT und IXPP-Ferroelekturen für zwei Szenarien. Die linken

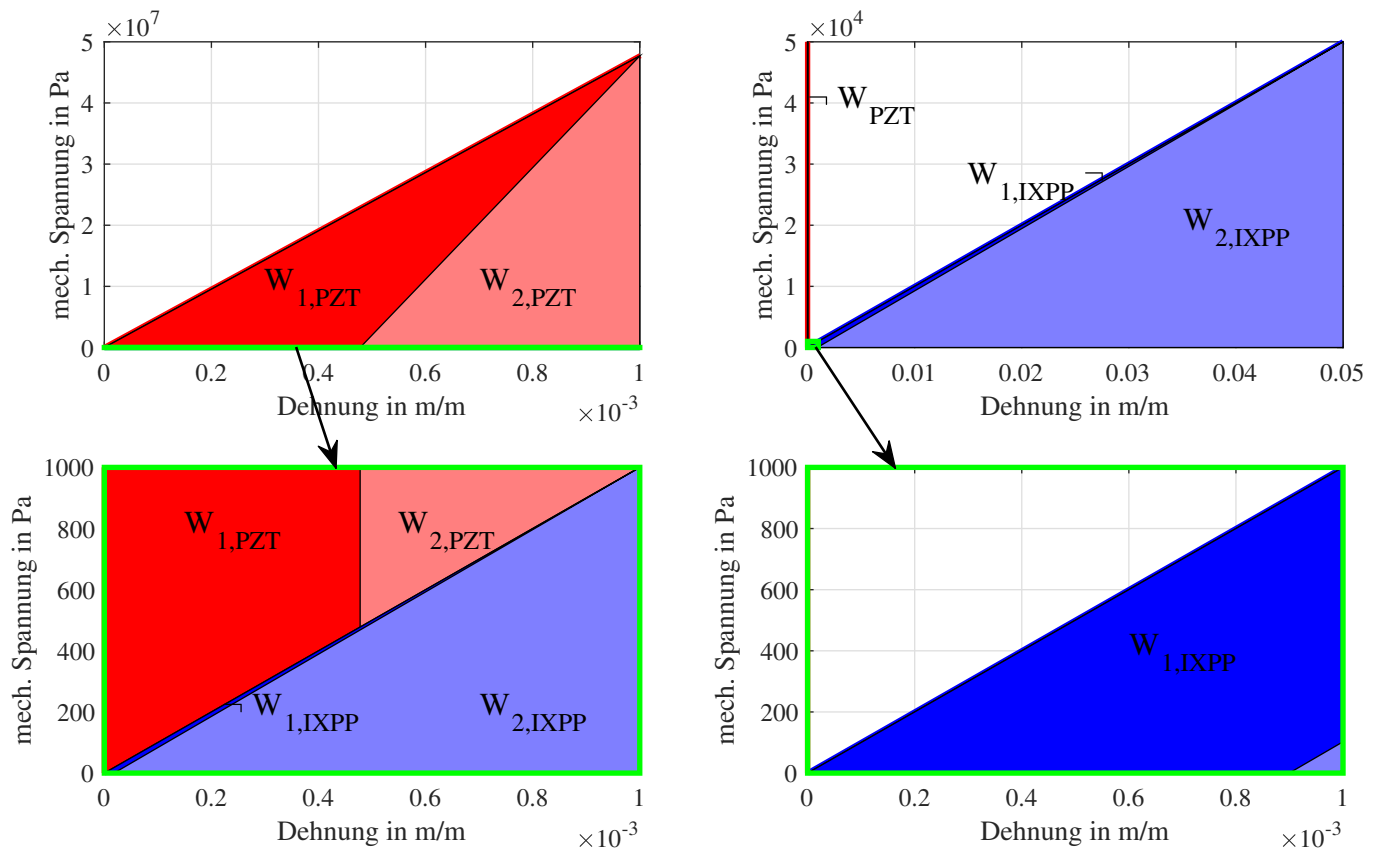


Abbildung 2.7.: Vergleich von PZT und IXPP. Links: unter gleichen Dehnungsbedingungen (Grenze: maximal zulässige Dehnung von PZT); Rechts: Gleiche mechanische Spannungsbedingungen (Grenze: maximal zulässige Spannung von IXPP).

Bilder zeigen das Verhalten unter gleichen Belastungsbedingungen, wobei die maximal zulässige Dehnung von PZT als Randbedingung angenommen wird. In diesem Fall schneidet die PZT-Keramik in Bezug auf die elektrische Energieumwandlung besser ab als das IXPP-Ferroelektret. Im zweiten Fall (rechte Bilder) jedoch, bei dem die maximal zulässige Spannung des IXPP als Einschränkung genommen wird, zeigt das IXPP eine viel größere umgewandelte elektrische Energie als die PZT-Keramik. Dies entspricht dem erwähnten hohen FOM, da die Ladungs- und Spannungskoeffizienten in Bezug auf die mechanische Spannung definiert sind.

Ein wesentlicher Vorteil von Ferroelektreten ist darüber hinaus ihre einfache Anwendung und die Möglichkeit eines resonanten Einsatzes in niedrigeren Frequenzbereichen in Verbindung mit Resonatormassen. Dies kann nach dem seismischen Prinzip zu erhöhten Materialdehnungen führen, die notwendig sind, um den Vorteil einer hohen FOM zu nutzen. Basierend auf den Modellen von Pondrom [100] mit der optimalen Leistung eines δ_{33} -Harvesters nach seismischem Prinzip von

$$P_{opt} = n_p \frac{m_s^2 \delta_{33}^2 a^2 \omega_{0,n}}{8 \zeta_n^2 C_0} \quad (2.4)$$

kann ein einfacher Vergleich zwischen Ferroelektret und Piezokeramik Energy Harvesting nach seismischem Prinzip durchgeführt werden. n_p beschreibt die Schichtenanzahl in einem Stapel von Ferroelektreten, m_s die Resonatormasse, δ_{33} die piezoelektrische Ladungskonstante, a die Anregungsbeschleunigung, $\omega_{0,n}$ die Frequenz und ζ_n die Dämpfung C_0 die Kapazität. In Abbildung 2.8 sind die Leistungskurven für EH nach dem seismischen Prinzip mit beiden Materialien für verschiedene Fälle dargestellt. Bei der Verwendung von IXPP ist jeweils der Fall mit einer Schicht (gleiches Volumen wie PZT) und als Stack (gleiches Gewicht wie PZT) dargestellt. Mit einer Resonatormasse von $m_s = 50$ g und bei 1 g Anregung (siehe Abbildung 2.8 (a)) ist die maximale Leistung der IXPP-Schicht etwa eine Größenordnung höher als die der PZT-Schicht, die Leistung des Stacks mit gleicher Masse wie die Keramik hat eine ca. 40 mal höhere Leistung. Um einen PZT-EH mit gleicher Eigenfrequenz wie die des IXPP-EH mit einer Schicht zu erreichen (siehe Abbildung 2.8 (b)), würde eine theoretische Masse von 2384 kg benötigt. Um die gleiche Leistung wie der IXPP-Stack-EH zu erreichen (siehe Abbildung 2.8 (c)), würde beim PZT-EH eine 20 mal so große Resonatormasse benötigt. Zudem ist hierbei die erste Eigenfrequenz um etwa zwei Größenordnungen höher. Da die Beschleunigungsamplituden in den meisten Leichtbaustrukturen bei niedrigen Frequenzen höher sind, ist dies als sehr nachteilig für die Verwendung der Keramik anzusehen.

Mechanismen zur Leistungssteigerung piezoelektrischer EH

In Anwendungsfällen, in denen nur eine geringe Dehnungsanregung als Energiequelle vorliegt, kann eine mechanische Energieumformung notwendig sein, um die Vorteile der Ferroelektrete zu nutzen. Mechanismen

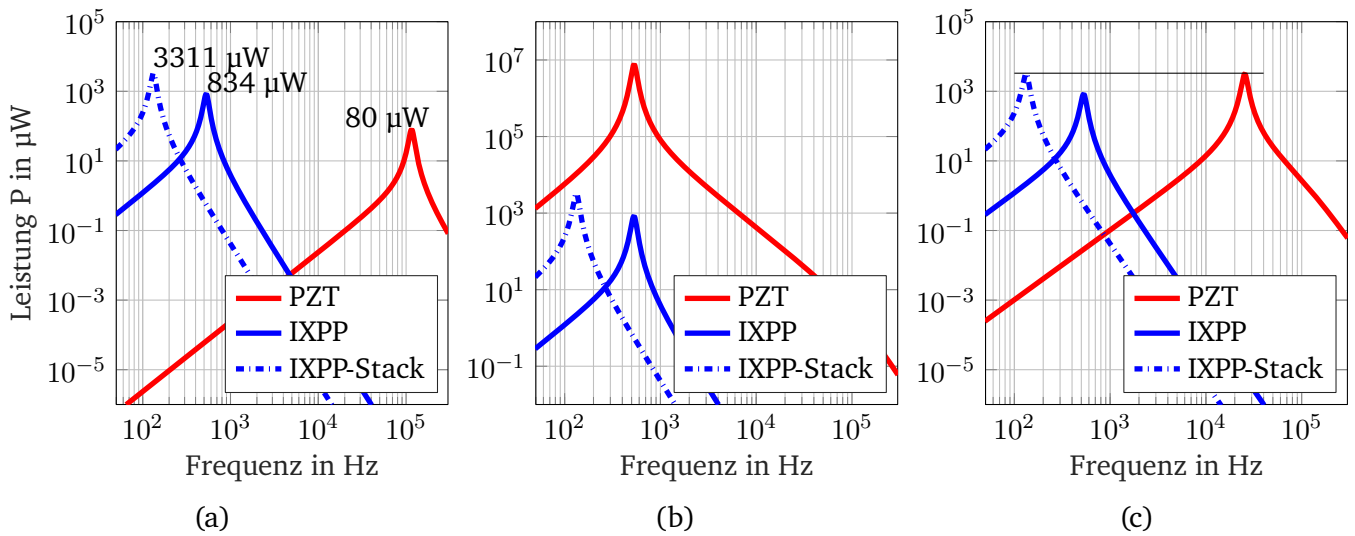


Abbildung 2.8.: Dynamischer Vergleich FEF mit seismischer Masse und PZT. (a) Gleiche Resonatormasse von $m_s = 50$ g, (b) gleiche Eigenfrequenz und (c) gleiche Leistung

zur Erhöhung des FOM mit Hilfe von Piezokeramiken werden z. B. von KIM et. al. [64] diskutiert unter Verwendung einer Struktur zur Dehnungsverstärkung und einer gleichmäßigeren Verteilung der mechanischen Spannungen. Andere Beispiele werden in [101] und [102] beschrieben, wobei eine große Dehnungsanregung in eine kleine Dehnung mit großen Kräften umgeformt wird. Damit wird die Anregung an die Dehngrenzen der Piezokeramiken angepasst. Ein Mechanismus, der mehr als eine Belastungsrichtung eines piezokeramischen Materials gleichzeitig verwendet, wird in [103] untersucht, wobei die Eigenschaften einer auxetischen Hoststruktur genutzt werden. Da die verwendeten Piezokeramiken sehr steif sind, muss der Mechanismus in den genannten Arbeiten ebenfalls steif werden. Dies verursacht ein großes Materialvolumen mit entsprechendem Gewicht. In [104] wird ein Überblick über sogenannte *Compliant Mechanisms* für piezoelektrisches Energy Harvesting gegeben. Insgesamt wird keiner der beschriebenen Mechanismen basierend auf einer Dehnungs- bzw. Biegeanregung ausgelegt. Zudem werden Ferroelektrite in keiner der Quellen adressiert. Mechanismen mit PVDF werden diskutiert und erreichen Leistungen bis zu $112 \mu\text{W}$ bei einer Anregungsbeschleunigung von $0.5 g$. Eine Resonatormasse kann ebenfalls als Mechanismus zur Leistungssteigerung angesehen werden, wird in dieser Arbeit aber durchgängig gesondert benannt. Neben Energy Harvesting werden Mechanismen im Zusammenhang mit piezoelektrischen Wandlern auch im weitesten Sinne für die aktorische Anwendung mit Stellwegvergrößerung für Positionieraufgaben wie in [105] oder auch für aktive Lagerungen verwendet, wie in [106] beschrieben.

2.1.5. Forschungslücke

Derzeit ist keine Arbeit aus der Literatur bekannt, die Ferroelektret-EH für eine Biegungsanregung als Kombination aus Oberflächendehnung und Strukturkrümmung auslegt und optimiert. Zudem wird abgesehen von Humanbewegungen kein konkreter Anwendungsfall adressiert, bei dem die Leistung der EH unter einer realistischen Last abgeschätzt wird. Konzepte aus der Literatur, die nach seismischem Prinzip mit einer Beschleunigungsanregung funktionieren, lassen sich nur bedingt für eine Biegungsanregung verwenden, insbesondere im sehr niederfrequenten Bereich. Weiterhin ist die Untersuchung von Ferroelektret-EH in periodischer Anordnung zur Leistungserhöhung bisher nicht in der Literatur diskutiert. In dieser Arbeit werden Mechanismen vorgeschlagen, die den umgekehrten Effekt von [101] oder ähnlichen Veröffentlichungen nutzen, indem eine niedrige Dehnung mit einer hohen mechanischen Spannung auf eine hohe Dehnung mit einer moderaten mechanischen Spannung übertragen wird, die zu dem verwendeten Ferroelektret-Material passt. Durch die Übertragung können die hohen longitudinalen δ_{33} -Konstanten von IXPP bzw. im Fall von parallel-Tunnel FEP die transversalen δ_{31} -Konstanten bei gleichzeitiger Vervielfachung der Dehnung ausgenutzt werden. Ein großer Vorteil gegenüber der bisherigen Forschung ergibt sich durch die geringe Steifigkeit und Dichte der Ferroelektrete. Damit lassen sich sehr leichte Bauweisen der EH und damit verbunden eine hohe Leistung pro Masse erreichen. Für die Entwicklung eines spezifischen EH-Designs, müssen verschiedene geometrische und Materialparameter des Systems berücksichtigt werden. Um das Gewicht des EH selbst zu berücksichtigen, ist die Maximierung der Leistung pro Gesamtmasse des EH entsprechend Gleichung 1.1 naheliegend.

2.2. Stand der Technik

Ferroelektret-EH sind noch nicht in technischen Lösungen realisiert. Energy Harvesting allgemein in Flugzeugen beschränkt sich in der Praxis auf Photovoltaik und den Seebeck-Effekt. Im Folgenden werden als Stand der Technik im weiteren Sinne prototypische Konzepte für Energy Harvesting in Flugzeugen beschrieben.

Konzepte für Energy Harvesting in Flugzeugen

In der Literatur werden zahlreiche Konzepte für Energy Harvesting in Flugzeugstrukturen diskutiert. Hierbei werden Passagierflugzeuge [107, 108] und auch unbemannte Flugzeuge adressiert [27]. Beispielverbraucher, sind Drucksensoren für Flugtests oder Kameras zur Erstellung einzelner Aufnahmen in unbemannten Miniaturflugzeugen.

Von der Firma Microstrain wurde ein experimenteller Bell 412 Hubschrauber mit einem kabellosen System zur Strukturüberwachung ausgestattet und im Flug getestet [109, 110]. Dabei wurde eine Anordnung von

Dehnungsmessstreifen an der Pitch-Steuerstange des Rotors angebracht. Als EH wurden piezoelektrische Folien aus PZT-Faser-Material an der Steuerstange festgeklebt. Aufgrund der geringen erwarteten Dehnung von nur $35 \mu\text{m}/\text{m}$ bei 5 Hz wurden 12 EH verwendet. Die abgeschätzte Lebensdauer der EH beträgt unter diesen Bedingungen etwa 27 Jahre. Bei der Echtzeitdatenübertragung mit einer Datenrate von 32 Hz betrug der Verbrauch der Elektronik etwa $250 \mu\text{W}$. Wenn die Daten nur mit 32 Hz geloggt und am Ende des Fluges heruntergeladen wurden betrug der Verbrauch $100 \mu\text{W}$. Die durchschnittliche elektrische Leistung während des Fluges lag bei $280 \mu\text{W}$. Beim Flugversuch wurden die Daten des kabellosen Systems mit 64 Hz aufgezeichnet [110]. Zum Vergleich wurden die Belastungen mit einem Referenzsystem über Kabel und Schleifring mit 500 Hz erfasst. Die kabellosen Daten stimmten mit den über Kabel aufgezeichneten Werten überein [109].

Auch thermoelektrische Generatoren, die den Seebeck-Effekt zur Energieernte aus Temperaturdifferenzen ausnutzen, wurden bereits an Flugzeugen getestet. Nutzbare Temperaturdifferenzen am Flugzeug befinden sich zwischen Passagier und Sitz, dem Innen- und Außenbereich und an den Triebwerken. Es wurden bspw. thermoelektrische Generatoren in die Flugzeugsitze eingebaut, um die Wärmeenergie des Passagiers von etwa 100 W und die sich daraus ergebende Temperaturdifferenz zum Sitz von etwa 6 K , zum Betrieb von Sensorik im Flugzeugsitz zu nutzen. Ein 10 mm^2 Generator konnte damit etwa $0,17 \text{ mW}$ an elektrischer Leistung ernten. Durch sechs solcher Generatoren konnte ein Gurtsensor, ein Tablett-Sensor und ein Sensor für die Position der Rückenlehne mit elektrischer Energie versorgt werden [111].

Von EADS Innovation Works wurde der Prototyp eines thermoelektrischen EH mit zusätzlicher thermischer Trägheit getestet. Durch eine thermische Trägheit können künstliche Temperaturgradienten erzeugt und somit das Temperaturgefälle bei Start und Landung genutzt werden. Ein entsprechender EH konnte im Flugversuch Energien bis zu 24 J generieren. Damit ließ sich der Betrieb eines kabellosen Sensorknotens über bis zu fünf Stunden realisieren [111].

Später wurde eine verbesserte Version des thermoelektrischen EH mit thermischer Trägheit präsentiert. Damit konnten pro Flug bis zu 126 J Energie geerntet werden. Bei Flügen, in denen die Grenze von 0°C im Temperaturprofil nicht durchschritten werden, wie Flügen auf geringer Höhe, oder mit Start und Landung unter 0°C , sind andere phasenwechselnde Medien als Wasser notwendig [112].

Weiterhin wurde der Einsatz von flexiblen Photovoltaikzellen auf der Flügeloberfläche eines Airbus A321 im Flug getestet [3]. Ziel dabei war es, den Verkabelungsaufwand von zusätzlichen Sensoren bei der Flugerprobung zu reduzieren. Die verwendeten flexiblen Dünnschicht-Zellen aus monokristallinem Silizium wurden mit einem kabellosen Sensorsystem zur Druckmessung außen auf den Flügel geklebt. Diese Zellen konnten bereits bei einer Lichtintensität von $80 \text{ W}/\text{m}^2$ eine Leistung von 2 W erzeugen. Bei diffusen Lichtbedingungen reicht diese Anordnung allerdings nicht aus, um eine kontinuierliche Datenerfassung zu gewährleisten [3].

In 2018 wurde der Demonstrator eines Harvesters vorgestellt der aus der Nebenkeulen-Strahlung des

Höhenradars Energie zurückgewinnt, um Sensoren zu betreiben [113]. Die nutzbare Leistungsdichte liegt dabei zwischen $0,04 \mu\text{W}/\text{cm}^2$ und $2,2 \mu\text{W}/\text{cm}^2$ bei 4,3 GHz in einer Entfernung von 30 cm von der Antenne des Höhenradars. Zur Demonstration wurde eine Antenne mit Elektronik entwickelt, mit der diese Energie aufgefangen und genutzt werden kann. Bei einem Test-Eingangsfeld von $2 \mu\text{W}/\text{cm}^2$ wurde eine Leistung von $7,78 \mu\text{W}$ erzeugt. Damit konnte ein $100 \mu\text{F}$ Kondensator in 8 min aufgeladen werden. Eine Leuchtdiode, die daran angeschlossen wurde, leuchtete alle 20 s einmal [113].

2.3. Zusammenfassung des Kapitels

In diesem Kapitel wurde der relevante Stand der Wissenschaft und Technik beschrieben. Der Begriff Energy Harvesting und die wesentlichen Teile eines Energy Harvesting Systems wurden eingeführt. Typische Größenordnungen der generierbaren elektrischen Leistung beim Energy Harvesting wurden benannt, wodurch bekräftigt wurde, dass Energy Harvesting Verbraucher mit sehr geringem Leistungsbedarf adressiert. Im Detail wurde schließlich auf das piezoelektrische Energy Harvesting mit unterschiedlichen Materialien eingegangen, wobei Ferroelektrite als Gegenstand dieser Arbeit hinsichtlich Wirkprinzip, Herstellung, Arten und Klassifikation eingeführt wurden. Es wurde der Stand der Wissenschaft zu Ferroelektret-EH dargestellt und dabei auch auf Modellierungsmethoden eingegangen. Durch einen analytischen Vergleich mit einer typischen Piezokeramik wurden die besonderen Eigenschaften von Ferroelektreten wie ihre geringe Dichte bei hohen Wandlerkonstanten illustriert. Dabei wurden Vorteile hinsichtlich umgesetzter elektrischer Energie in einem Lastzyklus bei konstanter mechanischer Spannung und die Möglichkeit eines niederfrequenten resonanten Einsatzes nach seismischem Prinzip als vorteilhaft identifiziert. Es wurde motiviert, dass zur Anwendung von Ferroelektret-EH auf Strukturen wie Flugzeugkomponenten mit deutlich höherer Steifigkeit als die Ferroelektrite selbst eine mechanische Energieumformung notwendig ist. Zu piezoelektrischen EH mit mechanischer Energieumformung wurde daher ebenfalls der Stand der Forschung eingeführt. Es wurde identifiziert, dass keine Veröffentlichung aus der Literatur Ferroelektret-EH mit einer Wegübersetzung verbindet und für die direkte Ernte von Biegeenergie verwendet. Weiterhin wurde identifiziert, dass keine Literaturquelle den Dichte- und Steifigkeitsunterschied der Materialien als Vorteil für den Leichtbau untersucht. Aus diesen Punkten wurde die Forschungslücke herausgearbeitet. Zuletzt wurde der Stand der Technik anhand prototypischer Energy Harvesting-Systeme beleuchtet.

3. Theoretische Grundlagen

Dieses Kapitel behandelt die theoretischen Grundlagen für die präsentierten Forschungsergebnisse. Dazu werden zuerst zentrale Modellierungsgrundlagen eingeführt und im Anschluss experimentelle Grundlagen erläutert.

3.1. Modellierungsgrundlagen

Im Folgenden werden die Modellierungsgrundlagen bzgl. piezoelektrischer Materialien, der Finite-Elemente-Methode (FEM), Modellreduktion und Übertragungsverhalten vorgestellt.

3.1.1. Analytische Beschreibung von piezoelektrischen EH

Die generierte elektrische Energie eines EH im Zeitintervall $\Delta t = t_2 - t_1$ kann allgemein über den Zusammenhang

$$W = \int_{t_1}^{t_2} U_{el}(t) \cdot I_{el}(t) dt \quad (3.1)$$

beschrieben werden [83]. $U_{el}(t)$ ist die elektrische Spannung und $I_{el}(t)$ der Strom. Die elektrische Ausgangsleistung eines quasistatisch belasteten, verlustfreien piezoelektrischen Wandlers, der mit einem Lastwiderstand R verbunden ist, lässt sich durch die einfache Beziehung

$$P_{el,stat,R} = U_{el} \cdot I_{el} = \frac{U_{el}^2}{R} \quad (3.2)$$

berechnen. Ein Wechselstrom als Ausgang eines mit der Frequenz ω harmonisch angeregten piezoelektrischen Materials außerhalb der eigenen Resonanz generiert die Leistung

$$P_{el,R} = \frac{u_{el,R}^2}{2R_{opt}} = \frac{1}{2} u_{el,R}^2 \omega C_p, \quad (3.3)$$

in einem optimalen Lastwiderstand $R_{opt} = 1/\omega C_p$. Die Leistung zeigt eine lineare Beziehung zu Frequenz und Kapazität, aber eine quadratische Beziehung zur effektiven elektrischen Spannung $u_{el,R}$ im Lastwiderstand. Der optimale Lastwiderstand R_{opt} wird typischerweise im Zusammenhang mit Energy Harvesting verwendet,

um EH bei verschiedenen Frequenzen zu vergleichen. Die Kapazität C_p eines piezoelektrischen Wandlers kann durch die entsprechende Formel für einen Plattenkondensator ausgedrückt werden

$$C_p = \epsilon_{33}^S \frac{A_p}{t_p}. \quad (3.4)$$

Die elektrischen Eigenschaften piezoelektrischer Materialien sind mit ihren mechanischen Eigenschaften über die piezoelektrischen Grundgleichungen

$$\mathbf{S} = \mathbf{s}^E \mathbf{T} + \boldsymbol{\delta} \mathbf{E} \quad (3.5)$$

$$\mathbf{D} = \boldsymbol{\delta}' \mathbf{T} + \boldsymbol{\epsilon}^T \mathbf{E} \quad (3.6)$$

gekoppelt, mit den Nachgiebigkeiten s_{ij} , den piezoelektrischen Ladungskonstanten δ_{ij} und den Permittivitäten ϵ_{ij} . \mathbf{S} beschreibt den Dehnungstensor, \mathbf{T} den Spannungstensor, \mathbf{E} das elektrische Feld und \mathbf{D} die elektrische Flussdichte. Andere Formen dieser Grundgleichungen sind durch die Kombination der unabhängigen Größen Feldstärke, Spannung, Dehnung und elektrische Flussdichte möglich [114].

Die wichtigsten Effekte, die bei piezoelektrischen Materialien verwendet werden, sind der sogenannte 33- und 31-Effekt. Diese sind in Abbildung 3.1 schematisch dargestellt. Für die Verwendung des piezoelektrischen

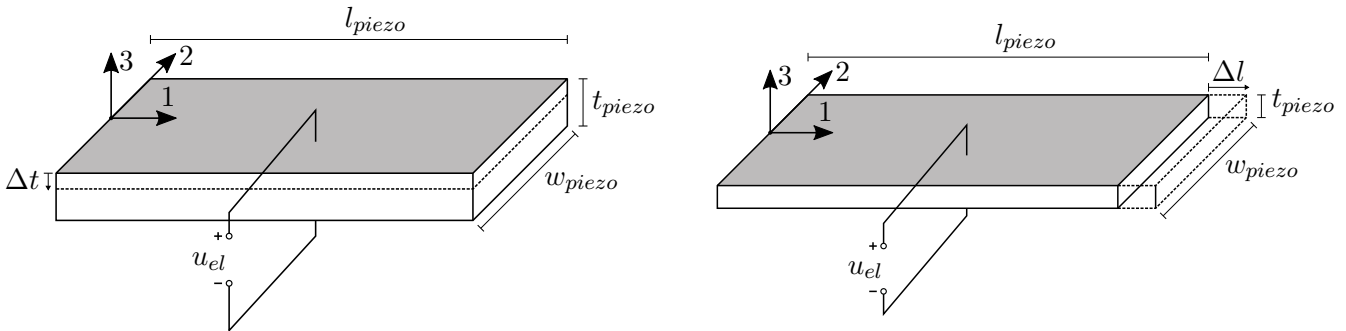


Abbildung 3.1.: Schematische Darstellung eines piezoelektrischen Materials mit den Hauptbezugsrichtungen. Links: Verwendung im δ_{33} -Modus. Δt stellt die Dickenänderung durch die Spannung T_3 in negativer 3-Richtung dar, die zur Dehnung S_3 und zur elektrischen Spannung u_{el} führt. Rechts: Verwendung im δ_{31} -Modus. Δl stellt die Längenänderung durch die Spannung T_1 dar, die zur Dehnung S_1 und zur elektrischen Spannung u_{el} führt.

Materials im δ_{33} -Modus vereinfachen sich die Gleichungen 3.5 und 3.6 zu

$$S_3 = s_{33}^E T_3 + \delta_{33} E_3 \quad (3.7)$$

und

$$D_3 = \delta_{33} T_3 + \epsilon_{33}^T E_3. \quad (3.8)$$

Wird T_3 in Gleichung 3.8 durch Gleichung 3.7 eliminiert, so ergibt sich die Beziehung

$$D_3 = \delta_{33} \frac{S_3 - \delta_{33} E_3}{s_{33}} + \epsilon_{33}^T E_3 = \frac{\delta_{33}}{s_{33}} S_3 + \left(\epsilon_{33}^T - \frac{\delta_{33}^2}{s_{33}} \right) E_3. \quad (3.9)$$

Mit $\epsilon_{33}^T - \frac{\delta_{33}^2}{s_{33}} = \epsilon_{33}^S$ (Index S für konstante Dehnung) kann die Gleichung 3.9 vereinfacht werden zu

$$D_3 = \frac{\delta_{33}}{s_{33}} S_3 + \epsilon_{33}^S E_3. \quad (3.10)$$

Die Beziehungen $D_3 = \frac{q_{el}}{A_p}$ und $E_3 = \frac{u_{el}}{t_p}$ ergeben sich aus der Oberfläche A_p und der Dicke t_p des piezoelektrischen Materials. Für den Fall offener Elektroden (Ladung $q_{el} = 0$) wird Gleichung 3.10 zu

$$u_{el} = -t_p \cdot \frac{\delta_{33}}{s_{33}} \cdot S_3 / \epsilon_{33}^S = -t_p \cdot \delta_{33} \cdot Y_3 \cdot S_3 / \epsilon_{33}^S \quad (3.11)$$

mit dem Elastizitätsmodul der Piezofläche in Dickenrichtung Y_3 . Entsprechend eines verlustfreien Spannungsteilers ergibt sich die Spannung in einem optimalen Lastwiderstand zu

$$u_{el,R} = -t_p \cdot \delta_{33} \cdot Y_3 \cdot S_3 / (\sqrt{2} \epsilon_{33}^S) \quad (3.12)$$

Mit den Gleichungen 3.3 und 3.12, folgt die Beziehung

$$P_{el} = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^2 A_p t_p \omega S_3^2}{4 \epsilon_{33}^S} \quad (3.13)$$

für den Leistungsumsatz in einem optimalen Lastwiderstand. Analog kann eine analytische Betrachtungsweise für die Materialmodellierung und Leistungsberechnung im δ_{31} -Modus durchgeführt werden (diese ist im Anhang A.2 ausgeführt). Es ergibt sich entsprechend Gleichung 3.13 eine Leistung im optimalen Lastwiderstand von

$$P_{el} = \frac{\delta_{31}^2 Y_1^2 A_p t_p \omega S_1^2}{4 \epsilon_{33}^S}. \quad (3.14)$$

Wie in Gleichung 3.13 bzw. 3.14 gezeigt, ist die elektrische Spannung proportional zur Materialdehnung und die Leistung proportional zum Quadrat dieser, wobei alle anderen Werte als konstant angenommen werden. Aus diesem Grund ist eine Erhöhung der Dehnung im Material von Interesse, wenn ein EH für eine bestimmte Anwendung ausgelegt wird. Schwingende Strukturen wie Flugzeuge haben in der Regel die größten Dehnungsamplituden und -energien bei niedrigen Frequenzen (< 100 Hz) [88], bzw. unter einigen 100 Hz [5, S. 17]. Daher erscheint es sinnvoll, EH auch in diesem niedrigen Frequenzbereich zu verwenden.

3.1.2. Finite Elemente Methode (FEM)

Die FEM ist ein numerisches Berechnungsverfahren zur Lösung von partiellen Differentialgleichungssystemen. Sie wird insbesondere bei physikalischen Problemen eingesetzt, die sich auf vergleichsweise komplexen Geometrien abspielen. Die FEM teilt das zu lösende Problem in endlich viele kleinere Bereiche auf, die als Finite Elemente bezeichnet werden. Die Punkte, an denen die Elemente diskretisiert sind, werden als Knoten bezeichnet. Für jedes Element wird eine Funktion definiert, die die Lösung des Problems innerhalb des Elements approximiert. Diese Funktion wird als Ansatzfunktion bezeichnet und hängt von der Art des Elements ab. Die FEM formuliert das ursprüngliche Problem damit als ein System von algebraischen Gleichungen. Dieses wird mit einem numerischen Verfahren gelöst, um die unbekanntenen Werte der Ansatzfunktionen zu bestimmen und somit die Lösung des Problems zu erhalten.

Die FEM wird in dieser Arbeit aus folgenden wesentlichen Gründen verwendet:

1. Grenzen analytischer Modellierung, z. B. Modellierung verteilter Masse und deren Einfluss auf das strukturdynamische Verhalten
2. Zur Verifikation der zum Einsatz kommenden analytischen Modelle

Die Bewegungsgleichung rein mechanischer Strukturen, die mit Finiten Elementen diskretisiert sind, kann durch die Differentialgleichung

$$M\ddot{x} + \zeta\dot{x} + K_{xx}x = f(t), \quad (3.15)$$

formuliert werden, mit der Massenmatrix M , der Dämpfungsmatrix ζ , der mechanischen Steifigkeitsmatrix K_{xx} , dem Vektor der Auslenkungen x und dem äußeren Kraftvektor $f(t)$. Für die Dämpfungsmatrix ζ wird in dieser Arbeit eine Rayleigh-Dämpfung bzw. das Modell der Überlagerung modaler Dämpfungsmatrizen wie in [115, S. 424] beschrieben verwendet. Für letzteres ergibt sich die Beziehung

$$\zeta = M \left(\sum_{n=1}^N \frac{2\zeta_n\omega_n}{\tilde{m}_n} \psi_n \psi_n^T \right) M \quad (3.16)$$

mit den modalen Dämpfungsgraden ζ_n , den modalen Massen \tilde{m}_n und den Eigenvektoren ψ_n .

3.1.3. Zustandsraumdarstellung

Zur dynamischen Beschreibung eines FE-Modells bietet sich die Darstellung im Zustandsraum an. Grund ist die übersichtliche Darstellung und die effiziente Berechnung von Systemen höherer Ordnung. Dabei wird das Differentialgleichungssystem zweiter Ordnung aus Gleichung 3.15 in ein Differentialgleichungssystem erster

Ordnung überführt und der Zustandsvektor θ mit

$$\theta = \begin{pmatrix} x \\ \dot{x} \end{pmatrix} \quad (3.17)$$

eingeführt [116]. Zudem werden der Eingangsvektor \mathbf{u} , sowie der Ausgangsvektor \mathbf{y} definiert, wobei die Zeilenanzahl von \mathbf{y} die Anzahl aller Systemausgänge, die von \mathbf{u} die Anzahl aller Systemeingänge beschreibt. Das System kann damit über ausgewählte Ein- und Ausgänge gesteuert und beobachtet werden. \mathbf{u} ist im Falle des Gleichungssystems 3.15 der Lastvektor \mathbf{f} und \mathbf{y} der Vektor aller zu beobachtenden Systemfreiheitsgrade. Ohne Eingrenzung der Systemausgänge und -eingänge lässt sich die Zustandsraumdarstellung über das Gleichungssystem

$$\begin{aligned} \dot{\theta} &= \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\zeta \end{bmatrix} \theta + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ -\mathbf{M}^{-1} \end{bmatrix} \mathbf{u}, \\ \mathbf{y} &= \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \theta + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \end{bmatrix} \mathbf{u} \end{aligned} \quad (3.18)$$

oder verkürzt durch

$$\begin{aligned} \dot{\theta} &= \mathbf{A} \theta + \mathbf{B} \mathbf{u} \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C} \theta + \mathbf{D} \mathbf{u} \end{aligned} \quad (3.19)$$

beschreiben. Dabei ist \mathbf{A} die Systemmatrix, \mathbf{B} die Eingangsmatrix, \mathbf{C} die Ausgangsmatrix und \mathbf{D} die Durchgangsmatrix. Letztere ist bei rein mechanischen Systemen leer, womit es keine direkte Wirkung der Systemeingänge auf die -ausgänge gibt.

3.1.4. Modellreduktion mechanischer Finite-Elemente-Modelle

Um FE-Modelle effizient simulieren zu können, werden in der Praxis häufig Methoden der Modellordnungsreduktion (MOR) verwendet. Die für rein mechanische Modelle mit Abstand am häufigsten eingesetzte MOR-Methode ist die Modale Reduktion bestehend aus Modaler Transformation von Gleichung 3.15 und Vernachlässigen höherer Moden, auch als Modales Abschneiden bekannt. Bei schwach gedämpften Systemen können die Eigenvektoren der homogenen Differentialgleichung

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \zeta\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_{xx}\mathbf{x} = \mathbf{0} \quad (3.20)$$

ohne Verwendung der Dämpfungsmatrix ζ in Gleichung 3.20 berechnet werden (Caughey-Dämpfung). Diese Annahme ist gerechtfertigt, weil die Dämpfung häufig so klein ist, dass ihr Einfluss auf die Eigenfrequenzen und -vektoren zu vernachlässigen ist. Zudem ist die Bestimmung von Dämpfungsparametern fast nie aus den konstruktiven Eigenschaften eines Systems ermittelbar oder nur mit hohem experimentellem Aufwand. Daher

wird sie häufig anschließend in Form von modaler Dämpfung über einen Proportionalansatz berücksichtigt [117, S.248]. Zusätzlich wird für die Ermittlung des Eigenverhaltens der Lastvektor $\mathbf{f}(t)$ nicht benötigt. Durch das Einsetzen des Exponentialansatzes

$$\mathbf{x}(t) = \hat{\mathbf{x}} e^{\lambda t} \quad (3.21)$$

mit der Schwingungsamplitude $\hat{\mathbf{x}}$ in die resultierende homogene Differentialgleichung zweiter Ordnung

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K} \mathbf{x}(t) = 0 \quad (3.22)$$

kann die charakteristische Gleichung des Systems

$$\det[\lambda^2 \mathbf{M} + \mathbf{K}] = 0 \quad (3.23)$$

aufgestellt werden. Durch das Lösen von Gleichung 3.23 resultieren $2N$ paarweise konjugiert komplexe Eigenwerte $\lambda_n = i \omega_n$ und $\lambda_{n+N} = -i \omega_n$ für $n = 1, 2, \dots, N$, in denen die Eigenkreisfrequenzen ω_n enthalten sind [117, S.248, f.]. n ist die Nummer der jeweiligen Eigenkreisfrequenz. N beschreibt die Systemordnung und damit die Anzahl der Freiheitsgrade, die mit der Anzahl der Eigenkreisfrequenzen zusammenfällt. Werden die Eigenkreisfrequenzen in die Gleichung

$$(\mathbf{K} - \omega_n^2 \mathbf{M}) \boldsymbol{\psi}_n = 0 \quad (3.24)$$

eingesetzt, können die Eigenvektoren $\boldsymbol{\psi}_n$ berechnet werden. Die Eigenvektoren beschreiben die Eigenschwingungen des Systems als Auslenkungen aller Freiheitsgrade, wobei diese mit der gleichen Frequenz schwingen. Die Eigenvektoren sind grundsätzlich beliebig skalierbar und in der Praxis wird häufig eine der Komponenten zu eins normiert und die anderen daran angepasst. Alle Eigenvektoren können schließlich in der Modalmatrix

$$\boldsymbol{\Psi} = [\boldsymbol{\psi}_1, \boldsymbol{\psi}_2, \dots, \boldsymbol{\psi}_N] \quad (3.25)$$

zusammengefasst werden [117, S.250, f.]. Die modalen Massen sowie die modalen Steifigkeiten k_n können durch Rechts- und Linksmultiplikation der Systemmatrizen mit den Eigenvektoren erhalten werden [117, S.304].

Die resultierende quadratische Eigenvektormatrix $\boldsymbol{\Psi}$ wird im Anschluss um eine anhand des maximal ertragbaren Fehlers bestimmte Anzahl an Moden gekürzt, um die reduzierte Eigenvektormatrix $\boldsymbol{\Psi}_{red}$ als Transformationsmatrix zu erhalten. Mithilfe der Transformationsmatrizen werden die reduzierten Systemmatrizen

berechnet zu

$$M_{red} = \Psi_{red}^T \mathbf{M} \Psi_{red}, \zeta_{red} = \Psi_{red}^T \zeta \Psi_{red}, \mathbf{K}_{red} = \Psi_{red}^T \mathbf{K} \Psi_{red}. \quad (3.26)$$

3.1.5. Modellierung piezoelektrischer Kontinua

Ein piezoelektrischer, geometrisch ausgedehnter Körper wird grundlegend durch das mechanische Kräftegleichgewicht

$$\rho \ddot{x}_{i,j} = T_{ij,j} + G_i \quad (3.27)$$

und das elektrostatische Gleichgewicht

$$D_{i,i} = 0 \quad (3.28)$$

mit $i, j \in \{1, 2, 3\}$ beschrieben [118, S.25, ff.]. Dabei ist ρ die Materialdichte, x die Verschiebung, T die mechanische Spannung und D die elektrische Flussdichte. G beschreibt die Volumenkräfte wie die Schwerkraft.

Über eine schwache Variationsformulierung der Gleichungen 3.27 und 3.28 und unter Zuhilfenahme von Ansatzfunktionen kann eine diskretisierte Beschreibung kontinuierlichen Systems erreicht werden. Herleitungen der Formulierung aus der schwachen Variationsformulierung sind in [119–121] im Detail beschrieben. Wird das System um zusätzliche Freiheitsgrade ϕ für das elektrische Potential an allen Knotenpunkten des piezoelektrischen Materials erweitert, so ergibt sich das Gleichungssystem

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{x}} \\ \ddot{\phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \zeta & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{xx} & \mathbf{K}_{x\phi} \\ \mathbf{K}'_{x\phi} & \mathbf{K}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}(t) \\ \mathbf{q}(t) \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$\mathbf{K}_{x\phi}(\delta)$ ist die piezoelektrische Kopplungsmatrix, $\mathbf{K}_{\phi\phi}(\epsilon)$ die elektrische Steifigkeitsmatrix und $\mathbf{q}(t)$ der Vektor der an die elektrischen Freiheitsgrade angelegten externen Ladungen [118, S. 32] bzw. [122, S. 38].

In Gleichung 3.29 stellt die singuläre Massenmatrix eine Besonderheit dar, da sie damit nicht invertierbar ist. Die Singularität resultiert daraus, dass den elektrischen Freiheitsgraden keine Trägheitseigenschaften zugeordnet sind. Zur Überführung in den Zustandsraum analog zu Gleichung 3.19 wird eine Invertierbarkeit jedoch vorausgesetzt. Die Singularität kann durch eine Singulärwertzerlegung bspw. mithilfe von Krylov-Unterraumverfahren [122] aufgelöst werden. In dieser Arbeit wird im Gegensatz dazu der Ansatz von [118] verfolgt. Dabei wird Gleichung 3.29 in die sogenannte Aktorgleichung

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{x}} + \zeta \dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_{xx} \mathbf{x} + \mathbf{K}_{x\phi} \phi = \mathbf{f}(t) \quad (3.30)$$

und Sensorgleichung

$$\mathbf{K}'_{x\phi} \mathbf{u} + \mathbf{K}'_{\phi\phi} \phi = \mathbf{q}(t) \quad (3.31)$$

aufgeteilt. In Gleichung 3.31 können die Ladung q und das elektrische Potential ϕ jeweils als Kraft- oder Verschiebungsgröße angenommen werden. Daher ist die Formulierung eines potential- als auch eines ladungs-erregten Systems möglich. In dieser Arbeit wird die Formulierung als ladungserregtes System verwendet. Da die untersuchten piezoelektrischen Wandlermaterialien nicht aktorisch eingesetzt werden, muss keine Anregungsart (Strom- bzw. Spannungsquelle) vorgegeben werden und die Wahl kann frei getroffen werden. Die Gleichungen für die Ladungserregung ergeben sich durch Umstellen der Sensorgleichung 3.31 unter Einbezug der Aktorgleichung 3.30 zu

$$M\ddot{x} + \zeta\dot{x} + (K_{xx} - K_{x\phi}K_{\phi\phi}^{-1}K'_{x\phi})x = f - K_{x\phi}K_{\phi\phi}^{-1}q. \quad (3.32)$$

$$\phi = -K_{\phi\phi}^{-1}K'_{x\phi}x + K_{\phi\phi}^{-1}q. \quad (3.33)$$

Die Ladungsfreiheit der Diskretisierungsknoten im piezoelektrischen Material zwischen den Elektroden wird durch die ausschließliche Ladungsvorgabe an den Elektroden realisiert [118, S.67]. Das elektrische Potential ist im Gegensatz dazu auch auf diesen Knoten aus der Lösung des Systems zu erhalten.

Die Aufteilung der inversen elektrischen Steifigkeitsmatrix (auch Kapazitätsmatrix) und der piezoelektrischen Kopplungsmatrix bzgl. der Anteile auf den Elektroden und im Material führt zu

$$K_{\phi\phi}^{-1} = J_{\phi\phi} = \begin{bmatrix} J_{\phi_a\phi_a} & J_{\phi_a\phi_i} \\ J'_{\phi_a\phi_i} & J_{\phi_i\phi_i} \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

und

$$K_{x\phi} = \begin{bmatrix} K_{x\phi_a} & K_{x\phi_i} \end{bmatrix}. \quad (3.35)$$

Damit ergeben sich Gleichungen 3.32 und 3.33 unter Vernachlässigung der inneren Ladungen und Potentiale zu

$$M\ddot{x} + \zeta\dot{x} + (K_{xx} - K_{x\phi}K_{\phi\phi}^{-1}K'_{x\phi})x = f - (K_{x\phi_a}J_{\phi_a\phi_a} + K_{x\phi_i}J'_{\phi_a\phi_i})q_a. \quad (3.36)$$

$$\phi_a = -(J_{\phi_a\phi_a}K'_{x\phi_a} + J'_{\phi_a\phi_i}K'_{x\phi_i})x + J_{\phi_a\phi_a}q_a. \quad (3.37)$$

Der vollständige Zustandsraum bei Ladungserregung ergibt sich durch Definition der Zustands-, Eingangs- und Ausgangsvektoren und entsprechender Umformung der Gleichungen 3.36 und 3.37. Der Zustandsvektor wird trotz der elektromechanischen Eigenschaften des Systems nur über die mechanischen Größen Verschiebung x und Geschwindigkeit \dot{x} gebildet. Der Eingangsvektor setzt sich zusammen aus den mechanischen Kräften f und aufgebrachten Ladungen q_a an den Elektroden. Der Ausgangsvektor setzt sich aus Verschiebungen x und elektrischen Potentialen ϕ_a an den Elektroden zusammen. Die Systemgleichung des ladungserregten

Systems ist damit definiert als

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \ddot{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -M^{-1}(\mathbf{K}_{xx} - \mathbf{K}_{x\phi}\mathbf{K}_{\phi\phi}^{-1}\mathbf{K}'_{x\phi}) & -M^{-1}\zeta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ -M^{-1} & -M^{-1}(\mathbf{K}_{x\phi_a}\mathbf{J}_{\phi_a\phi_a} + \mathbf{K}_{x\phi_i}\mathbf{J}'_{\phi_a\phi_i}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f \\ q_a \end{bmatrix} \quad (3.38)$$

und die Ausgangsgleichung als

$$\begin{bmatrix} x \\ \phi_a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ -(\mathbf{J}_{\phi_a\phi_a}\mathbf{K}'_{x\phi_a} + \mathbf{J}'_{\phi_a\phi_i}\mathbf{K}'_{x\phi_i}) & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_{\phi_a\phi_a} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f \\ q_a \end{bmatrix}. \quad (3.39)$$

Im Vergleich zur Zustandsraumdarstellung rein mechanischer Bewegungsgleichungen ist die Durchgangsmatrix nicht leer, sondern enthält die inverse Kapazitätsmatrix $\mathbf{J}_{\phi_a\phi_a}$.

3.1.6. Modellreduktion des piezomechanischen Verbundmodells

Für die Modellreduktion piezomechanischer Verbundmodelle (Gleichung 3.29) wird der vorgestellte Ansatz der modalen Transformation und des modalen Abschneidens verwendet. Da nur mechanische Freiheitsgrade als Zustände definiert sind, wird die Reduktion auch nur auf diese angewendet. Zur Bestimmung der Modalmatrix wird die homogene Bewegungsdifferentialgleichung

$$M\ddot{x} + (\mathbf{K}_{xx} - \mathbf{K}_{u\phi}\mathbf{K}_{\phi\phi}^{-1}\mathbf{K}'_{x\phi})x = \mathbf{0} \quad (3.40)$$

aus Gleichung 3.32 unter Vernachlässigung der Dämpfungsmatrix und der äußeren Erregung abgeleitet. Der Term in Klammern vor dem Verschiebungsvektor beschreibt die Steifigkeit bei offenen Elektroden. Daher werden durch Lösen des Eigenwertproblems, modale Eigenschaften des elektrisch offenen Systems bestimmt. Gleichung 3.41 liefert die Spektralmatrix Λ der Eigenwerte und die Modalmatrix Ψ . Zur Transformation der elektrischen Freiheitsgrade wird die Modalmatrix der elektrischen Potentiale Ψ_ϕ berechnet. Diese ergibt sich aus der Beziehung

$$\Psi_\phi = -\mathbf{K}_{\phi\phi}^{-1}\mathbf{K}'_{x\phi}\Psi_x. \quad (3.41)$$

Die berechneten Modalmatrizen ermöglichen die Transformation der Bewegungsgleichung 3.29 in den

Modalraum. Die Systemgleichung der reduzierten Bewegungsgleichung ergibt sich damit zu

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_{d,r} \\ \ddot{\mathbf{q}}_{d,r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{\Lambda}_r & \mathbf{\zeta}_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{q}_{d,r} \\ \dot{\mathbf{q}}_{d,r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{\Psi}'_{x,r} & \mathbf{\Psi}'_{\phi,r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{f} \\ \mathbf{q} \end{bmatrix}, \quad (3.42)$$

wobei $\mathbf{\zeta}_q$ eine modale Dämpfungsmatrix beschreibt. Die Ausgangsgleichung ergibt sich zu

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{\Psi}_{x,r} & \mathbf{0} \\ \mathbf{\Psi}_{\phi,r} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{q}_{d,r} \\ \dot{\mathbf{q}}_{d,r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_{\phi\phi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{f} \\ \mathbf{q} \end{bmatrix}. \quad (3.43)$$

Die Kapazitätsmatrix wird nicht reduziert sondern behält ihre ursprüngliche Größe. Daher kann bei einer hohen Anzahl an elektrischen Freiheitsgraden trotzdem noch ein relativ hoher Rechenaufwand auftreten.

3.1.7. Übertragungsverhalten

Um das Übertragungsverhalten des Anregungssignals $\mathbf{f}(t)$ auf die Systemfreiheitsgrade $\mathbf{x}(t)$ in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz darzustellen, ist es vorteilhaft, Gleichung 3.15 mittels der Laplace-Transformation in den Frequenzbereich zu überführen. Dabei wird eine zeitabhängige Funktion $\xi(t)$ über die Beziehung

$$\xi(s) = \int_0^{\infty} \xi(t) \cdot e^{-st} dt \quad (3.44)$$

mit der Laplace-Variablen $s = i\omega$ (und $i = \sqrt{-1}$) in eine frequenzabhängige Funktion $\xi(s)$ transformiert. Bezogen auf Gleichung 3.15 ergibt sich die transformierte Gleichung

$$\left[s^2 \mathbf{M} + s \mathbf{\zeta} + \mathbf{K} \right] \mathbf{x}(s) = \mathbf{f}(s). \quad (3.45)$$

Werden die Größen $\mathbf{x}(s)$ und $\mathbf{f}(s)$ ins Verhältnis gesetzt, ergibt sich die Übertragungsfunktion $\mathbf{Z}(s)$ zu

$$\mathbf{Z}(s) = \frac{\mathbf{x}(s)}{\mathbf{f}(s)} = \left[s^2 \mathbf{M} + s \mathbf{\zeta} + \mathbf{K} \right]^{-1}. \quad (3.46)$$

Die Übertragungsfunktion ist im Allgemeinen eine komplexe Größe und lässt sich im Bode-Diagramm als Amplituden- und Phasengang darstellen. In dieser Arbeit sind insbesondere Die Übertragungsfunktionen von Kraft zu Beschleunigung

$$Z_{f,a} = \frac{a(\omega)}{f(\omega)}, \quad (3.47)$$

von Kraft zu Elektrodenspannung

$$Z_{f,u} = \frac{u_{el}(\omega)}{f(\omega)} \quad (3.48)$$

im offenen Zustand und von Kraft zu Kurzschlussladung

$$Z_{f,q} = \frac{q_{el}(\omega)}{f(\omega)} \quad (3.49)$$

von Interesse. Dies gilt sowohl für Simulationen als auch für die vorgestellten Experimente. Weitere experimentelle Grundlagen werden im Folgenden vorgestellt.

3.2. Experimentelle Grundlagen

Die relevanten experimentellen Grundlagen beziehen sich in dieser Arbeit auf die Ermittlung piezoelektrischer Konstanten sowie auf die experimentelle Modalanalyse.

3.2.1. Bestimmung elektromechanischer Konstanten

Zur Modellierung piezoelektrischer Werkstoffe sind neben der experimentellen Bestimmung mechanischer Größen auch die elektromechanischer Größen notwendig. Die piezoelektrische Ladungskonstante

$$\delta_{ij} = q_{el,sc}/f_j \quad (3.50)$$

kann allgemein über die Bestimmung der Kurzschlussladung $q_{el,sc}$ bei vorgegebener mechanischer Spannung ermittelt werden. Hierzu bietet sich ein Ladungsverstärker an. Im Gegensatz dazu wird die piezoelektrische Spannungskonstante

$$g_{ij} = u_{el,oc}/f_j \quad (3.51)$$

über eine Messung der Spannung im Leerlauf $u_{el,oc}$ bei ebenfalls vorgegebener mechanischer Spannung ermittelt. Bei piezoelektrischen Wandlern ist aufgrund ihrer geringen Kapazität und damit hoher Impedanz ein Elektrometer mit hoher Eingangsimpedanz notwendig [123, 124].

Im Gegensatz zu Systemen mit piezokeramischen Wandlermaterialien kann aufgrund der geringen Kopplungskoeffizienten von Ferroelekturen die Messung von Eigenfrequenzen bei offenen und kurzgeschlossenen Elektroden nicht für die Ermittlung der generalisierten elektromechanischen Kopplungskoeffizienten verwendet werden.

3.2.2. Experimentelle Modalanalyse

Bei der experimentellen Modalanalyse wird das Übertragungsverhalten ausgewählter Systemfreiheitsgrade bezogen auf ein oder mehrere Anregungssignale im Frequenzbereich dargestellt und daraus modale Parameter identifiziert. Da die Übertragung nicht nur an einer Frequenz interessant ist, muss das System breitbandig angeregt werden. Dies wird in der Praxis sinnvoll durch einen Modalhammer oder einen Schwingerreger erreicht [125, S. 84 f.]. Bei der Anregung mit dem Modalhammer erfolgt eine Impulsanregung, deren Laplace-Transformierte ein näherungsweise kontinuierliches Spektrum über den gesamten Frequenzbereich liefert. Bei der Anregung mit Schwingerreger bieten sich breitbandige Signale wie Rauschsignale oder Gleitsinus an [117, S. 142]. Die zeitabhängigen Eingangs- und Ausgangssignale werden mittels der Fast-Fourier-Transformation (FFT) in den Frequenzbereich überführt und danach wie in Gleichung 3.46 ins Verhältnis gesetzt, wodurch sich der Frequenzgang ergibt. Dabei können verschiedene Identifikationsverfahren verwendet werden, um die modalen Parameter des Systems zu bestimmen. Im Frequenzbereich wird seit einigen Jahren das sogenannte PolyMAX-Verfahren [126] vermehrt eingesetzt, welches auch in der vorliegenden Arbeit Verwendung findet. Dieses errechnet anhand der Überhöhungen in einem Amplitudengang mögliche Eigenfrequenzen. Für die experimentelle Schwingungsmessung ist die Kohärenz von besonderer Bedeutung. Durch sie wird die lineare Abhängigkeit zwischen zwei Signalen a und b formuliert. Sie kann verwendet werden, um die Qualität einer Messung von Übertragungsfunktionen linearer Systeme zu quantifizieren und wird über die Beziehung

$$\kappa_{ab}^2 = \frac{S_{ab}^*(\Omega) S_{ba}(\Omega)}{S_{aa}(\Omega) S_{bb}(\Omega)} = \frac{|S_{ab}(\Omega)|^2}{S_{aa}(\Omega) S_{bb}(\Omega)} \quad (3.52)$$

berechnet. Dabei sind S_{aa} bzw. S_{bb} die Autoleistungsdichten und S_{ab} bzw. S_{ba} die Kreuzleistungsdichten der Signale x und y . Die Autoleistungsdichte beschreibt die Verteilung der Leistung eines Signals über den Frequenzbereich. Die Kreuzleistungsdichte gibt in Abhängigkeit der Frequenz an, wie groß die Leistung ist, die ein Signal a am Signal b verrichtet. [117, S. 148, f.]. Durch die Kohärenz kann zudem abgeschätzt werden, ob das untersuchte System ein lineares Verhalten zeigt.

Ein Vergleich zweier Schwingungsformen anhand ihrer Eigenvektoren kann durch das sogenannte Modal Assurance Criterion (MAC) erfolgen, das über die Beziehung

$$MAC_{i,j} = \frac{(\Phi_i^T \Phi_j)^2}{(\Phi_i^T \Phi_i) (\Phi_j^T \Phi_j)} \quad (3.53)$$

definiert ist. Der Wert des MAC ist ein Maß für die lineare Abhängigkeit der Eigenvektoren Φ_i und Φ_j und er kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Bei einem Wert von 1 sind die Vektoren kollinear, bei einem Wert von 0 sind sie orthogonal [127]. Insbesondere eignet sich das MAC zur Validierung von Simulationen

mit experimentellen Ergebnissen. Ab einem MAC-Wert von 90 % wird im Allgemeinen die Übereinstimmung zweier Eigenvektoren akzeptiert [128].

Weiterhin kann die lineare Abhängigkeit komplexer Übertragungsfunktionen über das Frequency Response Assurance Criterion (FRAC) bestimmt werden [129]. Dieses kann über den Zusammenhang

$$FRAC_{i,j} = \frac{abs(Z_i' \cdot Z_j))^2}{(Z_i' \cdot Z_i) \cdot (Z_j' \cdot Z_j)} \quad (3.54)$$

unter Einbezug der komplexen Übertragungsfunktionen Z_i berechnet werden. Auch hierbei ist der Wert 1 als perfekte Korrelation und der Wert 0 als Unkorreliertheit anzusehen.

3.3. Zusammenfassung des Kapitels

Dieses Kapitel behandelte die theoretischen Grundlagen zur Modellierung und experimentellen Untersuchung piezoelektrischer EH. Es wurde vorerst auf die analytische Beschreibung piezoelektrischer Wandler mit Herleitung der elektrischen Leistung eingegangen. Im Anschluss wurde die FEM vorgestellt und Möglichkeiten der Modellreduktion beschrieben, welche in dieser Arbeit Verwendung finden. Dabei wurde die modale Reduktion als Methode für rein mechanische Systeme vorgestellt und die Erweiterung auf piezoelektrische Verbundmodelle anhand der Literatur beschrieben. Schließlich wurden experimentelle Grundlagen zur Bestimmung piezoelektrischer Wandlerkonstanten und zur experimentellen Modalanalyse vorgestellt, die in dieser Arbeit Verwendung finden.

4. Herleitung von Schwingungsdaten im Flügelkasten

Vibrationsbasiertes piezoelektrisches Energy Harvesting ist in Flugzeugstrukturen grundsätzlich in allen Komponenten möglich, da im Betrieb im gesamten Flugzeug Schwingungen auftreten. Aufgrund der stark variierenden Schwingungsamplituden ist die Effektivität des Energy Harvesting jedoch nicht in allen Komponenten hoch genug, um Verbraucher betreiben zu können. Mit dem Ziel, Kabelgewicht und Wartungsaufwand zu reduzieren, sind vor allem Teile des Flugzeugs von Interesse, die weit von der zentralen Energieversorgung entfernt sind. Der Passagiererraum ist damit weniger interessant, wohingegen das Potential von Energy Harvesting im Flügel oder in abgelegenen Teilen des Rumpfes berücksichtigt werden sollte. Durch die Verformungen des Flügels während des Flugs entstehen lokale Dehnungen an den Materialoberflächen der Flügelstruktur, die von piezoelektrischen Wandlern direkt aufgenommen werden können. Größenordnungen von Amplituden dieser Oberflächendehnungen sind in der Literatur vereinzelt zu finden, werden aber nicht einem Flugmanöver, Frequenzbereich und einer genauen Position im Flügel zugeordnet. Der Fall des ruhigen Flugs - als zuverlässig für das Energy Harvesting nutzbarer Betriebszustand - wird hinsichtlich der Oberflächendehnungen in keiner bekannten Veröffentlichung diskutiert. Die Bereitstellung belastbarer Dehnungsdaten durch Flugzeughersteller ist aufgrund von Geheimhaltungspflichten und mangelnder Datenverfügbarkeit ebenfalls kein Lösungsansatz. Aus diesem Grund wird die Größenordnung von lokalen Dehnungen in einer Flügelstruktur in dieser Arbeit eigenständig bestimmt unter Verwendung eines modellbasierten Ansatzes.

4.1. Modellbeschreibung

Das NASA Common Research Model (CRM) [17, 130] ist ein Open-Source-Modell, das in Zusammenarbeit zwischen der NASA und Boeing entwickelt wurde. Es ist einer Boeing B787-9 [131] sehr ähnlich. Ein Teil davon sind FE-Wingbox-Modelle für Struktursimulationen, wie in Abbildung 4.1 gezeigt. Die typische statische Durchbiegung während des Reiseflugs ist bereits in der Geometrie berücksichtigt, sodass keine weiteren Annahmen für statische Drücke getroffen werden müssen [132]. Aus diesem Grund können die EH, die in dieser Arbeit beschrieben werden, als bereits vorgespannt erachtet werden. Die Vorspannung durch den statische Durchbiegung kann zudem auch für die Montage von EH in der Praxis ausgenutzt werden.

Zunächst werden Annahmen für zusätzliche Massen getroffen. Die Hälfte der Masse des Flugzeugrumpfes

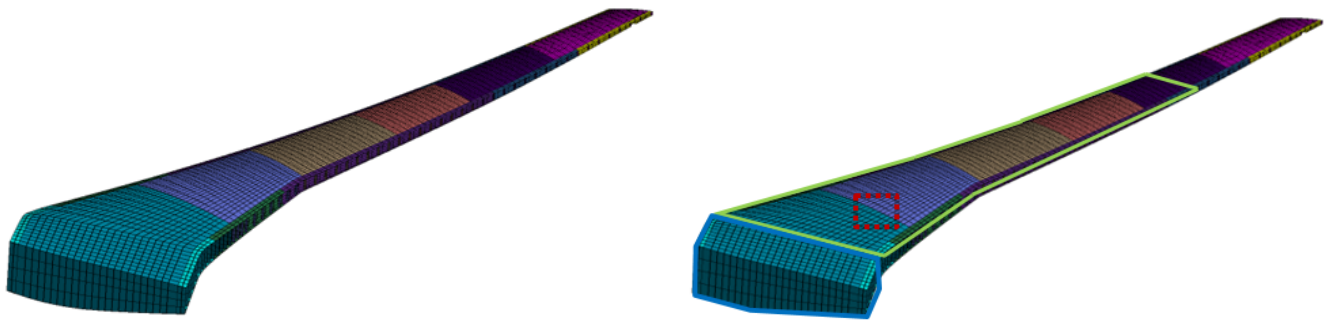


Abbildung 4.1.: Finite Elemente Flügelkastenmodell des NASA CRM und markierte Stellen der Massenaufschläge (blau: Tragflächenwurzel, grün: Tragflächentank, rot: Triebwerksaufhängung)

wird an der Wurzel des Flügels addiert. Zusätzlich werden die Masse des Triebwerks [133], die Nutzlast sowie die Kraftstoffmassen im Flügeltank und in der Flügelwurzel [134] addiert. Die jeweiligen Massen sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Detaillierte Berechnungen finden sich in [135], wo zudem gezeigt wird, dass die Anregung durch Triebwerksunwuchten im Vergleich zur Aerodynamik vernachlässigt werden kann.

Tabelle 4.1.: Angenommene Massenverteilung für die Modellierung des Flugzeugrumpfs, des Triebwerks und des Kraftstoffs.

Komponente	Beschreibung	Massenaufschlag
Triebwerksaufhängung	Triebwerksmasse	5, 410 kg
Tragflächentank	Treibstoffmasse	8, 500 kg
Tragflächenwurzel	Treibstoffmasse	17, 200 kg
Tragflächenwurzel	Rumpfmasse	40, 200 kg
Tragflächenwurzel	Nutzlast	15, 000 kg

Die Wurzel des Wingboxmodells ist in x - und y -Richtung fest und in z -Richtung frei gelagert (s. Abbildung 4.2). Alle Rotationsfreiheitsgrade der Wurzel werden zudem blockiert.

4.2. Berechnung von Eigenfrequenzen und Oberflächendehnungen

Es wird eine Modalanalyse zur Berechnung der Eigenmoden mit ihren jeweiligen Eigenfrequenzen durchgeführt. Bei diesen sind große Schwingungsamplituden zu erwarten und damit auch eine potentiell größere elektrische Leistung zu ernten. Unter Vernachlässigung der Starrkörpermode bei 0 Hz berechnen sich die ersten drei Eigenfrequenzen zu 1, 51 Hz, 4, 51 Hz und 6, 48 Hz. Die Werte der Moden 1 und 3 liegen nahe bei den Werten anderer Literaturstellen, wie [136].

Das Modell wird außerdem durch einen Druck auf der Oberschale des Flügels harmonisch angeregt, um eine flächenproportionale Kraft zu modellieren. Diese repräsentiert kleine Luftdruckschwankungen während des

ruhigen Reisefluges. Seine Amplitude wird so angepasst, bis die z -Beschleunigung in der Flügelwurzel mit Literaturdaten von $0,06 \text{ m/s}^2$ übereinstimmt, die aus Testflügen der NASA [137] ermittelt worden sind.

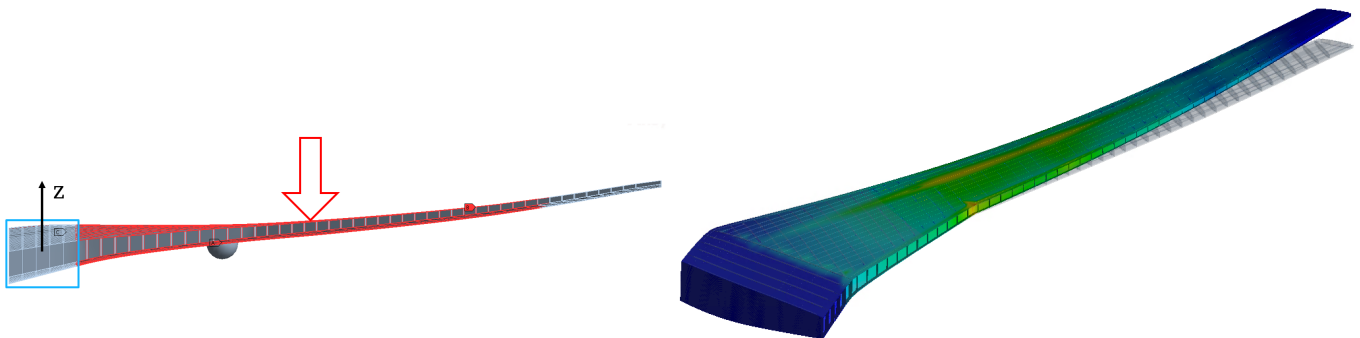


Abbildung 4.2.: Flügelkastenmodell des NASA CRM. Druckanregung (links) und berechnete Dehnungsverteilung anhand einer harmonischen Analyse in der ersten Eigenfrequenz bei 1.51 Hz bei ruhigem Flug (rechts)

Die harmonische Analyse wird unter Annahme einer Rayleigh-Dämpfung mit einem Dämpfungsgrad von 3 % durchgeführt. Das Frequenzintervall für das Dämpfungsmodell wird durch die erste Eigenfrequenz und 50 Hz definiert, womit alle berechneten Eigenfrequenzen in dem Intervall liegen und zudem noch ein großer Teil des der Frequenzbereichs bis 100 Hz nicht zu stark gedämpft wird. Damit wird die maximale lokale Dehnung von $4,59 \cdot 10^{-5} \text{ m/m}$ bei der ersten Eigenfrequenz berechnet. Die Dehnungsverteilung ist in der Abbildung 4.2, rechts gezeigt. Dieser Wert wird als Referenz der Oberflächendehnungen in weiteren Experimenten und Simulationen verwendet. Die Vibrationseigenschaften können sich grundsätzlich während des Flugs ändern, abhängig von der Flughöhe und -geschwindigkeit [138]. Mögliche Parameteränderungen im Betrieb wie z. B. die Änderung der Tankfüllung oder Fluggeschwindigkeit werden für weitere Betrachtungen jedoch vernachlässigt. Andere Quellen verwenden die Anregung durch Böen als Referenz [107, 108]. Hierbei werden deutlich größere Dehnungen mit 480 bis $1170 \mu\text{m/m}$ erreicht, jedoch wird diese Art der Anregung als nicht zuverlässig bewertet, da sie nicht während des gesamten Flugs vorliegt. Andere Beispielanregungen sind in [139] oder [140] aufgeführt.

4.3. Zusammenfassung des Kapitels

In diesem Kapitel wurde die Herleitung von Schwingungsdaten in einem Flügelkastenmodell motiviert und durchgeführt. Hierfür wurde das Flügelkastenmodell des NASA CRM eingesetzt und durch Massenaufschläge basierend auf Literaturangaben ergänzt. Mithilfe einer Druckanregung und Beschleunigungsdaten aus der Literatur konnte eine Dehnungsverteilung in der ersten Schwingform des Modells berechnet werden. Die Größenordnung der Dehnung liegt deutlich unter der von Literaturdaten zu Böenanregungen bzw. turbulenten

Flugbedingungen. Die Berechnung in diesem Kapitel lässt sich somit ruhigen Flugbedingungen zuordnen und ist damit für eine konservative Abschätzung der elektrischen Leistung geeignet.

5. Wandlermodellierung und Validierung

In dieser Arbeit werden die verwendeten Ferroelektrite als elektromechanische Wandler modelliert. Dabei werden sowohl für die Geometrie als auch für die Materialeigenschaften verschiedene Modellierungsannahmen getroffen. Es wird ein ähnlicher Modellierungsansatz wie bei Piezokeramiken verfolgt. Hierzu werden vorerst Arbeiten zur Materialcharakterisierung beschrieben. Alle verwendeten Materialproben werden von der Tongji-Universität in Shanghai, China, hergestellt.

5.1. Materialmodelle

Um das Werkstoffverhalten der Ferroelektrite abzubilden, wird ein transversal isotropes Materialmodell verwendet, wie es auch zur Beschreibung von Piezokeramiken im linearen Bereich häufig Anwendung findet [141, S.32]. Transversale Isotropie ist ein Spezialfall der Orthotropie und weist die folgenden Eigenschaften auf:

- Es gibt eine Vorzugsrichtung, hier die 3-Richtung, in der sich die mechanischen Eigenschaften von denen der anderen Raumrichtungen unterscheiden. Diese ist in der vorliegenden Arbeit auch die Polarisationsrichtung des Materials.
- Die Parameter in 1- und 2-Richtung sind gleich groß.

Ein transversal isotropes Materialmodell besteht rein mechanisch betrachtet aus fünf unabhängigen elastischen Parametern. Weiterhin werden für die Beschreibung der elektromechanischen Wandlung Parameter benötigt. Diese werden im Modell in Form der Ladungskonstanten nach den piezoelektrischen Grundgleichungen 3.5 und 3.6 übernommen. Zur vollständigen Definition der Matrix der Ladungskonstanten werden beim transversal isotropen Modell folgende Annahmen getroffen: $\delta_{31} = \delta_{32}$ und $\delta_{24} = \delta_{15}$. Da weiterhin die elektrischen Wandlungseigenschaften aufgrund von Schubbelastungen der Ferroelektrite in dieser Arbeit nicht relevant sind, wird die Konstante $\delta_{15} = 0$ gesetzt und nicht weiter untersucht. Zudem werden die dielektrischen Eigenschaften definiert. Dabei ist die Permittivität in Dickenrichtung ϵ_{33} des Materials von zentraler Wichtigkeit. Aufgrund der transversalen Isotropie wird $\epsilon_{11} = \epsilon_{22}$ angenommen. Die Permittivität ϵ_{11} wird zudem in einer ähnlichen Größenordnung wie ϵ_{33} angenommen. Diese Parameter werden erweitert durch

die Dichte ρ . Da die Kapazität der Ferroelektrite nach Prinzip eines Plattenkondensators von der Foliendicke abhängig ist, wird diese zudem als relevanter geometrischer Parameter für das Materialmodell angesehen. Insgesamt besteht das Materialmodell damit aus 11 unabhängigen Parametern. Der Parameterraum, kann weiterhin durch die genannten Vereinfachungen auf neun unabhängige Parameter reduziert werden.

Die Parameter werden in Form von Nachgiebigkeiten s_{ij} , piezoelektrischen Ladungskonstanten δ_{ij} und Permittivitäten ϵ_{ij} in Form der Matrizen

$$s_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{1}{Y_1} & \frac{-v_{12}}{Y_1} & \frac{-v_{31}}{Y_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-v_{12}}{Y_1} & \frac{1}{Y_1} & \frac{-v_{31}}{Y_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-v_{13}}{Y_1} & \frac{-v_{13}}{Y_1} & \frac{1}{Y_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{13}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{12}} \end{bmatrix}, \epsilon_{ij} = \begin{bmatrix} \epsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_{11} & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_{33} \end{bmatrix}, \delta_{ij} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \delta_{31} \\ 0 & 0 & \delta_{31} \\ 0 & 0 & \delta_{33} \\ 0 & \delta_{15} & 0 \\ \delta_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

in die piezoelektrischen Gleichungen 3.5 und 3.6 eingefügt, die elektrische und mechanische Größen miteinander koppeln. Annahmen zu dem Einträgen der Matrizen sind in Tabelle A.2 im Anhang dargestellt. Die Matrizen werden zusätzlich zur Dichte ρ in ANSYS[®] Mechanical implementiert. Viskoelastische Materialeigenschaften und nichtlineare Effekte werden vernachlässigt. Die verwendeten Modelle werden als homogenisiert angenommen. Das bedeutet, dass keine Hohlräume modelliert und die Materialeigenschaften als konstant über der Geometrie angenommen werden. Dies ist gerechtfertigt, da in dieser Arbeit lediglich die makroskopisch beobachtbaren mechanischen Eigenschaften wie die des piezoelektrischen Effekts von Interesse sind.

5.1.1. IXPP Materialmodell

Für die Simulation des Materials wird ein lineares Modell verwendet, da davon ausgegangen wird, dass nur kleine lokale Dehnungen der Flugzeuggrundstrukturen das Material beeinflussen. Diese Annahme erscheint vernünftig, da Polymerschäume ein linear-elastisches Verhalten für kleine Verformungen zeigen [142]. In Abbildung 5.1 ist eine Einheitszelle des Materials mit einem lokalen Koordinatensystem dargestellt.

Die Koordinaten 1 und 2 stehen für Richtungen in der Ebene, die Koordinate 3 für die Polarisationsrichtung senkrecht zur 1- und 2-Richtung. Auf Grundlage der Literatur [143] und des Herstellungsprozesses wird davon ausgegangen, dass die Parameter in 1- und 2-Richtung als identisch angenommen werden können. Die Parameter in 3-Richtung haben davon unterschiedliche Werte. Daher erscheint die Annahme eines linearen,

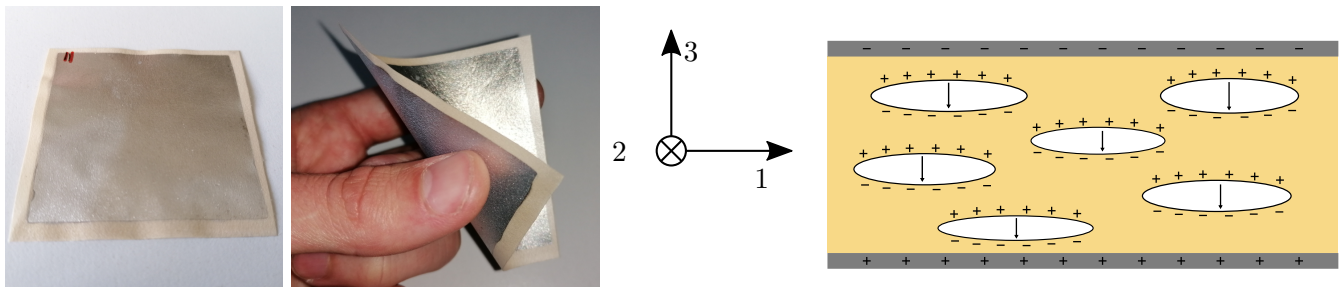


Abbildung 5.1.: IXPP Ferroelektret. Links: Probe, Rechts: Schematische Darstellung einer Einheitszelle mit Raumrichtungen, makroskopischen Dipolen und Ausgleichsladungen auf den Elektroden

transversal isotropen Materialmodells gerechtfertigt.

5.1.2. Parallel-Tunnel FEP Materialmodell

Neben IXPP wird weiterhin ein Materialmodell für das Ferroelektret parallel-Tunnel FEP entwickelt. In Abbildung 5.2 ist auf der linken Seite eine in dieser Arbeit verwendete Probe dargestellt. Auf der rechten Seite ist ein schematischer Querschnitt mit makroskopischen Dipolen und Ausgleichsladungen des Materials zu sehen.

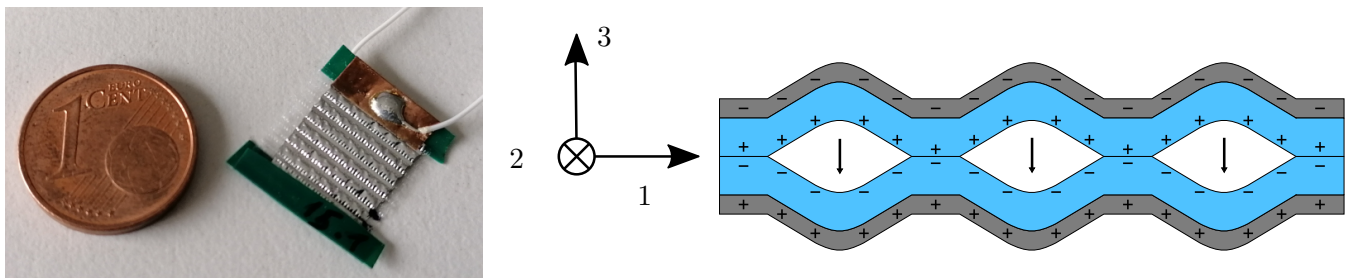


Abbildung 5.2.: Parallel-Tunnel FEP; links: Probe; rechts: schematischer Querschnitt der Tunnelstruktur mit statischer Ladungsverteilung.

Basierend auf dem transversal isotropen Materialmodell für das Ferroelektret IXPP wird ein anisotropes Modell für das Ferroelektret parallel-tunnel FEP abgeleitet. Dazu wird insbesondere die Steifigkeit in 2-Richtung erhöht im Vergleich zur 1-Richtung. Es wird angenommen, dass eine mechanische Entkopplung der Raumrichtungen besteht und dass die Proben lediglich in der vorgesehenen 1-Richtung zur Ausnutzung des δ_{31} -Effekts belastet werden. Zur Ermittlung von Werten der Parameter werden Literatur- und Herstellerangaben verwendet. Da die Materialeigenschaften schon innerhalb einer Kleinserie von Proben sehr stark schwanken, werden die Parameterwerte für eine Initialisierung des Modells verwendet. Eine ausführliche Materialcharakterisierung insbesondere hinsichtlich mechanischer und elektromechanischer Eigenschaften wird

aufgrund der großen Parameterschwankungen (siehe Anhang A.4) und der zugleich bestehenden geringen Robustheit der Proben in diesem Kapitel vernachlässigt und später in der Verwendung im EH durchgeführt. Es wird angenommen, dass sich das Modell linear elastisch bis zu einer Dehnung von ca. 5 % verhält [14], einen E-Modul in 1-Richtung von $Y_1 = 1,1 \text{ MPa}$ und eine Ladungskonstante von $\delta_{31} = 31 \text{ pC N}^{-1}$ aufweist.

5.1.3. Piezokeramik Materialmodell

Die Materialeigenschaften von Piezokeramiken können durch Arbeiten wie [144] als bekannt angesehen werden. Die angenommenen Materialeigenschaften sind im Anhang A.5 dargestellt. Auch hierfür gilt ein transversal isotropes Materialmodell.

5.2. Experimentelle Materialcharakterisierung

Um alle relevanten Materialeigenschaften aus dem Abschnitt 5.1.1 zu bestimmen, werden neben den Herstellerangaben auch Messungen an mehreren Materialproben durchgeführt.

Ermittlung des IXPP-Elastizitätsmoduls in der Ebene

Über einen Zugversuch wird der Elastizitätsmodul der Ferroelektretfolie in 1-Richtung bestimmt, wie in Abbildung 5.3 dargestellt. Dazu werden vier Proben ohne Elektrode mit einer vorgegebenen Dehnungsamplitude untersucht.

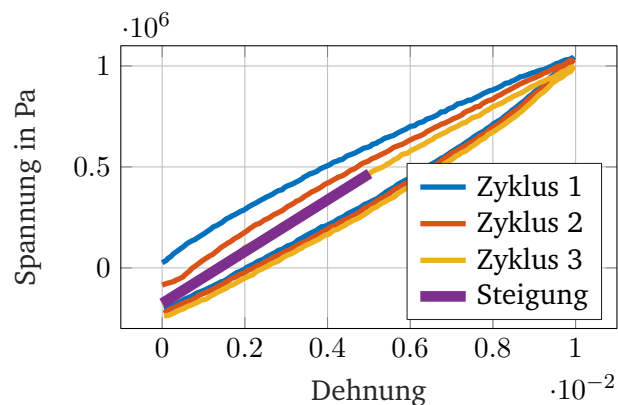
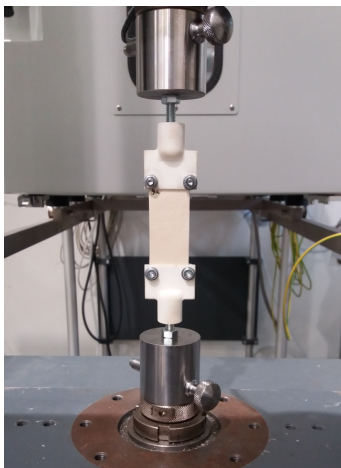


Abbildung 5.3.: Zugversuch mit IXPP-Proben ohne Elektrode, links: Versuchsaufbau, rechts: Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit Hysterese

Durch die Steigung der Graphen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm, lässt sich der mittlere E-Modul der Proben ohne Elektrode in 1- bzw. 2-Richtung zu $133,26 \text{ N/m}^2$ wie in Tabelle 5.1 bestimmen.

Probe	1	2	3	4	\bar{Y}
E-Modul in MPa	128,21	122,36	154,83	127,63	133,26

Tabelle 5.1.: E-Moduln der Proben und Mittelwert

Weiterhin wird ein Zugversuch an einer Probe mit Elektroden durchgeführt wie in Abbildung 5.4 zu sehen. Nach dem Vorspannen der Probe wird eine Kraftamplitude von $\hat{f} = 5 \text{ N}$ mit einer Frequenz von 2 Hz aufgebracht. Für die Ladungsmessungen wird ein Labor-Ladungsverstärker verwendet, der durch eine sehr hohe Eingangsimpedanz die Abwesenheit jeglichen Lastwiderstandes gewährleistet. Die durchschnittliche Ladungsamplitude wird mit 372,3 pC bestimmt. Mit Hilfe der Gleichung 3.50 wird die piezoelektrische Ladungskonstante δ_{31} als $0,252 \text{ pC N}^{-1}$ berechnet. Dieser Wert liegt im Vergleich zu den δ_{33} -Koeffizienten ca. drei Größenordnungen niedriger.

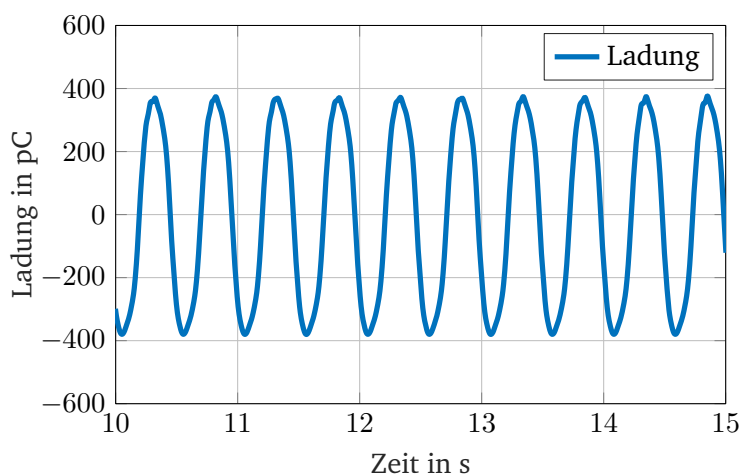
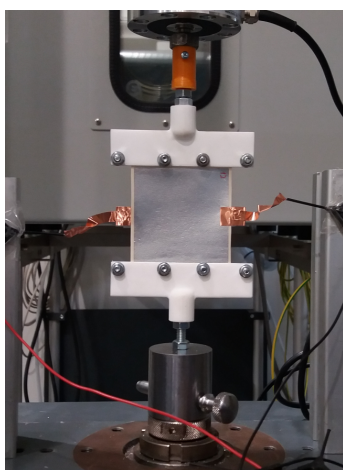


Abbildung 5.4.: Erzeugte Ladung (rechts) durch eine IXPP-Probe im Zugprüfstand (links), die mit einer sinusförmigen Kraft mit einer Amplitude von $\hat{f} = 5 \text{ N}$ und einer Frequenz von $\omega = 2 \text{ Hz}$ nach dem Vorspannen belastet wird

Ermittlung der IXPP-Materialparameter in Dickenrichtung

Für den E-Modul in Dickenrichtung Y_3 werden Literaturangaben verwendet. Typische Werte für diesen sind $0,54 \text{ MPa}$ [143] bis $1,1 \text{ MPa}$ [65]. Y_3 wird in der Literatur meist nicht mechanisch bestimmt, sondern über die Ermittlung der Dickenresonanz durch das elektrisch-elektrische Übertragungsverhalten.

Kapazitätsmessung

Mit einer Kapazitätsmessung wird die statische Kapazität der Proben bestimmt. Für Proben mit einer Größe von $60 \text{ mal } 60 \text{ mm}^2$ ergibt sich eine durchschnittliche Kapazität von $302,4 \text{ pF}$ mit einer Standardabweichung

von 27,69 %. Für Proben mit einer Elektroden-Kantenlänge von 100 mm wird diese zu durchschnittlich etwa 1 nF bestimmt.

Messung der Zeitkonstante

Für das Energy Harvesting im niederfrequenten Bereich sind Zeitkonstanten der piezoelektrischen Materialien von Interesse, da diese maßgeblich Ladungsverluste beeinflussen [145, 146]. Aufgrund des häufigen höherfrequenten Einsatzes, wird der Bestimmung der Zeitkonstante bei Piezokeramiken in der Literatur jedoch wenig Beachtung geschenkt. In Abbildung 5.5 ist die experimentelle Ermittlung der Zeitkonstante dargestellt, wofür einerseits eine IXPP-Probe, andererseits eine Piezokeramik verwendet werden. Beide Materialien werden mit einer konstanten Spannung von 20 V beaufschlagt, die schlagartig abgeschaltet wird. Der Verlauf der Spannung wird dabei in einem Elektrometer mit hohem Eingangswiderstand (ca. 200 T Ω) über der Zeit aufgezeichnet. Es erfolgt eine Modellierung des Spannungsabfalls über eine e -Funktion. Da für beide Materialien durch Verwendung einer e -Funktion keine ausreichende Übereinstimmung zwischen Messung und Modell erreicht werden kann, erfolgt ein Abgleich der Ergebnisse durch die Überlagerung zweier e -Funktionen. Dies spricht dafür, dass in der Realität mehrere Verlustphänomene überlagert sind, bspw. der innere Materialwiderstand und der Widerstand durch die Luftfeuchte. Für die Modellbildung wird die resultierende Zeitkonstante aus dieser Überlagerung verwendet und für jedes Wandlermaterial über einen Ersatzwiderstand abgebildet. Die

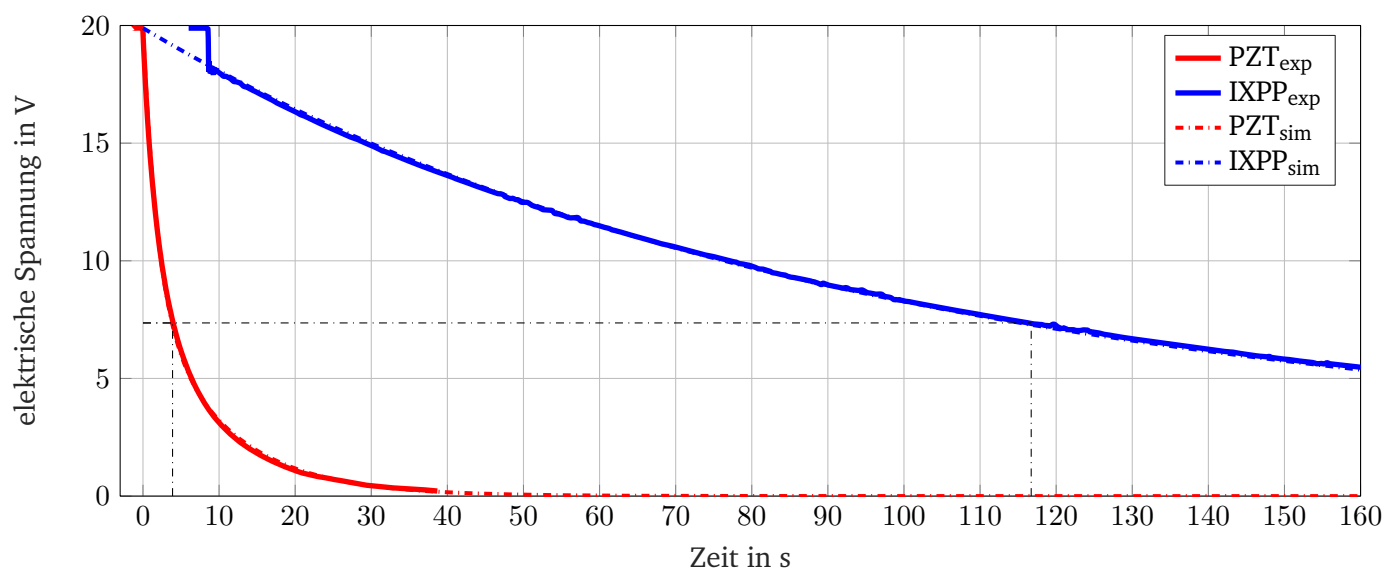


Abbildung 5.5.: Spannungsverläufe von IXPP und PZT bei offenen Elektroden

Zeitkonstanten ergeben sich für IXPP zu $\tau_{IXPP} = 116,72$ s und für PZT zu $\tau_{PZT} = 3,89$ s. Daraus und über

die Kapazitäten der beiden Wandler lässt sich der innere Widerstand für beide Fälle nach der Formel

$$R_{int,i} = \tau_i / C_i \quad (5.2)$$

zu $R_{int,IXPP} = 2,80 \cdot 10^{11} \Omega$ und $R_{int,PZT} = 9,87 \cdot 10^7 \Omega$ annähern. Der Innenwiderstand des Ferroelektrets liegt in der Größenordnung von dem Dielektrischer Elastomere [147]. Wegen der ermittelten Größenordnungen der Widerstände kann der Widerstand der Ferroelektrete in guter Näherung als unendlich angenommen werden für den in dieser Arbeit adressierten Frequenzbereich. Der für Piezokeramiken hat insbesondere im sehr niederfrequenten Bereich einen nicht vernachlässigbaren Einfluss. Damit kann die grundsätzliche Aussage der geringeren niederfrequenten Verluste von Ferroelektreten als bestätigt erachtet werden.

5.3. Experimentelle Validierung der Materialmodelle

Im Folgenden wird das Vorgehen zur Validierung der Materialmodelle anhand einfacher Versuchsaufbauten beschrieben. Dabei wird ein Aufbau nach seismischem Prinzip verwendet, um das entwickelte Modell mit experimentellen Daten und einem analytischen Modell abzugleichen. Ein Vierpunkt-Biegeversuch wird für den Abgleich der transversalen Eigenschaften nach Prinzip eines Flächenwandlers verwendet.

Analytische Simulationsmodelle zu EH basierend auf Ferroelektretfolien sind in [20] untersucht und experimentell validiert worden. Die Modelle basieren alle auf Prinzipien von EH mit seismischer Masse und einem Freiheitsgrad. Da Flugzeugkomponenten im Allgemeinen gekrümmte Geometrien aufweisen, wird in dieser Arbeit die Simulation der Wandlerwerkstoffe und EH auch mithilfe von numerischen Methoden, insbesondere der FEM gewählt. Für Spezialfälle können die entwickelten Harvestermodelle mit den analytischen Modellen verglichen werden.

Der prinzipielle Ablauf der Modellbildung und Simulation ist in Abbildung 5.6 zu sehen.

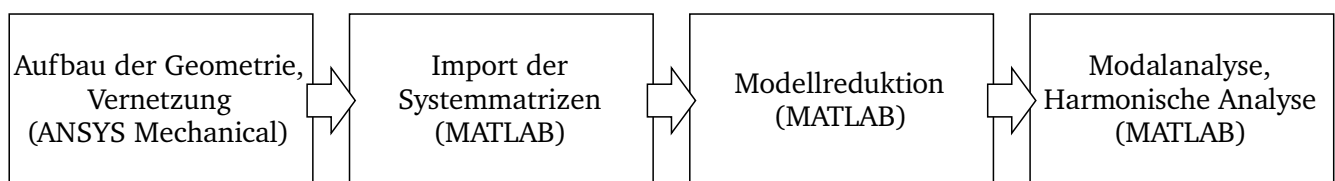


Abbildung 5.6.: Ablauf der Modellierung und Simulation

Das elektromechanische Modell wird in ANSYS Mechanical aufgebaut. Nach der Vernetzung werden die FE-Matrizen nach MATLAB exportiert. Dort erfolgt eine Modellreduktion zur Steigerung der Recheneffizienz und eine Darstellung im Zustandsraum wie in Kapitel 3 beschrieben. Die Analyse wird in Form einer Modalanalyse

bzw. harmonischen Analyse in MATLAB durchgeführt.

Aufbau nach seismischem Prinzip

Um das Material IXPP hinsichtlich seiner Leistungsgeneration im δ_{33} -Modus zu charakterisieren und die Möglichkeit eines Vergleichs von analytischen mit FE-Modellen zu schaffen werden IXPP-Proben als Federelemente eines Aufbaus mit seismischer Masse wie in Abbildung 5.7 gezeigt umgesetzt. In der Abbildung links ist der schematische Versuchsaufbau dargestellt.

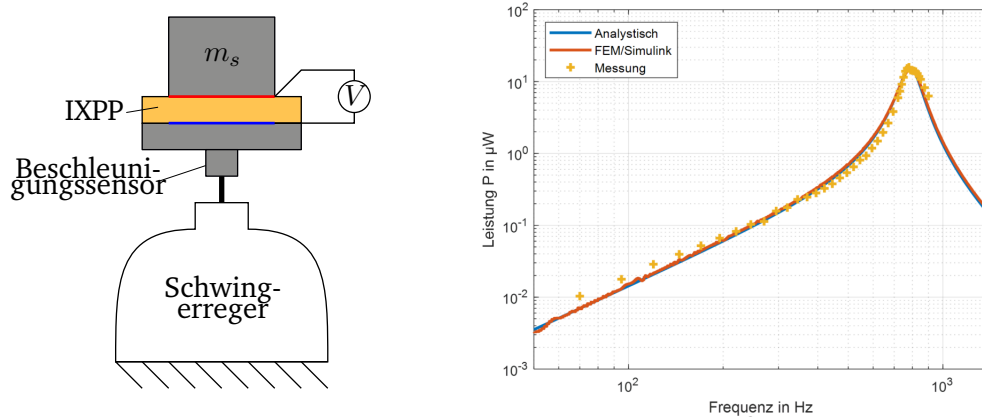


Abbildung 5.7.: Experimenteller Aufbau des Ferroelektret-EH mit seismischer Masse (links) und Leistungskurve des δ_{33} -Harvesters mit seismischer Masse (rechts)

Das Modell des EH mit seismischer Masse wird hinsichtlich seiner Leistungskurve im Frequenzbereich mithilfe von Gleichung 3.29 simuliert. Durch geringfügige Anpassung der Kontaktsteifigkeit zwischen IXPP-Folie und Resonatormasse wird die Eigenfrequenz des Systems an das Experiment angepasst. Durch Anpassung des Dämpfungskoeffizienten kann die Amplitude in der Resonanz angepasst werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.7 dargestellt. Gleichzeitig kann eine Übereinstimmung mit dem analytischen Modell von Pondrom (siehe Gleichung 2.4) erreicht werden.

Vierpunkt-Biegeversuch

Bei einer flächigen Anbringung der Ferroelektrete an Flugzeugkomponenten wird die Oberflächendehnung der schwingenden Struktur direkt auf das Ferroelektret übertragen. Aufgrund der wesentlich geringeren Steifigkeit und Dichte des Polymers im Vergleich zu Werkstoffen im Flugzeug wie Aluminium oder CFK und wegen des Größenunterschieds von EH und Flugzeugstruktur, bleiben die mechanischen Steifigkeits- und Masseigenschaften der Flugzeugstruktur in guter Näherung unbeeinflusst vom EH.

In einem Vierpunkt-Biegeversuch wird das elektromechanische Verhalten von IXPP-Ferroelektreten untersucht, die flach auf Aluminiumplatten geklebt sind. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.8 skizziert. Die Kraft f wirkt als symmetrische Anregung auf beide Enden der Platte. Die Aluminiumplatte wird mit ihrer Oberseite symmetrisch an zwei drehbare Lager angepresst. In diesem Versuchsaufbau gibt es keine Resonatormasse, sondern es wird die Eigenfrequenz bzw. das Schwingverhalten der Plattenstruktur ausgenutzt. Wie in Abbildung 5.8 dargestellt, wird eine Variante ohne und eine mit Abstandshaltern (Spacern) untersucht. Letztere stellt eine einfache Möglichkeit dar, die Materialdehnung im Ferroelektret durch die Plattenkrümmung zu erhöhen und kann damit als Mechanismus zur Leistungssteigerung angesehen werden.

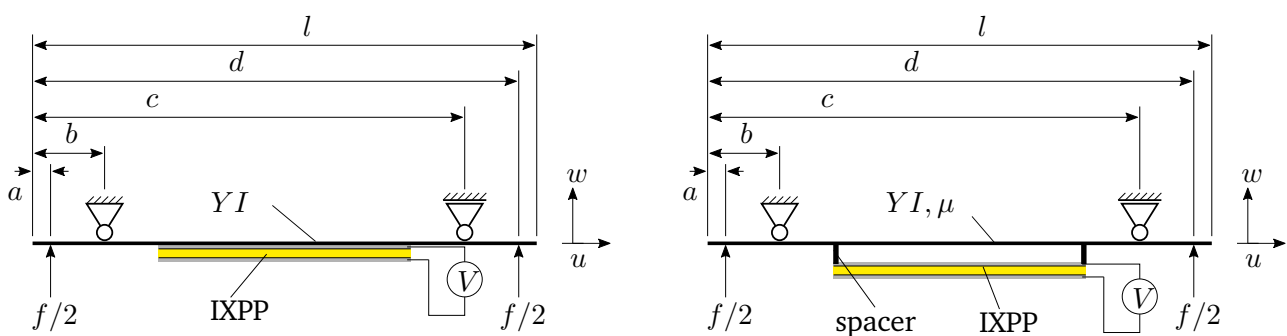


Abbildung 5.8.: Prinzipskizze des Vierpunkt-Biegeversuchs mit IXPP-Ferroelektretfolie und Spannungsmessung. Konzepte ohne (links) und mit Abstandshaltern zur Leistungserhöhung (rechts)

Prinzipbedingt wird durch das Aufbringen der Kraft f zwischen den Lagern ein konstantes Moment in der Aluminiumplatte erzeugt und somit eine konstante Krümmung und Oberflächendehnung erreicht. Im Versuch wird die Platte und damit die IXPP-Probe einer Last ausgesetzt und die resultierende elektrische Spannung an den Elektroden gemessen. Die Abmessungen des Probenhalters sind an die zu analysierende Probengröße mit einer Kantenlänge von 60 mm angepasst. Die Konstanten für den Versuchsaufbau sind in Tabelle 5.2 angegeben.

Tabelle 5.2.: Eigenschaften des Vierpunkt-Biegeversuchs

Symbol	Beschreibung	Wert	Einheit
l	Länge der Platte	0,14	m
e	Breite der Platte	0,11	m
t	Dicke der Platte	$1 \cdot 10^{-3}$	m
Y	E-Modul der Platte	$71 \cdot 10^9$	Pa
I	Flächenträgheitsmoment	$9,17 \cdot 10^{-12}$	m^4
a_{ixpp}	IXPP Kantenlänge	0,06	m
t_{ixpp}	IXPP Dicke	$1,8 \cdot 10^{-4}$	m
C_{ixpp}	IXPP Kapazität	384,29	pF

Die maximale Kraft wird mithilfe einer Biegelinie berechnet. Die Parameter in Abbildung 5.8 werden aus konstruktiven Gründen zu $a = 0,005$ m, $b = 0,02$ m, $c = 0,12$ m und $d = 0,135$ m gewählt. Die Gleichung für das Moment in der Platte lautet

$$M(u) = YIw(u)'' = f(\langle u - a \rangle - \langle u - b \rangle - \langle u - c \rangle + \langle u - d \rangle). \quad (5.3)$$

Zweimalige Integration führt zur Biegelinie mit

$$w(u) = \left[\frac{f}{6}(\langle u - a \rangle^3 - \langle u - b \rangle^3 - \langle u - c \rangle^3 + \langle u - d \rangle^3) + C_1u + C_2 \right] / YI. \quad (5.4)$$

Die Konstanten C_1 und C_2 können aus den Randbedingungen $w(b) = w(c) = 0$ abgeleitet werden zu

$$C_1 = \frac{f}{6(c-b)}((b-a)^3 + (c-b)^3 - (c-a)^3) \quad (5.5)$$

und

$$C_2 = -C_1b - (f/6)(b-a)^3. \quad (5.6)$$

Anhand der Biegelinie kann die maximale Durchbiegung des Probenhalters, der einer Kraft f ausgesetzt ist, abgeschätzt werden. Bei einer Streckgrenze von 100 MPa wird die maximale Kraft, die nicht zu einer plastischen Verformung der Aluminiumstruktur von 1 mm Dicke führt, mit 244,5 N berechnet. Die entsprechende maximale Durchbiegung und Oberflächendehnung der Platte betragen jeweils $-3,522$ mm bzw. $0,141$ %, wodurch die in Kapitel 4 berechnete Dehnung im ruhigen Flug schon bei kleinen Verformungen des Biegeblechs erreicht werden kann.

Mit dem in Abbildung 5.8 beschriebenen System und den Geometriedaten aus Tabelle 5.2, werden FE-Modelle für das einfache Plattenmodell und das Modell mit Abstandshaltern aufgebaut. Die Aluminiumplatte, die Abstandshalter und das IXPP Ferroelektret werden dazu mit hexaedrischen Finiten Elementen diskretisiert. Die beiden Modelle sind in Abbildung 5.9 hinsichtlich der statischen Spannungsgeneration im Biegezustand dargestellt.

Für die Simulation im Frequenzbereich wird das Vorgehen aus Abbildung 5.6 verfolgt. Dabei wird eine Modellreduktion der piezomechanischen Struktur und eine Umwandlung in eine Zustandsraumdarstellung entsprechend Kapitel 3 durchgeführt. Die statische und dynamische Simulation wird mit offenen Elektroden durchgeführt, um im Anschluss den Abgleich mit einer Messung der Leerlaufspannung gewährleisten zu

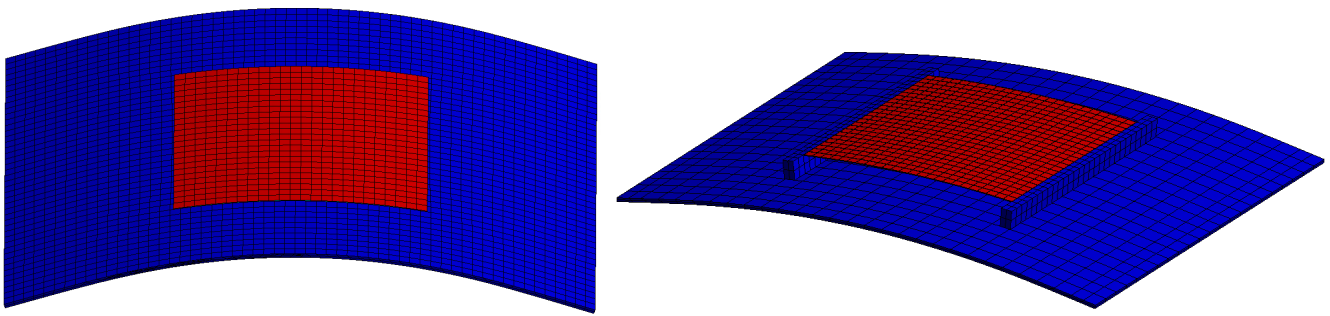


Abbildung 5.9.: Simulationsmodelle der Platte mit IXPP und mit Abstandshaltern und IXPP bzgl. statischer Spannungsgeneration (blau: min., rot: max.)

können.

In der Abbildung 5.10, oben sind die verwendeten Proben dargestellt. In beiden Fällen ohne und mit Abstandshaltern wird eine Klebung zur Befestigung verwendet, die eine gute elektrische Isolierfähigkeit aufweist. Der verwendete Vierpunkt-Biegeversuch ist in der Abbildung unten zu sehen. Bei den Einzelteilen handelt es sich um die Lager und Anregungspunkte in Form von Aluminiumrollen, den Prüfling, die Grundplatte und einen Impedanzmesskopf an der Unterseite der Grundplatte. Mit letzterem werden Kraft und Beschleunigung gemessen.

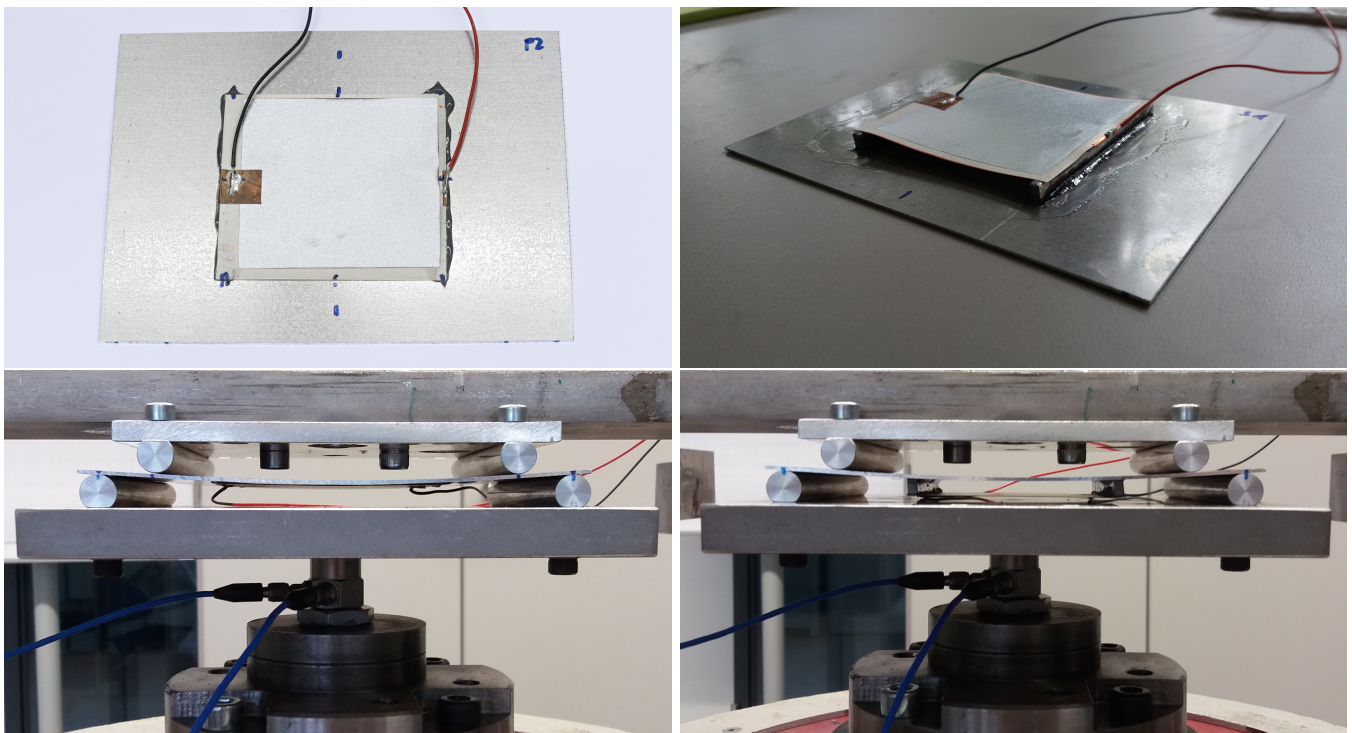


Abbildung 5.10.: Proben mit Kontaktierung (oben) und vorgespannter experimenteller Aufbau des Vierpunkt-Biegeversuchs mit Impedanzmesskopf (unten) für das Konzept ohne (links) und mit Abstandshaltern (rechts)

In einem ersten Test wird die elektrische Reaktion des Ferroelektrets in Form der Spannung bei offenen Elektroden gemessen, wenn eine statische Last auf den in Abbildung 5.10 dargestellten Aufbau aufgebracht wird. Für verschiedene Kräfte ist die erzeugte Spannung in Abbildung 5.11 dargestellt. Es wird für unterschiedliche Kräfte eine gute Übereinstimmung mit dem modellierten Verhalten erreicht und es zeigt sich ein linearer Zusammenhang der Messgrößen.

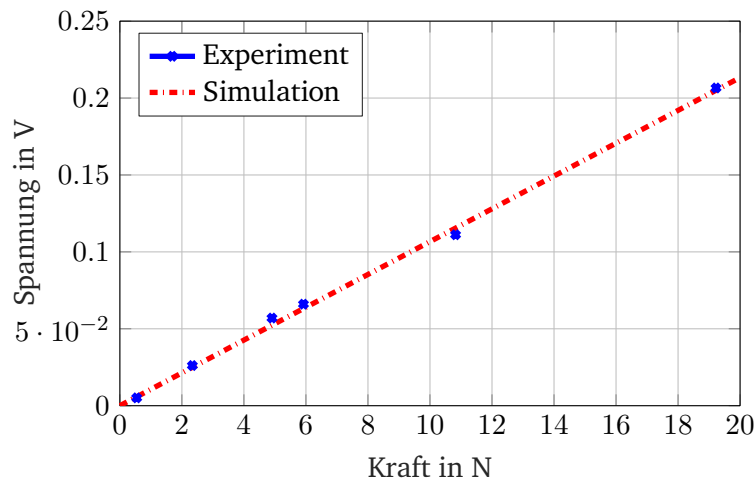


Abbildung 5.11.: Generierte Leerlaufspannung zwischen den IXPP-Elektroden durch statische Kräfte im Vierpunkt-Biegeversuch

Im dynamischen Fall erfolgt die Anregung mithilfe eines Schwingerregers. Ziel ist es, die beiden Übertragungsfunktionen Beschleunigung über Kraft (Gleichung 3.47) und Ferroelektret-Spannung über Kraft (Gleichung 3.48) für den Modellabgleich zu bestimmen. Hierbei wird mithilfe einer Regelung für den Schwingerregger ein Rausch- bzw. Gleitsinus-Signal für die Beschleunigung generiert, welches die Aluminiumplatte mit einer Kraft anregt. Mit einer Beschleunigungsrückführung wird die Beschleunigung im Frequenzbereich geregelt.

Die Simulationsergebnisse aus dem Modell werden mit der Messung des Übertragungsverhaltens hinsichtlich der Gleichungen 3.47 und 3.48 abgeglichen. Die Graphen zu Simulation und Messung sind in Abbildung 5.12 basierend auf dem entwickelten Materialmodell dargestellt. Das simulierte Übertragungsverhalten der Platte ohne Abstandshalter zeigt eine Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen bis zu einer Frequenz von etwa 400 Hz. Ausgehend von der Probe mit Abstandshaltern, kann das Modell das Verhalten bis zu einer Frequenz von ca. 150 Hz abbilden. Für höhere Frequenzen sind die experimentellen Ergebnisse mit Abstandshaltern für die elektrische Spannung niedriger als in der Simulation.

Sowohl in der mechanischen als auch in der elektrischen Übertragungsfunktion kann eine dominante Resonanz beobachtet werden, die die erste Biegemode der Platte darstellt. Eine Modellanpassung wird durch die Wahl einer Masse von 0,75 kg für die Grundplatte des Aufbaus und einer strukturellen Dämpfung von 3 %

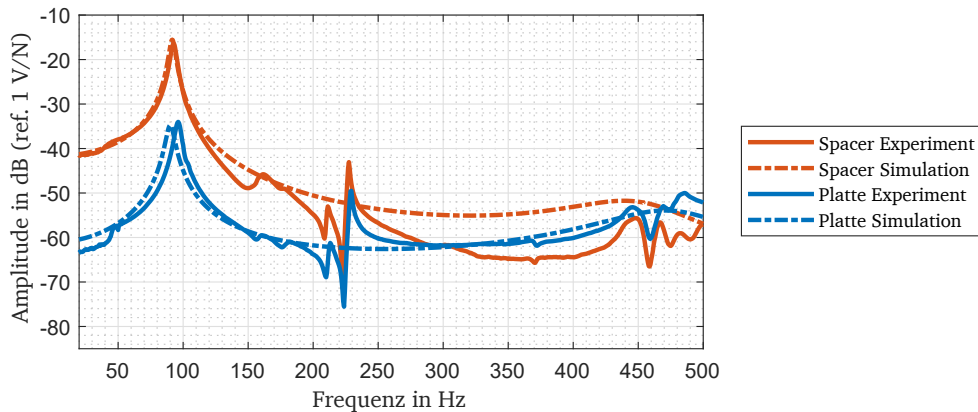


Abbildung 5.12.: Simulation und experimentelle Modellvalidierung für das Konzept mit Abstandshaltern

erreicht. Die Dämpfungsmatrix wird durch ein Rayleigh-Dämpfungsmodell implementiert. Weitere Effekte sind außerdem die auffällig in der gemessenen mechanisch-elektrischen Übertragungsfunktion auftretenden Peaks zwischen 150 und 200 Hz. Diese lassen sich durch lokale asymmetrische Schwingungsmoden der Platte erklären, die in der mechanischen Übertragungsfunktion aufgrund der zentrierten Position des Sensors nicht zu beobachten sind. Außerdem können die Aluminiumplatten nicht wie in der Simulation vollkommen symmetrisch im Aufbau platziert werden. Auf diesen Effekt wird später in Kapitel 7 genauer eingegangen.

Im unteren Frequenzbereich ist zu beobachten, dass mit Abstandshaltern eine um ca. 20 dB höhere Systemantwort erzielt wird als ohne Abstandshalter. Die resultierende Verzehnfachung der Spannung führt damit zu einer Steigerung der Leistung um den Faktor 100.

Basierend auf dem validierten Materialmodell, kann die Leistung für den Fall ohne und mit Abstandshaltern zu $7,11 \text{ e} - 14 \text{ W}$ und $9,75 \text{ e} - 12 \text{ W}$ für die Anregung des CRM aus Kapitel 4 berechnet werden. Damit kann nachgewiesen werden, dass keine Effekte in der Ebenenrichtung in einer für Energy Harvesting ausreichenden Größenordnung nutzbar sind. Es ist wie in Kapitel 2 beschrieben eine mechanische Wegübersetzung notwendig, um die Dehnungsenergie des Flugzeugflügels für das Ferroelektret nutzbar zu machen. Diese wird im nächsten Kapitel eingeführt.

5.4. Zusammenfassung des Kapitels

Dieses Kapitel behandelte die Modellierung und experimentelle Validierung von Materialmodellen der untersuchten Ferroelektrete. Dazu wurden Modellierungsannahmen und die Materialmodelle für die Ferroelektrete IXPP - transversal isotrop - und parallel-Tunnel FEP - anisotrop - beschrieben. Für das Ferroelektret IXPP wurden Zugversuche zur Untersuchung der mechanischen und mechanisch-elektrischen Eigenschaften in der

Ebene durchgeführt, da insbesondere hierzu nur wenig Literaturangaben vorhanden sind. Weiterhin wurden Messungen der Kapazität und der Zeitkonstante von IXPP durchgeführt, die durch einen hohen Innenwiderstand des Materials deutlich über der von Piezokeramiken liegt. Mit einem Versuchsaufbau nach seismischem Prinzip konnte das IXPP-Materialmodell validiert und auch unter Zuhilfenahme analytischer Modelle aus der Literatur verifiziert werden. Mit einem Biegeversuch konnte das Modell weiterhin in Ebenrichtung validiert werden. Hierbei konnte nachgewiesen werden, dass keine Effekte in der Ebenenrichtung in einer für Energy Harvesting ausreichender Größenordnung nutzbar sind. Für das Material parallel-Tunnel FEP erfolgt die Modellvalidierung aufgrund sehr großer Standardabweichungen der Materialeigenschaften in Kapitel 7 für die in einem EH eingesetzte Probe. Die Materialmodelle sind so aufgebaut, dass sie mithilfe der in Kapitel 3 vorgestellten Modellreduktionsmethoden für eine effiziente Simulation der EH verwendet werden können.

6. Design, Modellierung und modellbasierte Optimierung von Ferroelektret Energy Harvestern

Über die im vorherigen Kapitel gezeigten Ergebnisse und die beschriebene Forschungslücke aus Kapitel 2 wird eine mechanische Energieumformung zur effektiven Konvertierung der Dehnungsenergie einer Flugzeugtragfläche in elektrische Energie mithilfe von Ferroelektreten als notwendig und zugleich neuartig eingeordnet.

Dieses Kapitel beschreibt damit die Konzeption von EH zum Ernten von Biegeenergie des Tragflügels. Es werden dazu zwei Konzepte erarbeitet, je eines für die beschriebenen Ferroelektret-Typen IXPP und parallel-Tunnel FEP. Durch die Ausnutzung der Vorteile einer geringen Dichte und hohen Nachgiebigkeit wird untersucht, ob mit den Konzepten hohe Werte von Leistung pro Masse $P_{el,m}$ realisierbar sind. Eine analytische Modellierung wird gezeigt, dass das Konzept sowohl für eine reine Dehnungsanregung als auch für eine Biegeanregung untersucht. Die Applikation und experimentelle Untersuchung von Ferroelektreten in realen Flugzeugstrukturen ist teuer, aufwendig und kann hinsichtlich Sicherheitsstandards problematisch sein. Bevor Ferroelektrete an einer realen Flugzeugstruktur validiert werden, sind zahlreiche Untersuchungen notwendig. Eine Beschleunigung des Technologietransfers kann durch Simulationen von EH unterstützt werden. Daher liegt der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der experimentellen Untersuchung von vereinfachten Strukturen mit Ferroelektret-EH und auf deren Simulation. Da Flugzeugstrukturen gekrümmte Oberflächen aufweisen und die Hauptanregung nicht durch eine Beschleunigung senkrecht zur Oberfläche erfolgt, können die analytischen Modelle von Pondrom [20] für die Simulation des Systems nicht verwendet werden. Stattdessen wird eine analytische Beschreibung der Dehnungs- und Biegeanregung aufgestellt und darauf aufbauend ein numerischer Modellierungsansatz verfolgt. Für letzteren werden die Materialmodelle aus Kapitel 5 eingesetzt. Basierend auf einem parametrischen Modell, das eine Permutation des vorgeschlagenen EH-Designs darstellt, wird ein Optimierungsprozess ähnlich wie in [148] durchgeführt.

6.1. Konzept des IXPP-EH mit mechanischer Energieumformung

Die Dehnungsenergie einer sich biegenden mechanischen Struktur ist nur in der in-plane-Richtung verfügbar. In Kapitel 5 ist gezeigt, dass IXPP im δ_{31} -Modus nicht effektiv zur Konvertierung dieser verwendet werden kann. Dies entspricht der Verwendung eines piezokeramischen Flächenwandlers, aber es ist nicht der Modus, der die

Wandlungseigenschaften von IXPP optimal ausnutzt. Außerdem ist die maximale Dehnung einer metallischen Struktur viel geringer als die Dehnung, die das Ferroelektret standhalten kann. Die maximal zulässige Dehnung von IXPP beträgt 5 bis 10 % [143]. Daher wird in dieser Arbeit ein Mechanismus verwendet, der die in der Ebene auftretende Dehnungsenergie in eine Kompression eines Ferroelektretstapels mit einer Übersetzung $i \gg 1$ umformt. Das Prinzip ist in Abbildung 6.1 dargestellt.

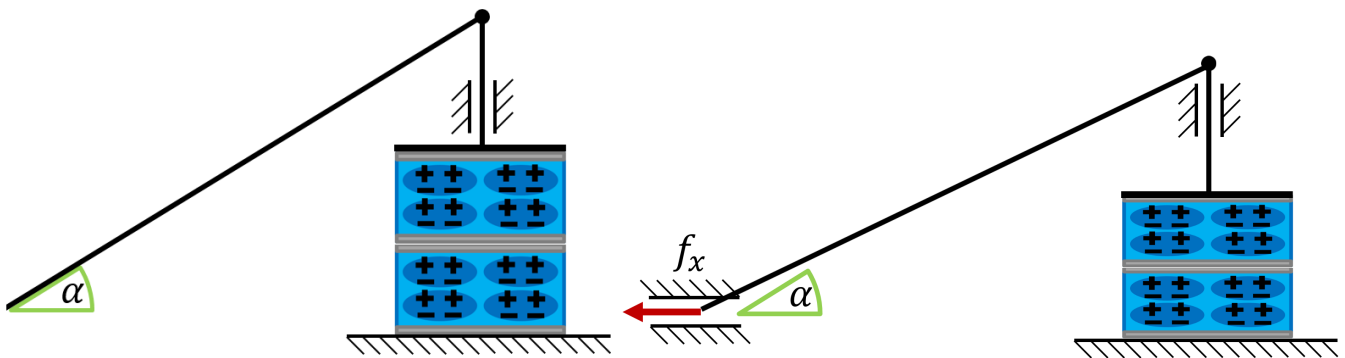


Abbildung 6.1.: Prinzip des EH mit Übersetzungsmechanismus im undeforinierten (links) und deformierten Zustand (rechts)

Die Dehnungsenergie ruft eine Reaktionskraft f_x hervor und wird mit einem vergleichsweise steifen Mechanismus in eine Kompression des Stapels über ein translatorisches Lager umgesetzt. Wie in [20] beschrieben, kann es von Vorteil sein, Ferroelektrete in Stapeln zu verwenden, um die äquivalente Nachgiebigkeit und damit den effektiven piezoelektrischen Koeffizienten zu erhöhen. Da die verwendeten IXPP-Ferroelektrete nur eine Dicke von ca. $180 \mu\text{m}$ besitzen, kann dies mit sehr geringem Platzbedarf realisiert werden. Für den Einsatz in Flugzeugen wird als primäres Ziel der Optimierung eines EH die Maximierung der Leistung pro EH-Masse (siehe Gleichung 1.1), die in das Flugzeug eingebracht wird, festgelegt. Da piezoelektrische EH häufig sehr klein sind, wird das EH-Volumen nicht als einschränkende Randbedingung angesehen.

Bei der Konstruktion des Mechanismus werden mehrere Aspekte berücksichtigt:

- Da ein translatorisches Lager relativ schwer und kompliziert in der Anwendung ist, wird ein symmetrischer Aufbau mit beidseitigen Armen vorgeschlagen, um alle auftretenden Kräfte in x -Richtung und Momenten um die y -Achse zu kompensieren.
- Zudem sollte der Mechanismus so einfach wie möglich, also aus so wenig wie möglich unterschiedlichen Teilen aufgebaut sein.
- Der Mechanismus des EH sollte neben dem Ferroelektret aus möglichst wenigen unterschiedlichen Materialien bestehen, um eine relativ einfache Wiederverwertbarkeit und Herstellbarkeit zu gewährleisten.

- Die Materialien des Mechanismus sollten eine ausreichend hohe Streckgrenze haben, um eine statische und dynamische Verwendung mit einem angemessenen Sicherheitsfaktor und möglichst wenig Material zu ermöglichen.

In dieser Arbeit werden dazu Miniatur-EH als optimierte Einheitszellen von größeren EH-Systemen entwickelt. Die absolute Leistung eines EH skaliert mit der Menge des energieumwandelnden Materials. Die Maximierung der absoluten Leistung kann zu EH-Systemen mit hoher Ausgangsleistung, aber unnötig hoher Masse führen. Daher wird die Maximierung der Leistungsabgabe pro EH-Masse im Sinne von Gleichung 1.1 anstelle der absoluten Leistung als relevantes Optimierungsziel für Flugzeugstrukturen angesehen. Da verschiedene EH-Größen das gleiche optimierte Verhältnis von Leistung pro Masse haben können, ist es sinnvoll, ausgewählte Geometrieparameter als konstant zu setzen, um den Optimierungsparameterraum in seinen Dimensionen zu reduzieren. Als Größenbeschränkung wird in dieser Arbeit die Kantenlänge des Ferroelektret-Stapels auf 1 cm festgelegt. Dies ist besonders nützlich für die experimentelle Validierung des vorgeschlagenen Konzepts, um aus einer Ferroelektretprobe Stapel mit vielen Schichten zu realisieren. Bei dieser Größe können die Proben auch noch von Hand bearbeitet werden. Da die resultierenden EH klein sind, sind die absoluten Leistungswerte relativ gering. Die relevante Metrik $P_{el,m}$ kann jedoch auf die gleiche Weise optimiert werden wie bei einem größeren EH.

6.1.1. Analytisches Modell für reine Dehnungsanregung

Es wird ein analytisches Modell entwickelt, um den Einfluss der wichtigsten Konstruktionsparameter auf die elektrische Leistung aufzuzeigen. Aufbauend wird im Anschluss ein parametrisches Finite-Elemente-Modell aufgebaut, das zusätzlich Konstruktionsparameter für die detaillierte Geometrie und damit den quantitativen Einfluss auf die Gesamtmasse und das dynamische Verhalten berücksichtigt. Für beide Ansätze werden kleine Durchbiegungen und lineare Materialeigenschaften angenommen, ähnlich wie bei [10]. Für das IXPP-Ferroelektret werden die in Tabelle 6.1 angegebenen Eigenschaften unter Verwendung des transversal isotropen Materialmodells zugrunde gelegt.

Für eine analytische Beschreibung wird die Annahme getroffen, dass die mechanische Reaktion des EH auf die Hoststruktur aufgrund der Größe und des daraus resultierenden Steifigkeitsunterschieds zwischen einer Leichtbaustruktur wie einem Flugzeugflügel und dem EH vernachlässigt werden kann. Die angenommene Anregung des EH ist daher eine Dehnung

$$S_x(\omega) = \hat{S}_x \cdot \sin \omega t \quad (6.1)$$

mit einer Amplitude \hat{S}_x in x -Richtung, die harmonisch mit einer Frequenz ω aufgebracht wird.

Tabelle 6.1.: Geometrie- und Materialeigenschaften einer IXPP-Folie

Symbol	Beschreibung	Wert
t_p	Dicke der IXPP-Folie	180 μm
l_p	Kantenlänge der IXPP-Folie	0,01 m
ρ_p	Dichte von IXPP	480 kg/m^3
$\delta_{33,p}$	Ladungskonstante im 33-Modus	400 pC N^{-1}
ϵ_{33}	Permittivität in 3-Richtung	2,2 ϵ_0 [65]
$Y_{3,p}$	E-Modul in 3-Richtung	0,7 MPa [74]

Eine Vereinfachung des Ferroelektretmaterials sowie des Mechanismus als Federelemente erscheint sinnvoll. In Abbildung 6.2a (a) ist das Federmodell des Konzepts dargestellt. Dabei beschreibt l_{mech} die auf die x -Koordinate projizierte Länge des Mechanismus. Je länger l_{mech} ist, desto geringer wird seine Steifigkeit c_{mech} . Die Anordnung als Stapel führt zu einer Erhöhung der Gesamtnachgiebigkeit des verwendeten Ferroelektretmaterials. Dies führt zu einer geringeren Kraft, um die gleiche absolute Kompression des Stapels zu erreichen. Andererseits ist die Ferroelektretdehnung unabhängig von der Anzahl der Schichten n_p im Stapel, wenn die Kraft konstant bleibt.

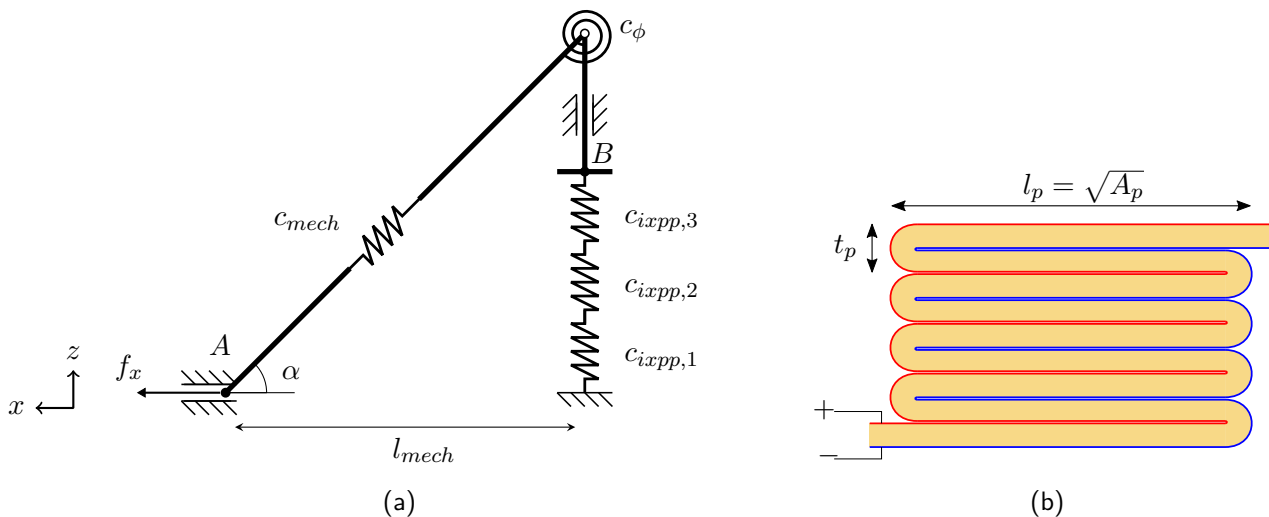


Abbildung 6.2.: Modell des EH-Mechanismus. (a) Federmodell ohne Hoststruktur und (b) Prinzipskizze des gefalteten Stapels in Parallelschaltung

Unter der Annahme, dass die Materialeigenschaften aller Ferroelektretschichten gleich sind, kann die

äquivalente Stapelsteifigkeit als Reihenschaltung der Schichtsteifigkeiten wie folgt ausgedrückt werden

$$c_{p,stack} = \frac{1}{\frac{1}{c_{ixpp,1}} + \frac{1}{c_{ixpp,2}} + \dots + \frac{1}{c_{ixpp,n}}} \quad (6.2)$$

bzw.

$$c_{p,stack} = \frac{1}{n_p \cdot \frac{1}{c_{ixpp}}} = \frac{c_{ixpp}}{n_p} = \frac{Y_3 A_p}{n_p t_p}. \quad (6.3)$$

Weiterhin wird angenommen, dass die entstehende Dehnungsgröße in der Hoststruktur über die Applikationsfläche des EH konstant ist.

Im Anhang A.6 ist eine analytische Modellierung für den Fall der Vernachlässigung der Steifigkeit c_{mech} beschrieben. Gleichzeitig wird dort das Material für den Mechanismus als Stahl festgelegt. Durch Modellierung der Mechanismus-Steifigkeit werden die Dehnungsverluste durch elastische Materialverformung berücksichtigt. Die Torsionssteifigkeit c_ϕ wird vernachlässigt. Die Druckkraft des piezoelektrischen Stapels wird aus

$$f_{z,B} = f_{x,A} \frac{h_p}{l_{mech}} \quad (6.4)$$

abgeleitet, mit $h_p = n_p t_p$. In Gleichung 6.4 sind beide Kräfte $f_{x,A}$ und $f_{z,B}$ unbekannt. Das Gleichungssystem

$$\begin{bmatrix} f_{x,A} \\ f_{z,B} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{mech} \cos^2(\alpha) & -c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) \\ -c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) & c_{mech} \sin^2(\alpha) + \frac{c_p}{1-\kappa_p^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta x_A \\ \Delta z_B \end{bmatrix} \quad (6.5)$$

kann mit einem Ansatz der Einheitsverschiebung formuliert werden. Mit den Gleichungen 6.4 und 6.5 ergibt sich die Beziehung für Δz_B zu

$$\Delta z_B = \frac{2c_{mech} \cos^2(\alpha)}{2c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) + \frac{c_p}{1-\kappa_p^2} \cot(\alpha)} \Delta x_A. \quad (6.6)$$

Mit Δx_A aus Gleichung A.7 lässt sich die Dehnung im piezoelektrischen Stapel berechnen als

$$S_3 = \frac{\Delta z_B}{n_p t_p} = \frac{2c_{mech} \cos^2(\alpha) \cot(\alpha)}{2c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) + \frac{c_p}{1-\kappa_p^2} \cot(\alpha)} \hat{S}_x. \quad (6.7)$$

Die mechanische Spannung im Mechanismus hingegen lässt sich aus den Verschiebungen der Punkte Δx_A und Δz_B ableiten als

$$T_{mech} = Y_{mech} \frac{\sqrt{(h_p - \Delta z_B)^2 + (l_{mech} + \Delta x_A)^2} - \frac{l_m}{\cos(\alpha)}}{\frac{l_{mech}}{\cos(\alpha)}}. \quad (6.8)$$

Unter Verwendung von Gleichung 6.26 lässt sich die elektrisch umgesetzte Energie pro Belastungszyklus

entsprechend Abbildung 2.7 berechnen als

$$W_{el} = \frac{1}{2} Y_p \kappa_p^2 A_p h_p \left(\frac{2c_{mech} \cos^2(\alpha) \cot(\alpha)}{2c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) + \frac{c_p}{1-\kappa_p^2} \cot(\alpha)} \right)^2 \hat{S}_x^2. \quad (6.9)$$

Die Gesamtmasse des EH kann berechnet werden zu

$$m_{EH} = m_p + m_{mech} = l_p^2 t_p n_p \rho_p + \frac{l_{mech}}{\cos(\alpha)} A_{mech} \rho_{mech}. \quad (6.10)$$

Mit den Gleichungen 6.9 und 6.10 ergibt sich die gesamte umgewandelte elektrische Energie pro eingesetzter EH-Masse in einem Lastzyklus zu

$$W_{el,rel} = \frac{\frac{1}{2} Y_p \kappa_p^2 A_p h_p \left(\frac{2c_{mech} \cos^2(\alpha) \cot(\alpha)}{2c_{mech} \cos(\alpha) \sin(\alpha) + \frac{c_p}{1-\kappa_p^2} \cot(\alpha)} \right)^2 \hat{S}_x^2}{l_p^2 t_p n_p \rho_p + \frac{l_{mech}}{\cos(\alpha)} A_{mech}}. \quad (6.11)$$

Als Maß für den Vergleich des Konzepts mit den Ergebnissen von Piezokeramiken bei gleicher Belastung werden die Gleichungen 6.9 und 6.11 als frequenzunabhängige Formulierung der Gleichungen 1.1 und 3.3 verwendet. Die Werkstoffe im Mechanismus haben eine Streckgrenze, die bei der Auslegung berücksichtigt werden muss. Es wird eine Ferroelektretlänge von $l_p = 0,01$ m angenommen. Die Streckgrenze von Baustahl ist als horizontale Linie dargestellt.

Die Ergebnisse der Gleichungen 6.9, 6.11, 6.8, 6.7 und 6.10 sind in der Abbildung 6.3 (a,b,d,e,f) für eine Querschnittsfläche des Mechanismus von $A_{mech} = 1e - 8$ m² (die sich später als realistische Größenordnung erweist), eine Anzahl piezoelektrischer Schichten von $n_p = 20$ und eine Dehnungsanregung von $\hat{S}_x = 4,5 \cdot 10^{-5}$ m m⁻¹ wie in [10] dargestellt.

Die Ergebnisse werden für die vorgeschlagene Topologie unter Verwendung des eingeführten Ferroelektretmaterials gezeigt. Im Vergleich dazu werden die Ergebnisse für dieselbe Topologie unter Verwendung einer PZT-Keramik im δ_{33} -Modus und eines einzelnen PZT-Keramik-Patches im δ_{31} -Modus mit derselben Fläche wie der Ferroelektretstapel dargestellt. Die ausgegrauten Abschnitte der Diagramme stellen die theoretischen Ergebnisse dar, die sich ergeben würden, wenn die Ferroelektret-Dehnungsgrenze überschritten würde. Die entstehende Dehnung im piezoelektrischen Material ist daher in den Diagrammen dargestellt. Die Berechnung zeigt, dass die elektrisch umgewandelte Energie und insbesondere die Energie pro Masse in einem Lastzyklus bei Verwendung des vorgeschlagenen Konzepts mit Ferroelektreten um Größenordnungen höher sein kann als bei Verwendung einer PZT-Keramik. Dies ist bemerkenswert, da PZT einen viel höheren Kopplungskoeffizienten als IXPP besitzt. Außerdem wird gezeigt, dass die Spannungsgrenze des Mechanis-

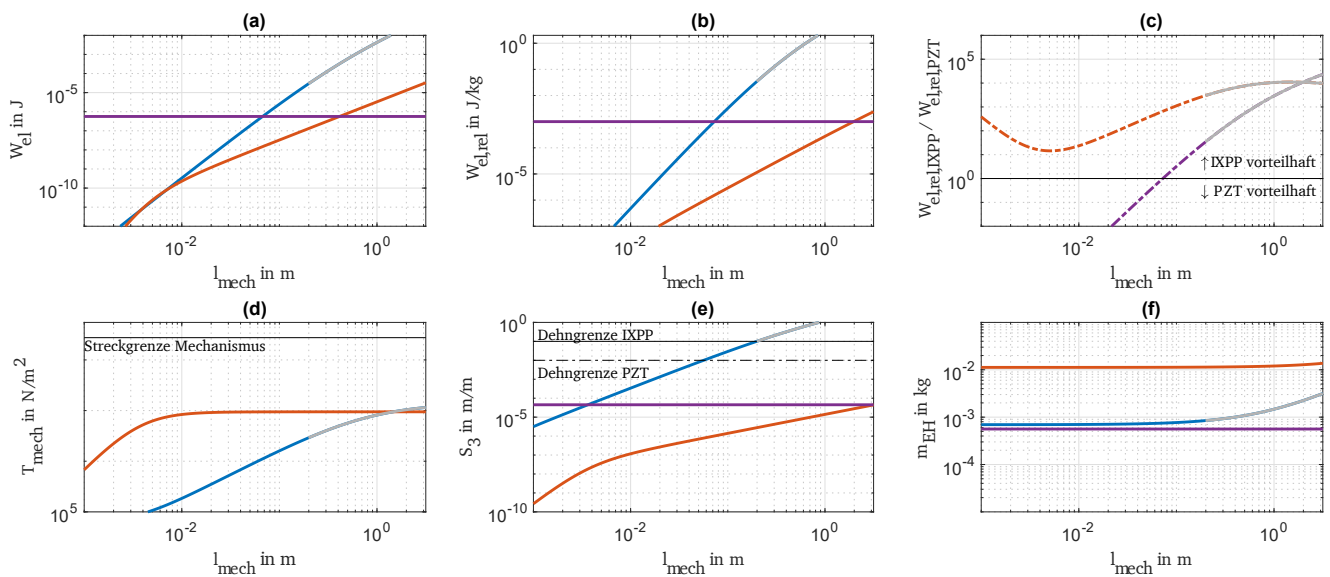


Abbildung 6.3.: Ergebnisse für das analytische Modell für drei Arten von EHs: Vorgeschlagenes Konzept mit IXPP-Ferroelektret und Beispieltopologie und variabler Mechanismusslänge (blaue Graphen); Mechanismus mit gleicher Topologie und PZT-Keramik-Eigenschaften (rote Graphen); PZT-Keramik-Patch gleicher Fläche mit idealer Dehnungsanregung (lila Graphen). Die gestrichelt gepunkteten Graphen in Abbildung (c) zeigen das Verhältnis des Ergebnisses der Gleichung 6.11 des Ferroelektret-Konzepts im Vergleich zu den beiden PZT-Konzepten.

musmaterials mit der verwendeten reinen Dehnungsanregung nicht erreicht werden kann. Durch Erhöhung der Anzahl der Ferroelektret-Schichten n_p steigt die elektrisch umgewandelte Energie und durch Erhöhung der Mechanismusslänge l_{mech} steigt auch die elektrisch umgewandelte Energie pro Masse. Abbildung 6.3 f zeigt auch, dass das Ferroelektretkonzept natürlich viel leichter ist als die gleiche Topologie mit PZT. Die Berechnung berücksichtigt weder die niederfrequenten elektrischen Verluste der piezokeramischen Patches noch die Dehnungsverluste, die durch einen Klebstoff mit geringerer Steifigkeit verursacht werden. Beide Verlustarten sind bei den vorgestellten Ferroelektret-Konzepten nicht vorhanden. Die Ergebnisse können daher als konservativ angesehen werden. Sie motivieren die Verwendung des vorgeschlagenen EH-Konzepts anstelle von PZT-Konzepten.

6.1.2. Biegungsanregung

Eine Biegungsanregung kann als Kombination aus Krümmung κ und Oberflächendehnung S_{host} bzw. Krümmungsradius r_{host} und Abstand zur neutralen Faser beschrieben werden. Die zuvor diskutierte reine Dehnungsanregung kann neben der Beschreibung als reine Longitudinaldehnung des Balkens auch aus der Perspektive des EH als Spezialfall der Biegung angesehen werden, bei der der Biegungradius und der Abstand zur

neutralen Faser gegen unendlich bzw. die Krümmung gegen null streben. Es wird ein rechteckiger Querschnitt der sich biegender Struktur angenommen. Der Abstand von Ober- und Unterseite des Balkens zur neutralen Faser ist damit gleich groß und die Balkendicke t_{host} entspricht dem doppelten Abstand zur neutralen Faser. Für den Vergleich mit einer Piezokeramik wird wie bei der Dehnungsanregung die Ermittlung der pro Lastzyklus und nicht pro Zeit umgesetzten elektrischen Energie als relevante Metrik verwendet. Dynamische Eigenschaften der Struktur werden daher vorerst nicht betrachtet. Zur Vereinfachung wird für die Herleitung erneut angenommen, dass der Mechanismus keine relevante Veränderung des Verformungszustands der Struktur bewirkt. Es wird ausschließlich von einer positiven Krümmung ausgegangen, da die Mechanismusteile entsprechend des Konzepts auf Zug und der Ferroelektretstapel auf Druck belastet werden sollen. Die Abbildung 6.4 zeigt die Struktur bestehend aus konstant gekrümmtem Biegebalken und Federmechanismus. Links ist ein eingespannter Balken im unverformten und verformten Zustand dargestellt. In der Mitte ist ein Balken mit PZT-Flächenwandler und rechts mit Ferroelektret-Mechanismus gezeigt, die zur Übersichtlichkeit symmetrisch und ohne Lagerung dargestellt sind. Für die Balkenmitte der symmetrischen Darstellung wird jeweils die Absenkung 0 angenommen wie im einseitig eingespannten Balken. Im Folgenden werden Relativbewegungen dazu betrachtet. Es wird die Annahme eines masselosen Lagers getroffen, was später praktisch durch einen

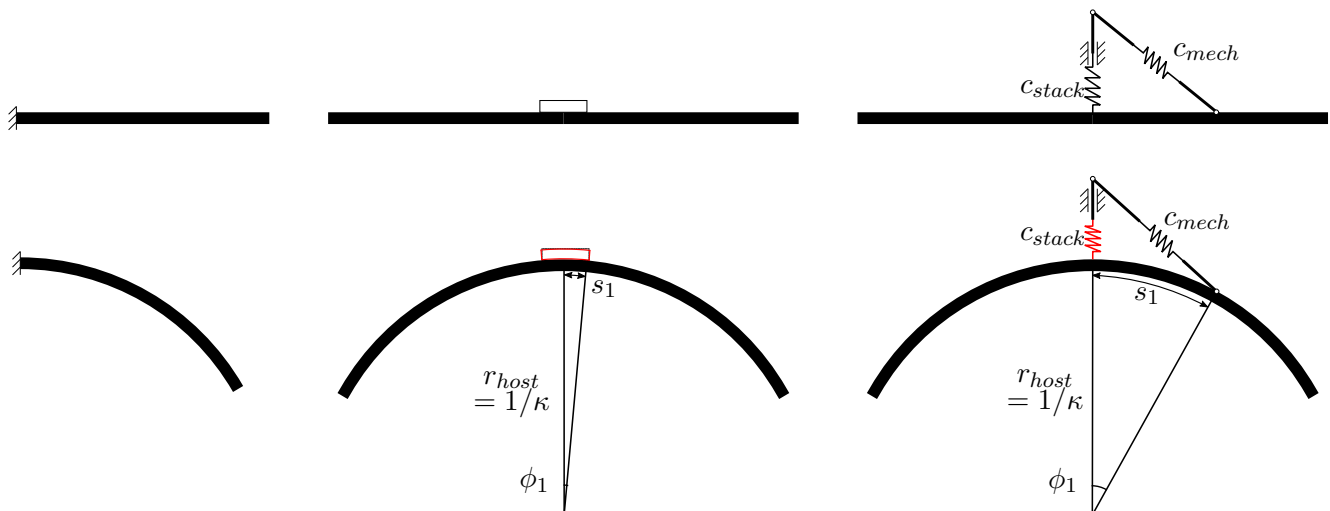


Abbildung 6.4.: Prinzipvergleich von PZT-Flächenwandler mit Ferroelektret-Mechanismus bei Biegungsanregung. Die Krümmung ist zur Veranschaulichung übertrieben dargestellt.

symmetrischen Aufbau realisiert wird. Im Vergleich ist ein Piezokeramik-Flächenwandler im gleichen Krümmungszustand dargestellt. Um Oberflächendehnung und Krümmung einer Struktur mit konstanter Krümmung entlang seiner Länge bestimmen zu können, werden der Krümmungsradius r_{host} und die Dicke t_{host} benötigt.

Die Oberflächendehnung der Struktur lässt sich über

$$S_{max,host} = T_{max,host}/Y_{host} \quad (6.12)$$

berechnen, wofür wiederum die Spannung

$$T_{max,host} = \frac{M_{host}t_{host}}{I_{host}2} = -Y_{host} \frac{t_{host}}{r_{host}} \quad (6.13)$$

und das Moment

$$M_{host} = -Y_{host} \frac{I_{host}}{r_{host}} \quad (6.14)$$

benötigt werden, mit dem für die Biegesteifigkeit relevanten Flächenträgheitsmoment $I_{host} = (w_{host}t_{host}^3)/12$ der Struktur und der theoretischen Tiefe w_{host} der planaren Problemgeometrie. Das Kräftegleichgewicht am Punkt B ist in Abbildung 6.5 dargestellt. In z -Richtung liefert dieses die Gleichung

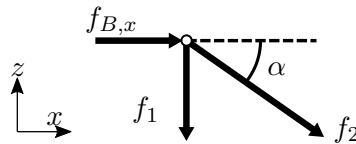


Abbildung 6.5.: Kräftegleichgewicht am Punkt B

$$f_1 = -f_2 \sin(\alpha). \quad (6.15)$$

Die Absenkung des Balkens am rechten Befestigungspunkt des Mechanismus mit dem Balken ergibt sich durch zweimalige Integration der Krümmung $\kappa = 1/r_{host} = w''(x)$

$$w(l_{mech}) = -\frac{1}{2r_{host}} l_{mech}^2. \quad (6.16)$$

Durch die Strukturdicke ergibt sich zudem eine Verschiebung des Punkts A in x -Richtung, mit

$$\Delta x_{A,1} = \frac{t_{host}}{2} \sin\left(\frac{l_{mech}}{r_{host}}\right). \quad (6.17)$$

Zudem kann die Verschiebung des Punkts A in z -Richtung über

$$\Delta z_{A,1} = -\frac{1}{2r_{host}} l_{mech}^2 \quad (6.18)$$

ausgedrückt werden. Die Komponenten der Kraft f_2 am Punkt A in x - und z -Richtung ergeben sich mithilfe der bekannten Größen $\Delta x_{A,1}$ und $\Delta z_{A,1}$ zu

$$f_{2,x} = \Delta x_{A,1} k_2 \cos(\alpha) \quad (6.19)$$

und

$$f_{2,z} = \Delta z_{A,1} k_2 \sin(\alpha). \quad (6.20)$$

Damit ergibt sich die resultierende Kraft f_2 zu

$$f_2 = \sqrt{f_{2,x}^2 + f_{2,z}^2} = \sqrt{x_{A,1}^2 k_m^2 \cos^2(\alpha) + z_{A,1}^2 k_p^2 \sin^2(\alpha)}. \quad (6.21)$$

Mithilfe des Hooke'schen Gesetzes und des Kräftegleichgewichts aus Gleichung 6.15 ergibt sich die Beziehung

$$\Delta z_B = f_1/k_p = -f_2 \sin(\alpha)/k_p = -\sqrt{x_{A,1}^2 k_m^2 \cos^2(\alpha) + z_{A,1}^2 k_p^2 \sin^2(\alpha)} \sin(\alpha)/(k_p) \quad (6.22)$$

für die absolute Verschiebung des Knotens B in z -Richtung. In Abbildung 6.6 ist für eine Beispieltopologie das Ergebnis der Knotenverschiebungen dargestellt. Daraus folgt die Dehnung im Ferroelektret-Stack zu

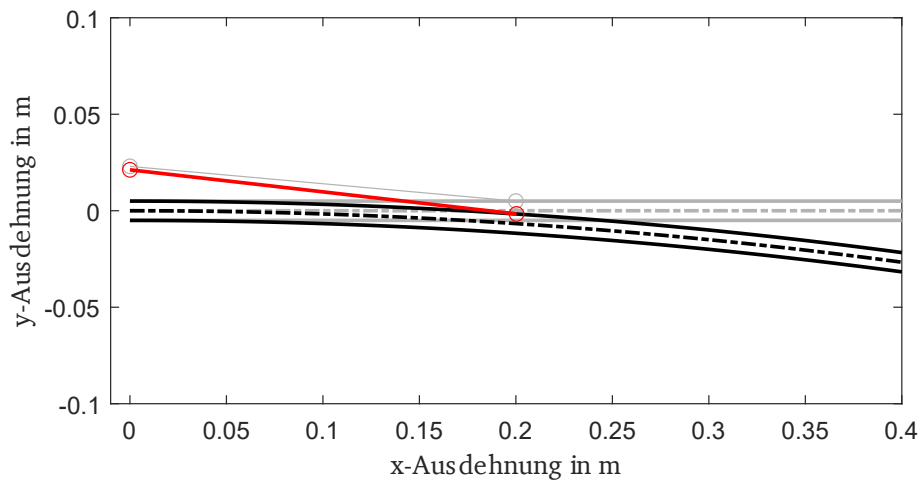


Abbildung 6.6.: Quantitative Darstellung der Verschiebung des A-Knotens und damit verbundene Absenkung des B-Knotens

$$S_{stack} = \Delta z_B/h_p. \quad (6.23)$$

Hieraus lässt sich die mechanisch umgesetzte Energie $W_{tot,mech}$ berechnen, mit

$$W_{tot,mech} = \frac{1}{2} S_{stack} T_{stack} = \frac{1}{2} S_{stack}^2 Y_p. \quad (6.24)$$

Ein Teil dieser Energie kann entsprechend des elektromechanischen Kopplungskoeffizienten κ_p^2 durch Änderung der Verschaltung von kurzgeschlossenen zu offenen Elektroden bei maximal auftretender Dehnung zwischen den Elektroden gespeichert werden. Die verbleibende Dehnung im mechanisch spannungsfreien Zustand durch die elektromechanische Versteifung des Materials ergibt sich zu

$$x_{oc,p} = S_{stack} \kappa_p^2 \quad (6.25)$$

und ist durch den elektromechanischen Kopplungskoeffizienten κ_p^2 (siehe Gleichung 2.1) charakterisiert. Die elektrisch umgesetzte Energie ergibt sich damit zu

$$W_{el} = W_{tot,mech} - \left(\frac{1}{2} (S_{stack} - x_{oc,p}) T_{stack} \right) = \frac{1}{2} S_{stack}^2 Y_p \kappa_p^2. \quad (6.26)$$

Die Masse des EH ergibt sich unter Zuhilfenahme der Designparameter zu

$$m_{EH} = (A_p t_p n_p \rho_p + \frac{l_m}{\cos(\alpha)} A_m \rho_m), \quad (6.27)$$

womit die elektrisch umgesetzte Energie pro EH-Masse $W_{el,m}$ berechnet werden kann:

$$W_{el,m} = W_{el} / m_{EH} = (W_{tot,mech} - \left(\frac{1}{2} (S_{stack} - x_{oc,p}) T_{stack} \right)) / m_{EH}. \quad (6.28)$$

Die rechte Seite von Gleichung 6.28 gilt es für die jeweils vorgegebenen Werte von Krümmung und Oberflächendehnung bzw. Radius und Strukturdicke zu maximieren. Durch Einsetzen der Gleichungen 6.22, 6.23, 6.24, 6.25 und 6.27 ergibt sich

$$W_{el,m} = \frac{\frac{1}{2} (t_{host} \sin(\frac{l_m}{R_h}) \frac{A_m Y_m}{l_m} \cos(\alpha))^2 + \left(\frac{l_m^2}{2 R_h} \frac{A_p Y_p}{n_p t_p} \sin(\alpha) \right)^2 \frac{Y_p \kappa_p^2 \sin(\alpha)}{n_p t_p k_p}}{(A_p t_p n_p \rho_p + \frac{l_m}{\cos(\alpha)} A_m \rho_m)}. \quad (6.29)$$

Da Optimierungsprobleme meist als Minimierungsprobleme definiert sind, ergibt sich die Zielfunktion zu

$$f_{obj} = -W_{el,m}. \quad (6.30)$$

Die Zielfunktion aus Gleichung 6.30 ist nichtlinear und nicht konvex. Daher kann kein simplex Algorith-

mus zur eindeutigen Identifizierung eines lokalen Optimums verwendet werden. Weiterhin ist das Problem durch Nebenbedingungen beschränkt, die in Form der Streckgrenzen der verwendeten Materialien (Balken, Ferroelektret und Mechanismus) auftreten. Die Nebenbedingungen sind nicht über einen linearen Zusammenhang anhand der Eingangsparameter beschreibbar. Die EH Parameter werden vorerst alle als kontinuierlich betrachtet. Im allgemeinen Fall treten Parameter mit einer Ganzzahligkeitsbedingung auf, wie bei der Schichtenanzahl n_p . Letztere Bedingung wird zur Steigerung der Recheneffizienz vorab vernachlässigt, wodurch der Ferroelektret-Stack jede beliebige Höhe annehmen kann. Da bei analytischer Berechnung eine lineare Steigerung von Kapazität und Stapel-Nachgiebigkeit mit der Schichtenanzahl einhergeht, kann diese Vereinfachung zunächst getroffen werden. Eine Surrogat-Optimierung wird zur Identifikation einer sinnvollen Startlösung verwendet. Eine gradientenbasierte Optimierung findet keine sinnvolle Startlösung, kann mit dem Ergebnis der Surrogat-Optimierung als Startlösung das Ergebnis jedoch deutlich verbessern. Zur Lösung des Problems wird ein Sequential Quadratic Programming (SQP)-Algorithmus verwendet [149, S. 530 ff.]. Bei Nebenbedingungen, die eine Ganzzahligkeit eines oder mehrerer Parameter erfordern, kann eine Abwandlung des Algorithmus, der sogenannte MISQP (Mixed-Integer SQP) Algorithmus verwendet werden. Der Algorithmus zur Berechnung der optimalen spezifischen Energie ist in Abbildung 6.7 schematisch und als Pseudocode im Anhang A.7 dargestellt.

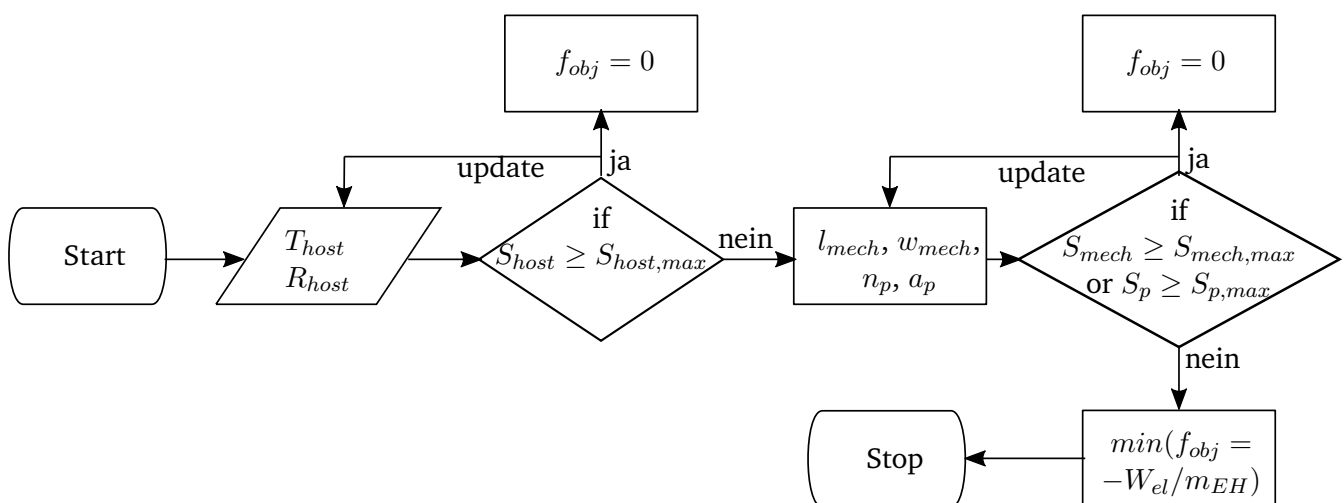


Abbildung 6.7.: Programmablauf zur Berechnung der optimalen spezifischen Energie

Das Ergebnis für die Optimierung unter verschiedenen Konfigurationen (Krümmung und Dicke) ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Einerseits zeigt der Vergleich mit einer Piezokeramik, dass das Ferroelektret-Konzept für alle Kombinationen von Struktur厚ken und Krümmungsradien eine deutlich größere elektrisch gewandelte Energie pro Masse erreicht als typische Piezokeramik-Flächenwandler. Andererseits zeigt sich, dass erwartungsgemäß die höchste Energie-Ausbeute erreicht werden kann, wenn sich die Oberfläche der

biegenden Struktur nahe an der Dehngrenze befindet. Dies ist je nach Werkstoff unterschiedlich und über den Zusammenhang 6.12 zu beschreiben.

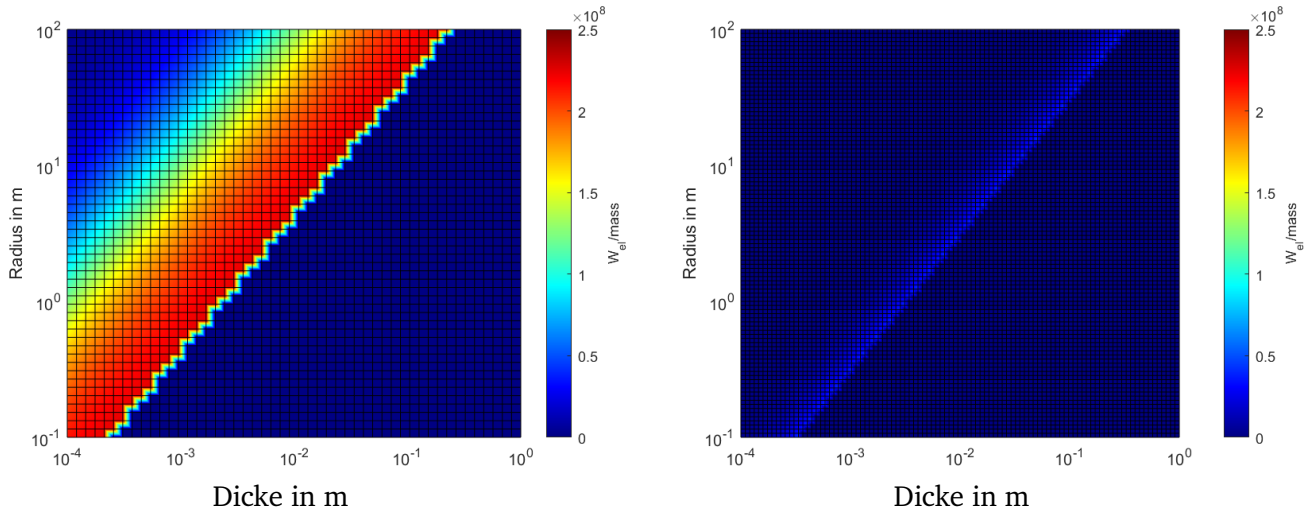


Abbildung 6.8.: Maximal umsetzbare elektrische Energie pro EH-Masse in einem Lastzyklus. Links: Jeder Punkt der Fläche beschreibt eine optimierte Topologie des IXPP-Konzepts für die jeweilige Kombination aus Balkendicke und Krümmungsradius. Rechts: Ergebnisse zum Vergleich mit gleichem Minimum und Maximum der Farbskala für eine konstante Piezokeramik-Geometrie

Die Untersuchung legt deutlich nahe, dass die Art der Topologie des EH von der Amplitude der Schwingung abhängig sein kann. Daher kann es sinnvoll sein, die Topologie des EH auf die jeweilige Anregungsamplitude auszulegen. Beim Vergleich mit Piezokeramiken muss weiterhin die Frequenzabhängigkeit der Verlustenergie (siehe Kapitel 5) beachtet werden. Insbesondere bei niedrigen Frequenzen ist der gezeigte Vergleich damit als konservativ zu bewerten.

6.1.3. Parametrisches Finite-Elemente-Modell

Wie beschrieben hängt die detaillierte EH-Auslegung stark von der Erregungsamplitude ab. Letztere unterscheidet sich erheblich in Abhängigkeit von verschiedenen Belastungsszenarien wie ruhigen oder rauen Flugbedingungen oder unter Böenanregung [10, 139, 140] und darüber hinaus von der genauen Positionierung des EH. Für diese Arbeit wird die Anregung aus Kapitel 4 teilweise verwendet, da sie zu einer konservativen und damit zuverlässigeren Abschätzung der Leistungsabgabe führt. Unter Berücksichtigung der Streckgrenze legt das analytische Modell Designs mit einem kleinen Winkel, einer kleinen Piezolänge, einer hohen Mechanismenlänge und einer hohen Anzahl von Schichten im Stapel nahe. Für die Auslegung der EH müssen Bedingungen wie Dehnungsverluste und Massenverteilungen sowie maximal zulässige Materialdehnungen und -spannungen berücksichtigt werden. Die detaillierte Geometrie hat insbesondere Einfluss auf das

dynamische Verhalten. Abbildung 6.9 zeigt die grundlegende Topologie des diskutierten Konzepts.

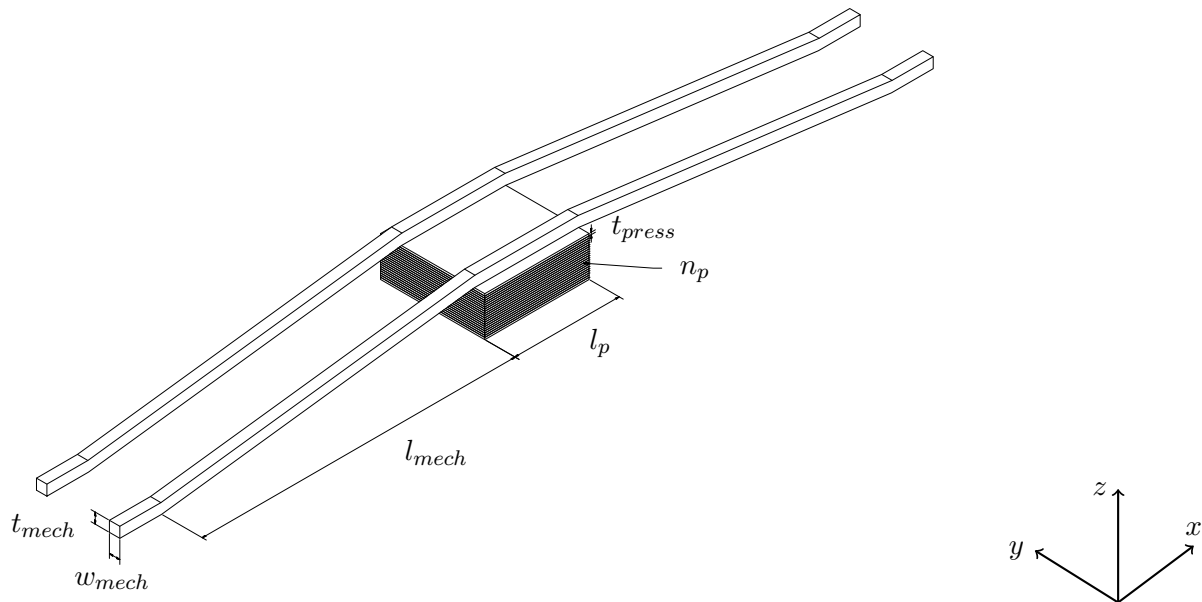


Abbildung 6.9.: Parametrische Geometrie des EH

Es besteht aus zwei gleichen Mechanismusarmen, die symmetrisch zur y - z -Ebene sind, um ohne translatorisches Lager arbeiten zu können. Die Arme werden einer Dehnungsanregung unterworfen und übertragen eine z -Verschiebung auf den darunterliegenden Ferroelektretstapel. Im allgemeinen Fall wird davon ausgegangen, dass die Hoststruktur durch den Mechanismus keine wesentliche Änderung der Verformung erfährt, so dass die Anregung direkt als Randbedingung modelliert werden kann. Der Ferroelektretstapel wird so gewählt, dass er eine vergleichsweise geringe Kantenlänge hat, um die für die Kompression erforderliche Spannung zu minimieren. Zwischen den Armen und dem Stapel wird eine Stahlplatte verwendet, um die Spannung des Mechanismus gleichmäßig in den Ferroelektretstapel zu übertragen. Spätere Ergebnisse zeigen, dass letztere für einen quasistatischen Einsatz sehr dünn ausgelegt werden kann. Die dünne Ausführung ist bei Stahl einfacher als bei Leichtbaumaterialien wie CFK, weshalb letztere keine Verwendung finden.

Drei Fälle für die Optimierung der Topologie werden untersucht:

1. Ein quasistatischer Fall ohne Hoststruktur bei idealer Dehnungsanregung
2. Ein dynamischer Fall ohne Hoststruktur bei idealer Dehnungsanregung
3. Ein dynamischer Fall mit der Aluminiumplatte aus dem Vierpunkt-Biegeversuch aus Kapitel 5 als Hoststruktur

Für alle Fälle wird die in Abbildung 6.9 gezeigte parametrische Topologie verwendet. Für Fall 3 wird sie zusammen mit einer Aluminiumplatte der Abmessungen $0,14 \cdot 0,11 \cdot 0,001 \text{ m}^3$ im Vierpunkt-Biegeversuch (siehe Kapitel 5) verwendet. Die Parameter für die Topologieoptimierung sind auf eine minimale Anzahl beschränkt und so gewählt, dass sie unabhängig voneinander geändert werden können. Der Winkel α wird nicht als unabhängiger Eingangsparameter verwendet, da er einen nichtlinearen Einfluss auf die Mechanismuslänge l_{mech} hat, wenn n_p konstant bleibt. Stattdessen werden l_{mech} und n_p zusammen mit der Dicke der Druckplatte t_{press} als Eingangsparameter verwendet. In Tabelle 6.2 sind alle unabhängigen Parameter aufgeführt. Die abhängigen Parameter und Modelloutputs sind in den Tabellen 6.3 und 6.4 dargestellt. In letzterer ist vor allem die Leistungsabgabe pro Masse $P_{el,m}$ von besonderem Interesse, da sie das Hauptziel der Optimierung darstellt.

Tabelle 6.2.: Unabhängige Eingangsparameter des Modells

Name	Beschreibung	Intervall, Wert
n_p	Schichtenanzahl im Stapel	1 – 30
l_p	Länge einer Schicht in x -Richtung	$1 \cdot 10^{-2} \text{ m}$
l_{mech}	proj. Länge eines Mechanismusarms in x -Richtung	0,01 – 0,5 m
w_{mech}	Breite eines Mechanismusarms in x -Richtung	$1 \cdot 10^{-3} \text{ m}$
t_{mech}	Dicke des Mechanismus in z -Richtung	$1 \cdot 10^{-4} - 3 \cdot 10^{-3} \text{ m}$
t_{press}	Dicke der Druckplatte in z -Richtung	$1 \cdot 10^{-4} - 3 \cdot 10^{-3} \text{ m}$

Tabelle 6.3.: Abhängige Modellparameter

Name	Beschreibung	Abhängigkeit
h_p	Abstand der Druckplatte zur globalen x - y -Ebene	$= n_p \cdot t_p$
α	Winkel des Mechanismus	$= \arctan((h_p + t_{press})/l_{mech})$
w_p	Breite der piezoelektrischen Schicht in y -Richtung	$= l_p$
l_{press}	Länge der Druckplatte in x -Richtung	$= l_p$
w_{press}	Breite der Druckplatte in y -Richtung	$= w_p$

Für das parametrische Finite-Elemente-Modell werden Volumenelemente (strukturmechanische Elemente für die Metallteile und elektromechanische Elemente für den Ferroelektretstapel mit jeweils 20 Knoten und quadratischen Ansatzfunktionen) verwendet. Die dünnen Metallteile werden für alle Parameterkombinationen mit stets mindestens zwei Elementen in Dickenrichtung vernetzt. Der Ferroelektretstapel wird durch eine Anordnung mehrerer Schichten modelliert, denen die Eigenschaften des Materialmodells aus Kapitel 5 zugeordnet werden. Die Anzahl der Ferroelektret-Schichten wird als Modellparameter definiert. Unter Verwendung

Tabelle 6.4.: Modelloutputs

Name	Beschreibung	Abhängigkeit
u_{el}	Spannungsergebnis bei Dehnungsanregung aus Abschnitt 4 oder durch Anregung im Fall 3	FE model
P_{el}	Spannungsergebnis bei Dehnungsanregung aus Abschnitt 4 oder durch Anregung im Fall 3	Gleichung 3.3
m_{EH}	Gesamtmasse des EH	Gleichung 6.10
$P_{el,m}$	Leistung pro Masse	P_{el}/m_{EH}

der Geometriedaten des Aufbaus wird ein FE-Modell des EH erstellt, wobei die Aluminiumplatte und das IXPP-Ferroelektret mit Hilfe von hexaedrischen Elementen diskretisiert werden. Abbildung 6.10 zeigt das vernetzte Modell einer Beispieltopologie mit Aluminiumplatte (Fall 3).

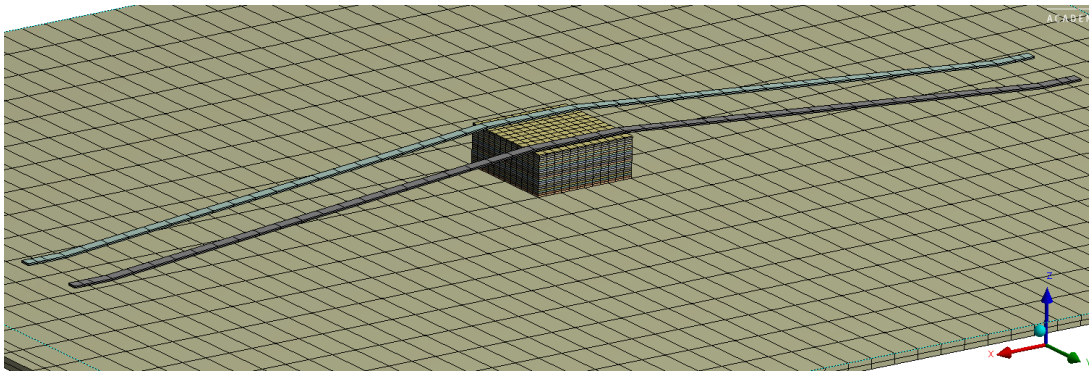


Abbildung 6.10.: Netz des Finite-Elemente-Modells (dargestellt für das Ergebnis von Fall 3)

Das Modell lässt sich mit dem Bewegungsdifferentialgleichungssystem 3.29 beschreiben. Die IXPP-Eigenschaften werden durch die Daten in der Tabelle 6.1 definiert. Die Krafterregung wird im Fall der Aluminiumplatte mit Hilfe eines externen Punktes induziert, der alle Freiheitsgrade der Erregungskanten koppelt. Für die Dämpfungsmatrix ζ wird das Modell der Überlagerung modaler Dämpfungsmatrizen aus Gleichung 3.16 verwendet. Für die Simulation werden die Systemmatrizen aus der FE-Software extrahiert. Basierend auf den Matrizen wird eine Modellreduktion der piezomechanischen Struktur und eine Konvertierung in eine Zustandsraumdarstellung entsprechend Kapitel 3 durchgeführt. Für alle Simulationen wird als charakteristische elektrische Ausgangsgröße die Leerlaufspannung aller Schichten des Stapels in einer Parallelschaltung berechnet. Damit wird die Leistung in einem optimalen Lastwiderstand entsprechend Gleichungen 3.3 und 3.12 berechnet. Dies ist sinnvoll, da durch die Verwendung des Systems mit offenen Elektroden im Vergleich zum System mit Rückführung durch den Lastwiderstand Rechenleistung eingespart werden kann.

6.1.4. Optimierung der Topologie

Die Optimierung erfolgt ähnlich zum beschriebenen Vorgehen in [150, S.82]. Dabei werden folgende Schritte durchlaufen:

1. Erstellung einer initialen Menge von Design Points
2. Lösung der Modelle entsprechend der Parameterwerte der Design Points
3. Berechnung der Sparse Grid Antwortfläche (Surrogatmodell)
4. Erstellung der nächsten Menge an Design Points
5. Lösung der neuen Design Points und Update der Antwortfläche
6. Bewertung der Konvergenz
7. Durchlaufen der Schritte 3. bis 6. bis das Konvergenzkriterium erfüllt ist

Mithilfe der Antwortfläche können verschiedene Analysen durchgeführt werden. Zusammenhänge zwischen Eingangs- und Ausgangsparametern können durch Grafiken schnell und einfach dargestellt werden. Diese liefern einen Einblick und ein gutes Verständnis für das Verhalten des Mechanismus [151]. Für die Optimierung werden die in Abschnitt 6.1.3 beschriebenen Fälle berücksichtigt. Der allgemeine Ablauf der Optimierung ist in der Abbildung 6.11 dargestellt. Ausgehend von dem Konzept in Form von unabhängigen Parametern und Parameterbeziehungen wird eine parametrische Geometrie erstellt. Der Algorithmus beginnt mit einem Satz von Parametern, die durch einen sparse grid Initialisierungsalgorithmus definiert werden, um ein aktuelles Design für eine statische oder dynamische Analyse zu erhalten. Das Ergebnis wird verwendet, um eine Antwortfläche zu initialisieren und zu aktualisieren, die als Ersatzmodell des Optimierungsproblems angesehen werden kann. Nach einer Aktualisierung prüft der Algorithmus, ob ein Konvergenzkriterium erreicht ist. Falls nicht, aktualisiert der Algorithmus die parametrische Geometrie mit einer anderen Permutation der Parameter. Wenn die Konvergenz erreicht ist, kann die Antwortfläche für verschiedene Arten von Optimierungsalgorithmen verwendet werden. In dieser Arbeit werden ein genetischer Algorithmus (MOGA) und der erwähnte MISQP-Algorithmus verwendet, um die beste Lösung zu finden. Bei der Optimierung werden auch Nebenbedingungen wie maximale Dehnungen bzw. Spannungen der verwendeten Materialien berücksichtigt. In Abbildung 6.12 ist ein Teil der Antwortfläche für den ersten Fall dargestellt.

Das beste Ergebnis zeigt eine Leistung von 1, 52 μW bei einem Gewicht von 5, 6 g. Die verwendeten Parameter und die resultierende Leistung sind in der Tabelle 6.5 aufgeführt. Für den dynamischen Fall unterscheidet sich die Topologie aufgrund der Dehnungsverstärkung durch eine Änderung der Massenverteilung. Ein Teil

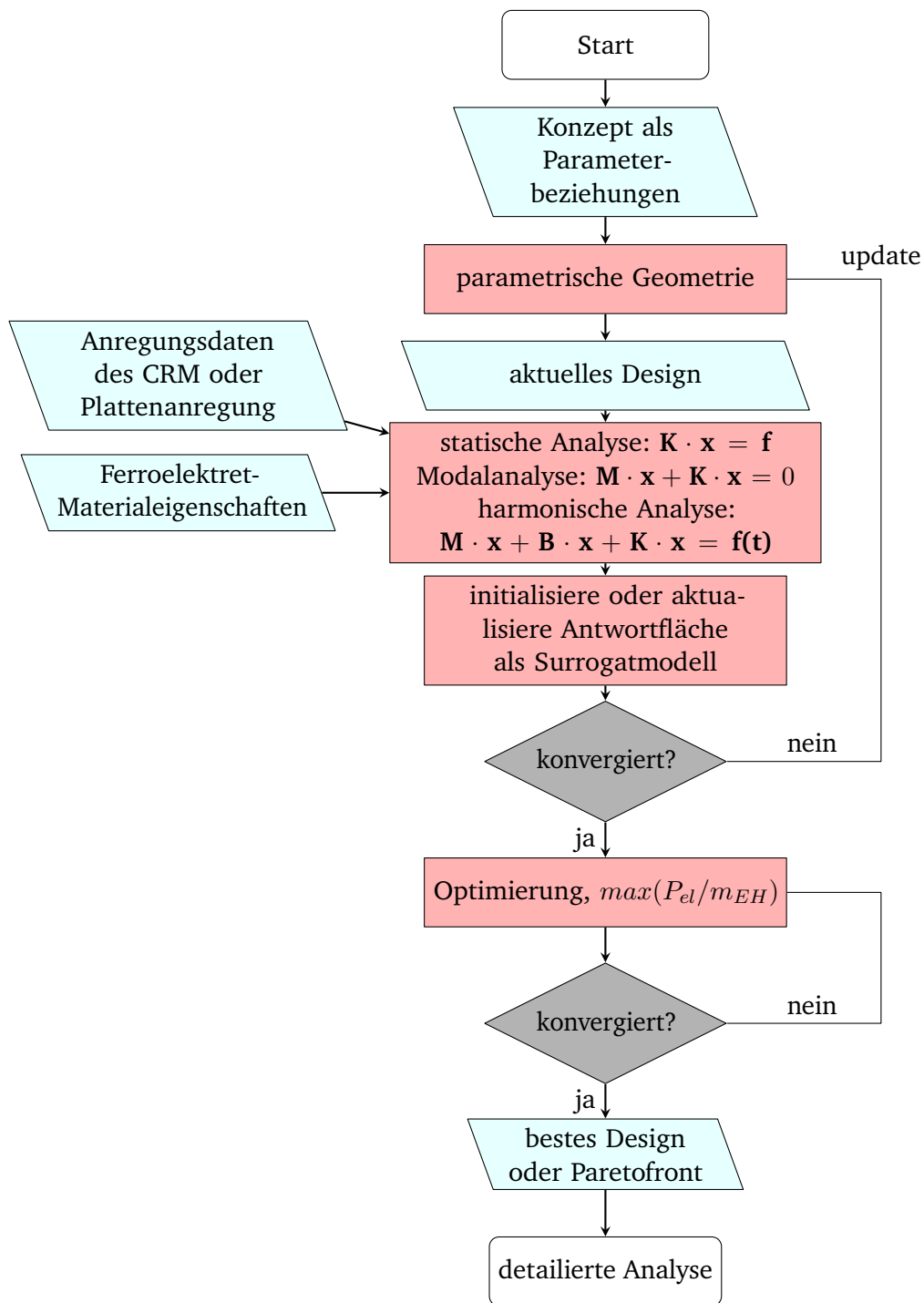


Abbildung 6.11.: Flussdiagramm des globalen Entwurfs-, Modellierungs- und Optimierungsansatzes

der Antwortfläche ist in Abbildung 6.13 dargestellt. Das beste Ergebnis ist eine Leistung von 721 μW bei einem Gewicht von 8,2 g. Die verwendeten Parameter sowie die resultierende Leistung sind in der Tabelle 6.6 dargestellt. Dieses Ergebnis ist nur theoretisch möglich, da die Anregungsdehnung bei der höheren Frequenz

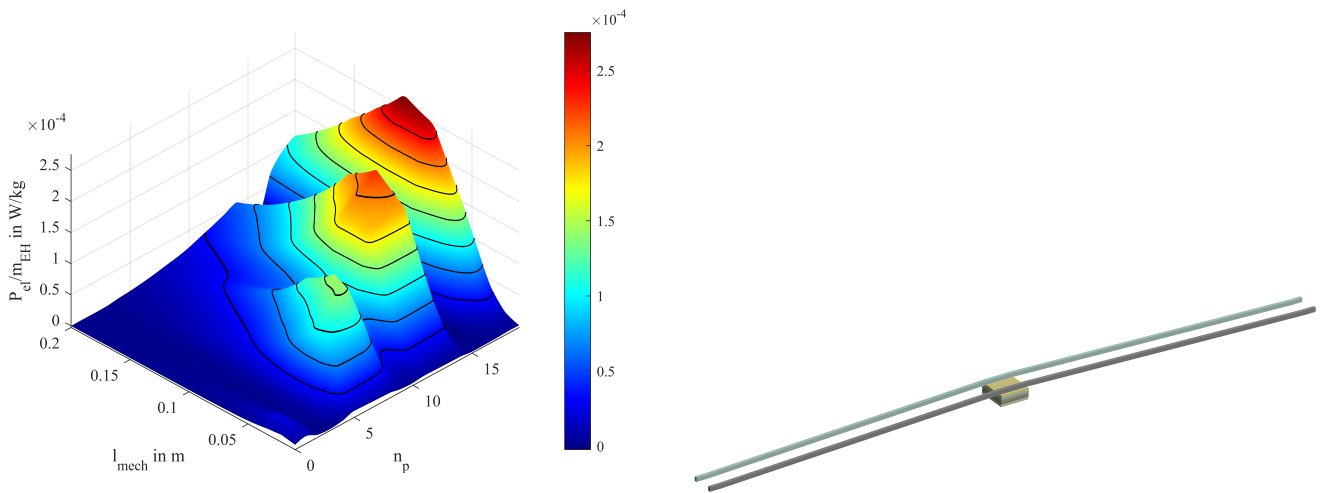


Abbildung 6.12.: Teil der Antwortfläche für Fall 1 mit $t_{mech} = 1,5 \cdot 10^{-3}$ m und $t_{press} = 0,2 \cdot 10^{-3}$ m (links). Geometrie der besten Lösung (rechts).

Tabelle 6.5.: Parameterwerte und resultierende Masse, Leistung und Leistung pro Masse für die optimierte Topologie im Fall 1

Parameter	Wert
l_{mech}	0,103 m
t_{mech}	$1,5 \cdot 10^{-3}$ m
n_p	20
t_{press}	$2 \cdot 10^{-4}$ m
m_{EH}	$5,6 \cdot 10^{-3}$ kg
$\omega/2\pi$	1,5 Hz
P_{el}	1,52 μ W
$P_{el,m}$	271 μ W kg $^{-1}$

geringer ist als bei 1,5 Hz. Bei einer realistischen Dehnung in diesem Frequenzbereich kann die Leistung bis zu zwei Größenordnungen niedriger liegen. Bemerkenswert ist, dass der Optimierungsalgorithmus über die Anpassung des Parameters t_{press} die Druckplatte automatisch als Resonatormasse auslegt. Zudem wird die Dicke des Mechanismus über den Parameter t_{mech} so optimiert, dass eine räumlich verteilte Masse realisiert wird, die ebenfalls Teil der effektiven Resonatormasse bildet. Wie in der Antwortfläche in Abbildung 6.13 links zu sehen ist, ist der höchste Wert sehr sensitiv gegenüber Parameteränderungen. Dies erklärt sich damit, dass die optimale Lösung in der Resonanz des Systems betrieben wird, in der die Amplitudenverstärkung von Anregung auf Ferroelektret-Verformung maximiert wird. Diese Amplitudenverstärkung wird schon bei kleinen Änderungen der Parameter deutlich verringert.

Die Ergebnisse für den dritten Fall mit einer Aluminiumplatte sind in Abbildung 6.14 links für eine

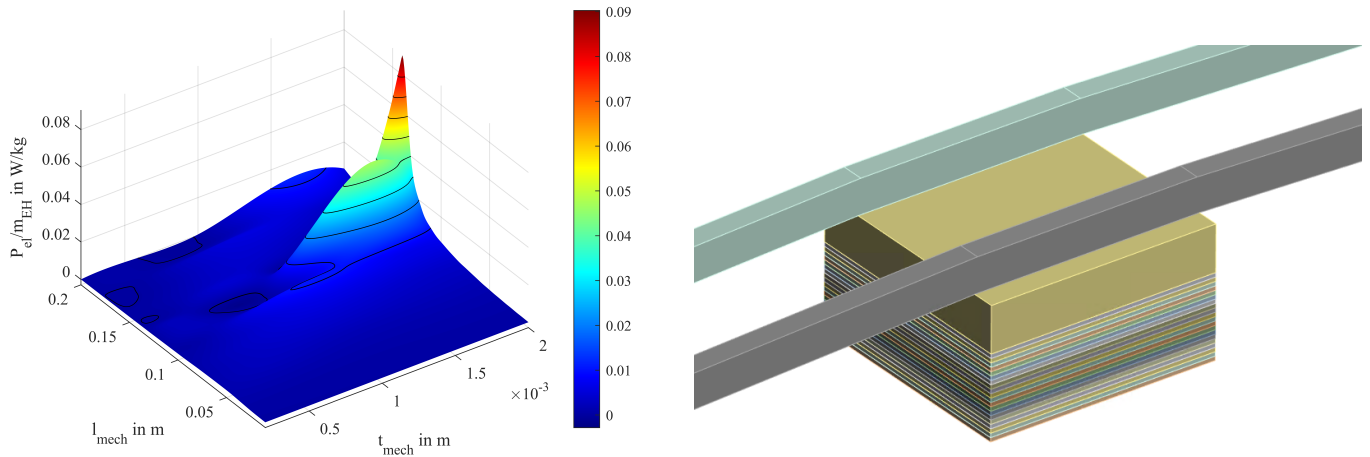


Abbildung 6.13.: Teil der Antwortfläche für Fall 2. Die angenommene Anzahl der IXPP-Schichten ist $n_p = 20$ und die Dicke der Druckplatte ist $t_{press} = 2 \cdot 10^{-3} \text{ m}$ (links). Ausschnitt der Geometrie der besten Lösung (rechts).

Tabelle 6.6.: Parameterwerte und resultierende Masse, Leistungsabgabe und Leistungsabgabe pro Masse für die optimierte Topologie im Fall 2

Parameter	Wert
l_{mech}	0,129 m
t_{mech}	$1,5 \cdot 10^{-2} \text{ m}$
n_p	20
t_{press}	$2 \cdot 10^{-3} \text{ m}$
m_{EH}	$8,2 \cdot 10^{-3} \text{ kg}$
$\omega/2\pi$	332,77 Hz
P_{el}	721 μW
$P_{el,m}$	88 mW kg^{-1}

Schichtanzahl von 1 bis 30 dargestellt. Rechts ist das FE-Modell der optimalen Topologie zu sehen. In diesem Fall wird die Länge eines Mechanismusarms auf die maximal mögliche gesetzt, also 0,045 m. Dies führt zu einer Gesamtlänge von 0,1 m. Das beste Ergebnis zeigt eine Leistungsabgabe von $6,53 \mu\text{W}$ bei einem EH-Gesamtgewicht von 0,6 g. Die entsprechenden Parameterwerte sind in Tabelle 6.7 dargestellt. Es ergibt sich ein Verhältnis $P_{el,m}$ von $10,8 \text{ mW kg}^{-1}$ (bei 1 N Anregungsamplitude).

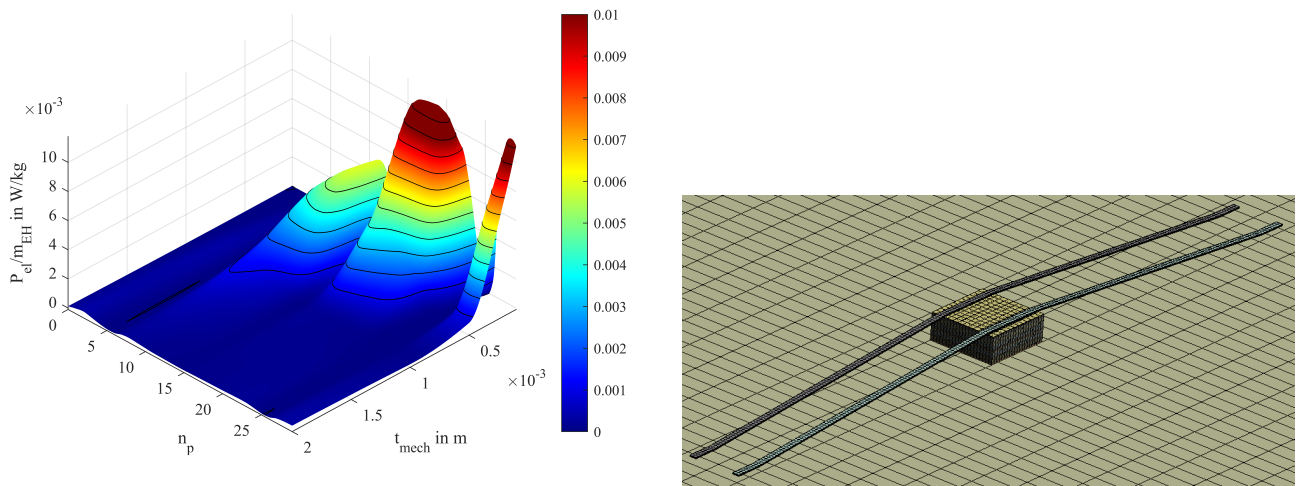


Abbildung 6.14.: Teil der Antwortfläche für Fall 3 mit einer Aluminiumplatte als Hoststruktur für $l_{mech} = 4,5 \cdot 10^{-2}$ m und $t_{press} = 1 \cdot 10^{-4}$ m (links). Ausschnitt der Geometrie der besten Lösung (rechts).

Tabelle 6.7.: Parameterwerte und resultierende Masse, Leistungsabgabe und Leistungsabgabe pro Masse für die optimierte Konstruktion im Fall 3

Parameter	Wert
l_{mech}	$4,5 \cdot 10^{-2}$ m
t_{mech}	$2 \cdot 10^{-4}$ m
n_p	21
t_{press}	$1 \cdot 10^{-4}$ m
m_{EH}	$6 \cdot 10^{-4}$ kg
$\omega/2\pi$	69,89 Hz
P_{el}	6,53 μ W (bei 1 N Anregungsamplitude)
$P_{el,m}$	10,8 mW kg $^{-1}$ (bei 1 N Anregungsamplitude)

6.2. Konzept des parallel-Tunnel FEP EH

Für das Konzept mit parallel-Tunnel FEP müssen dessen besondere Eigenschaften beachtet werden. Parallel-Tunnel FEP ist eine spezielle Art von Ferroelektret, das im Vergleich zu typischen PP-Ferroelektreten vergleichbar hohe δ_{31} -Koeffizienten [55] liefert. Wie in [14] dargelegt, ist es sinnvoll, den piezoelektrischen Effekt von parallel-Tunnel FEP durch den piezoelektrischen Spannungskoeffizienten g_{31} anstelle der Ladungskonstante δ_{31} zu beschreiben, da δ_{31} von der variablen Dicke der wellenförmigen Geometrie abhängt. Da in dieser Arbeit eine konstante Dicke t_{FEP} angenommen wird, wird ein entsprechender δ_{31} -Koeffizient zur Modellierung verwendet.

Ähnlich zum Konzept mit IXPP ist das vorgeschlagene Konzept dieser Arbeit in Abbildung 6.15 darge-

stellt. Es besteht aus einem steifen Mechanismus, der die Dehnung einer Hoststruktur in eine Dehnung des Ferroelektretmaterials umformt. Die Dehnung der Struktur ruft dabei eine Reaktionskraft f_x hervor.

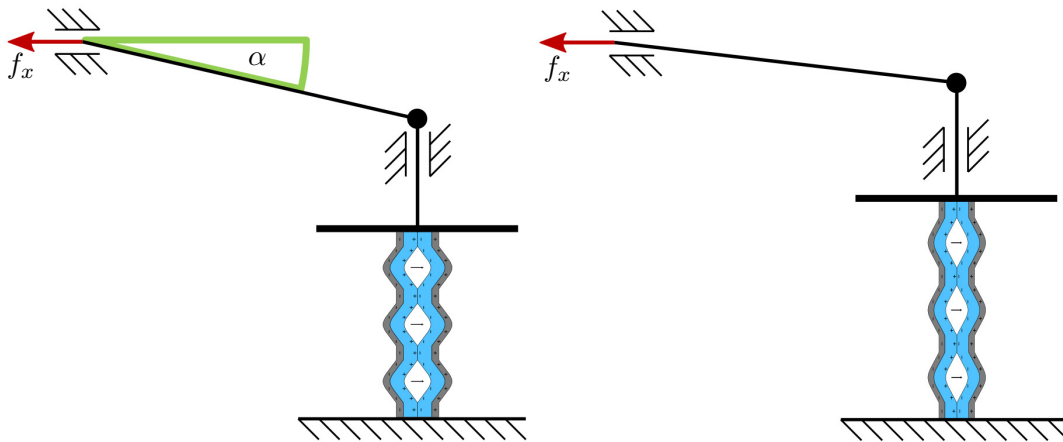


Abbildung 6.15.: Konzept des EH basierend auf parallel-Tunnel FEP

Bei der Entwicklung des Mechanismus werden ähnlich wie beim Konzept mit IXPP folgende Überlegungen durchgeführt:

- Da ein translatorisches Lager, wie es in der Abbildung 6.15 dargestellt ist, relativ schwer ist, wird ein symmetrischer Aufbau mit Armen auf beiden Seiten vorgeschlagen, um alle resultierenden Kräfte in x-Richtung und y-Momente zu kompensieren.
- Zudem sollte der Mechanismus möglichst einfach sein und daher aus möglichst wenigen Teilen bestehen.
- Da der EH in Flugzeugen eingesetzt wird, ist das Ziel eine Maximierung der elektrischen Leistung bei gleichzeitiger Minimierung der Gesamtmasse.
- Die Materialien für den Mechanismus selbst sollten so wenig unterschiedlich wie möglich sein, um den Energy Harvester für den Einsatz in Flugzeugen einfach herstellen zu können.
- Die Materialien sollten eine ausreichend hohe Streckgrenze haben, um einen statischen und dynamischen Einsatz mit Sicherheitsfaktor zu ermöglichen.

6.2.1. Analytische Modellierung des parallel-Tunnel FEP Konzepts

In einem ersten Schritt wird erneut ein analytisches Modell aufgebaut, um den Einfluss der wichtigsten Konstruktionsparameter auf die Leistungsabgabe zu zeigen. Mit einem Finite-Elemente-Modell wird auch hier die detaillierte Geometrie und damit der quantitative Einfluss auf die Gesamtmasse und das dynamische Verhalten

abgebildet. Für beide Ansätze werden kleine Durchbiegungen und lineare Materialeigenschaften angenommen. Für das FEP-Ferroelektret mit Tunnelstruktur werden die in Tabelle 6.8 angegebenen Eigenschaften unter Verwendung des in Kapitel 5 anisotropen Materialmodells zugrunde gelegt.

Tabelle 6.8.: Geometrie- und Materialeigenschaften des verwendeten parallel-Tunnel FEP Ferroelektrets (*angenommene effektive Dicke)

name	description	value
t_{FEP}^*	Dicke der pT-FEP Probe	34,4 μm
l_{FEP}	Länge der pT-FEP Probe	0,01 m
w_{FEP}	Breite der pT-FEP Probe	0,01 m
ρ_{FEP}	Dichte der pT-FEP Probe	100 kg/m ³
$g_{31,FEP}$	Spannungskonstante im 31-Modus	6,86 V m N ⁻¹
$Y_{1,FEP}$	E-Modul in 1-Richtung	$1,1 \cdot 10^6$ N/m ² [14]
ϵ_{33}	Permittivität in 3-Richtung	$1,2 \cdot \epsilon_0$ [14]
C_p	Kapazität der Probe	30,86 pF

Auch wenn das Ferroelektret aufgrund der Tunnelgeometrie keine konstante Dicke t_{FEP} aufweist, wird diese für das Modell als konstant angenommen. Dies ist zulässig, da nur die mechanische Verformung der gesamten Probe von Interesse ist. Entsprechend dieser Annahme wird die Kapazität des Materials in Form der Gleichung 3.4 modelliert. Es wird dabei angenommen, dass die Kapazität konstant im betrachteten Frequenzbereich ist. Für die Simulation in anderen Anwendungsfällen des Materials müssen jedoch die Grenzen des Modells beachtet werden. Zum einen ist die Dehnungsgrenze des Materials zu beachten, bis zu der es als linear angenommen werden kann. Basierend auf [14] kann diese Grenze mit 5 bis 10% Dehnung beziffert werden. Andererseits kann das vorgeschlagene Modell den Einsatz im δ_{33} -Modus nicht abbilden, da die Tunnelstruktur nicht geometrisch modelliert wird. Aufgrund des geringen elektromechanischen Kopplungsfaktors von Ferroelektreten kann davon ausgegangen werden, dass die Permittivität für konstante Dehnung und konstante Spannung nahezu gleich ist.

Für den ersten Modellierungsschritt wird die Annahme getroffen, dass die mechanische Reaktion des EH auf die Hoststruktur aufgrund des Größenunterschieds zwischen der Flugzeugstruktur wie dem Flügel und dem EH vernachlässigt werden kann. Die angenommene Anregung des EH ist daher eine Dehnung

$$S(\omega) = \hat{S}_x \cdot \sin \omega t \quad (6.31)$$

mit einer Amplitude \hat{S}_x in x -Richtung, die harmonisch mit einer Frequenz ω aufgebracht wird.

Abbildung 6.16 zeigt die Topologie des entworfenen Modells. l_{FEP} ist die Ferroelektretlänge in x -Richtung und w_{FEP} die Ferroelektretbreite in y -Richtung. Aus Stabilitätsgründen und um eine gleichmäßige Belastung des elektromechanischen Wandlermaterials ohne Lager zu gewährleisten, wird ein doppelsymmetrischer

Aufbau gewählt. Auf diese Weise ist es weiterhin möglich, die Dehnung im Ferroelektret zu verdoppeln. Die

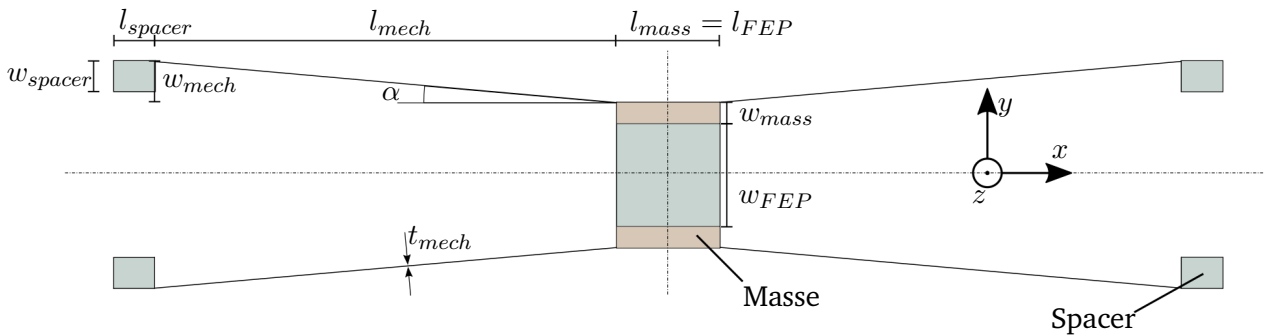


Abbildung 6.16.: Parametrische Geometrie des parallel-Tunnel FEP Konzepts

Dehnung im Ferroelektret folgt der einfachen Beziehung

$$S_{FEP} = \frac{2\Delta y}{w_{FEP}}. \quad (6.32)$$

Da eine hohe Dehnungsamplitude im Ferroelektret erwünscht ist, ist gemäß Gleichung 6.32 eine kleine Breite erforderlich, wenn eine bestimmte Auslenkung δy als Anregung angewendet wird. In dieser Arbeit wird w_{FEP} mit 1 cm als Breite gewählt, die klein genug ist, um die Forderung nach einer ausreichend großen Dehnungsamplitude bei gegebener Verformung zu erfüllen. Gleichzeitig soll die Probe noch von Hand für die EH-Vorbereitung behandelt werden können. Die Länge ist durch den Hersteller zu 1 cm vorgegeben und sollte aufgrund der Tunnelstruktur nicht in dieser Dimension verkleinert werden. Werden die Dehnungsverluste im Mechanismus vernachlässigt, so führt eine konstante Dehnungsamplitude \hat{S}_x in der Struktur zu einer Verformung des Schnittpunktes der Kraft des Mechanismus in x-Richtung von

$$\Delta x = \hat{S}_x \cdot l_{mech}, \quad (6.33)$$

wobei l_{mech} die auf die x-Achse projizierte Länge des Mechanismus ist. Die x-Verschiebung durch Strukturdehnung führt zu einer y-Verschiebung des Verbindungspunktes zwischen Mechanismus und Ferroelektret. Die Steifigkeit des Mechanismus ist durch die Materialwahl viel größer als die des Ferroelektrets. Das Lager wird als momentenfrei angenommen. Die Ausgangsverschiebung Δy des Mechanismus auf das Ferroelektret in Abhängigkeit von einer Eingangsverschiebung Δx kann durch das Kräftegleichgewicht beschrieben werden

$$\frac{f_x}{f_y} = -\frac{\Delta y}{\Delta x} = \frac{l_{mech}}{w_{mech}} = \cot \alpha. \quad (6.34)$$

Gleichung 6.34 zeigt auch die Abhängigkeit der Verschiebungsbeziehung vom Winkel α . Es ist offensichtlich, dass bei Annäherung an den Winkel $\alpha = 0^\circ$ (mit $0 < \alpha < \pi/2$) die Dehnungsübertragung theoretisch maximiert wird. Für sehr kleine Werte von α nimmt jedoch sein nichtlinearer Einfluss auf das Übertragungsverhältnis von Hoststrukturdehnung und Ferroelektretdehnung zu. Dies führt zu einer erhöhten Empfindlichkeit gegenüber Fertigungsunsicherheiten. Beispielsweise erhöht eine Änderung des Winkels α von 2° auf 1° das Übersetzungsverhältnis in Bezug auf die Gleichung 6.34 von 28,64 auf 57,29. Dies führt einerseits zu einer verschlechterten Reproduzierbarkeit und damit Vorhersagbarkeit der Leistung des EH. Andererseits kann die potentielle Belastung der Mechanismusmaterialien so verstärkt werden, dass die Teile des EH beschädigt werden. Daher wird in dieser Arbeit als untere Grenze $\alpha_{min} = 5^\circ$ gewählt, der einem Übersetzungsverhältnis von 11,43 entspricht. Mit der Dehnung im Ferroelektret

$$S_{FEP} = \frac{2\Delta y}{w_{FEP}} = -\frac{2\cot(\alpha)\Delta x}{w_{FEP}} = -\frac{2S_1 l_{mech} \cot(\alpha)}{w_{FEP}} \quad (6.35)$$

und durch Ersetzen von S_1 in Gleichung 3.13 mit S_{FEP} ergibt sich die elektrische Leistung zu

$$P_{el} = \frac{\delta_{31}^2 Y_{1,FEP}^2 A_{FEP} t_{FEP} 4l_{mech}^2 \cot(\alpha)^2}{2\epsilon_{33} w_{FEP}^2} S_1^2 \omega \quad (6.36)$$

die vereinfacht werden kann zu

$$P_{el} = 2 \frac{\delta_{31}^2 Y_{1,FEP}^2 l_{FEP} t_{FEP} l_{mech}^2 \cot(\alpha)^2}{\epsilon_{33} w_{FEP}} S_1^2 \omega. \quad (6.37)$$

Für die gewählte EH-Topologie in Abbildung 6.16 verbleiben neben der Anregungsamplitude und -frequenz die Auslegungsparameter l_{mech} , w_{FEP} und α . Unter Vernachlässigung der Dehnungsverluste im Mechanismus sowie der maximal zulässigen Materialdehnungen wird daher die Leistungsabgabe maximiert, indem der Mechanismus mittels l_{mech} auf eine maximale Größe skaliert und α sowie w_{FEP} minimiert werden. Die entstehenden mechanischen Spannungen im Mechanismusarm in Abhängigkeit der Armlänge und für verschiedene Höhen des Mechanismusarms sind in Abbildung A.1 dargestellt. Der Winkel wird zu 5° gewählt. Die Streckgrenze von Baustahl wird zusätzlich als Referenz mit Hilfe der Gleichung 6.35 dargestellt. Für alle angenommenen Geometrien ist zu erkennen, dass die Streckgrenze nicht erreicht wird. Für kleine Werte von l_{mech} hat der Mechanismus einen erheblichen Sicherheitsfaktor.

Die Gesamtmasse des EH kann berechnet werden zu

$$m_{EH} = m_{FEP} + m_{mech} = l_{FEP} \cdot w_{FEP} \cdot t_{FEP} \cdot \rho_{FEP} + 4 \cdot v_{mech} \cdot \rho_{mech} + 4 \cdot v_{spacer} \cdot \rho_{spacer} + 2 \cdot v_{mass} \cdot \rho_{mass}, \quad (6.38)$$

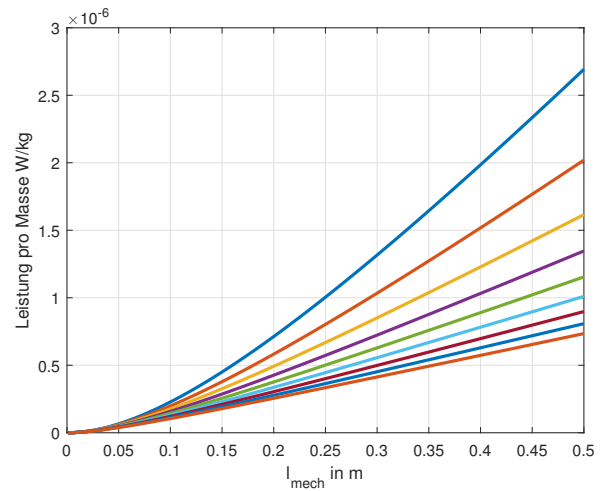
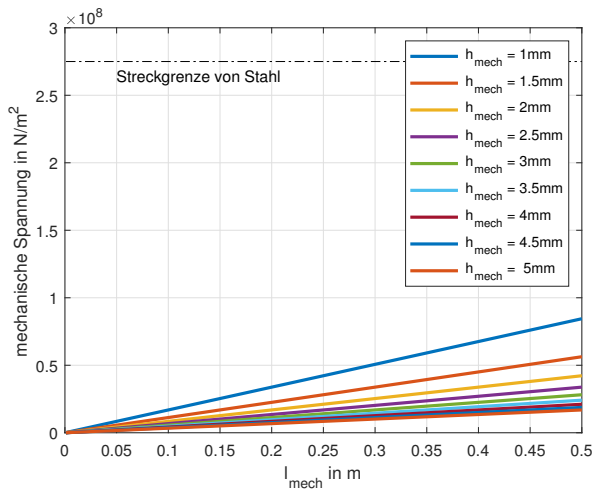


Abbildung 6.17.: Links: Auftretende Spannungen im Mechanismusarm in Abhängigkeit der Armlänge für verschiedene Werte von h_{mech} , berechnet mit Hilfe der Gleichung 6.35. Rechts: Berechnete Metrik $P_{el,m}$ über der charakteristischen Länge des Mechanismus, für verschiedene Werte von h_{mech} . Berechnet unter Vernachlässigung der Krümmung der Hoststruktur und für eine Ferroelektretprobe mit einer Fläche von $1 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$.

wobei die Volumina der Mechanismusteile v_{mech} , der Abstandshalter v_{spacer} und die der Masse v_{mass} von der detaillierten Geometrie abhängen. Für den Fall von Mechanikteilen mit einer konstanten Querschnittsfläche $A_{mech} = h_{mech} \cdot t_{mech}$, wie in dieser Arbeit vorgeschlagen, ist das Volumen eines der Teile des Mechanismus

$$v_{mech} = \frac{l_{mech}}{\cos(\alpha)} \cdot h_{mech} \cdot t_{mech}. \quad (6.39)$$

h_{mech} und t_{mech} sind die Höhe des Mechanismus in z -Richtung bzw. die Dicke. Mit Hilfe der Gleichungen 6.37 und A.13 in Gleichung 1.1 wird die Ausgangsleistung pro Masse in Abhängigkeit von der Anregungsamplitude in [10] berechnet. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 6.17 (rechts) dargestellt. Reale Mechanismen haben außerdem keine Übertragung mit 100 % Wirkungsgrad. Durch die Materialelastizität wird die Dehnungsenergie von S_1 nicht (wie bisher in Gleichung 6.35 angenommen) vollständig in die Dehnungsenergie von S_{FEP} umgewandelt. Da die optimale Lösung von der Dehngrenze der Materialien abhängt, ist sie auch stark von der Anregungsamplitude abhängig. Es wird die in Kapitel 4 hergeleitete Anregungsamplitude als Referenz verwendet. Für den dynamischen Fall hängt die Dehnungsverstärkung und damit die Leistungsabgabe des EH stark von der Massenverteilung ab. In dieser Arbeit wird dieses Problem anhand eines FE-Modells behandelt.

6.2.2. Optimierung des FEP-Mechanismus

Für die Simulation mittels FE-Modell wird die in Abbildung 6.16 dargestellte parametrische Topologie verwendet. Als Hoststruktur wird eine Aluminiumplatte mit einer Länge von 0,14 m, einer Breite von 0,11 m und einer Höhe von 0,001 m angenommen, da diese Geometrie später in einem Vierpunkt-Biegeversuch verwendet wird. Die maximale Länge bei gleichmäßiger Dehnung beträgt bei diesem Aufbau 0,1 m. In der Tabelle 6.9 sind alle im Modell verwendeten Parameter aufgeführt. Eine Optimierung wie beim IXPP-Mechanismus wird nicht gesondert beschrieben, ist jedoch in [151] dokumentiert. In Abbildung 6.18 ist die resultierende Geometrie dargestellt, die mit hexaedrischen Elementen vernetzt ist.

Tabelle 6.9.: Parameter der detaillierten Geometrie

Parameter	Beschreibung	Wert
l_{mech}	x -projizierte Länge des Mechanismus	43 mm
α	Winkel des Mechanismus	5°
t_{mech}	Dicke des Mechanismus	0,1 mm
w_{mech}	y -projizierte Breite des Mechanismus	$l_{mech} \cdot \tan \alpha$
h_{mech}	Höhe des Mechanismusteils	1 mm
l_{spacer}	Länge des Abstandshalters	4 mm
w_{spacer}	Breite des Abstandshalters	3 mm
h_{spacer}	Höhe des Abstandshalters	5 mm
l_{mass}	Länge der Masse	10 mm
w_{mass}	Breite der Masse	2 mm
h_{mass}	Höhe der Masse	1 mm

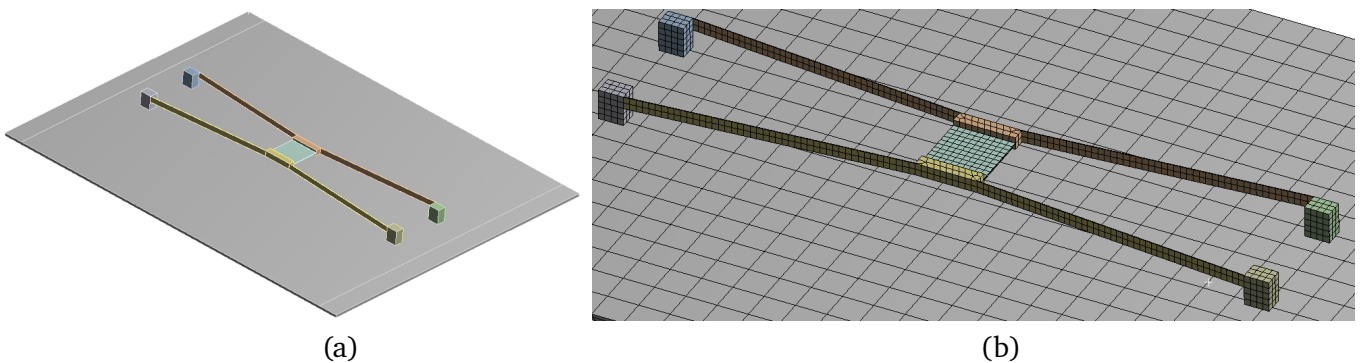


Abbildung 6.18.: Modell des FEP-Konzepts auf einer Aluminiumplatte. (a) Geometrie und (b) Vernetzung

Die Werte in der Tabelle 6.2 ergeben sich aus verschiedenen Annahmen. Die Länge des Mechanismus wird so groß wie möglich gewählt. Aufgrund der Abbildung 6.17 (rechts) wird h_{mech} so klein wie möglich, aber noch herstellbar gewählt, um eine maximale Leistungsabgabe pro Masse zu erreichen. Gemäß der Abbildung ist

die kleinste betrachtete Höhe 1 mm. Diese untere Grenze wird gewählt, um ein Verdrehen des Mechanismus aufgrund der Schwerkraft zu verhindern. Die Dicke t_{mech} wird minimiert, um die Biegesteifigkeit und die Masse zu reduzieren. Die Geometrie der Abstandshalter wird so gewählt, dass eine ausreichende Fläche für die Verklebung mit der Hoststruktur vorhanden ist. Die Höhe ist analog zu den Abstandshaltern aus Kapitel 5. Da die Abstandshalter wie ein Biegebalken belastet werden, wird das Material im Gegensatz zum Mechanismus aus Aluminium gewählt, da ein höheres Flächenträgheitsmoment bei gleicher Masse erreichbar ist. Die verwendeten Massen bieten eine ausreichende Fläche für die Verbindung der Ferroelektretproben und sind so lang wie die Proben selbst. Außerdem sind sie so hoch und breit, dass die Masse nicht zu einer Verkipmode in der ersten Resonanzfrequenz führt. Das Material der Massen ist Stahl, um die Resonatormassen örtlich zu konzentrieren und somit Platz zu sparen. Die Bewegungsgleichung für das EH-System kann wiederum über das Gleichungssystem 3.29 ausgedrückt werden. Bei einer Kraft von 9,55 N wird in einer statischen Analyse mit dem validierten Materialmodell die in Kapitel 4 abgeleitete Oberflächendehnung der Aluminiumplatte erreicht. Durch Oberflächendehnung und Biegung der Struktur ergibt sich eine Dehnung von 5,3 % im Ferroelektret. Diese Dehnung liegt innerhalb der zulässigen Dehnungsgrenze des Materials. Weiterhin wird für diesen Fall eine Spannung von 34,4 V berechnet. Unter Verwendung der Gleichung 3.13 mit einer gemessenen Ferroelektret-Kapazität von 30,86 pF wird eine quasistatische Ausgangsleistung bei 1,5 Hz von 344,2 nW ermittelt. Die Gesamtmasse des verwendeten EH beträgt 1,1 g. Daraus ergibt sich ein Verhältnis von Leistung pro Masse (Gleichung 1.1) von $302,6 \mu\text{W kg}^{-1}$. Dieser Wert kann vervielfacht werden, wenn eine viel größere Ferroelektret-Oberfläche mit der gleichen Mechanismustopologie verwendet wird. Es ist zum Beispiel möglich, mehrere Proben gleichzeitig übereinander zu verwenden. Eine praktische Möglichkeit zur Vervielfachung der Gesamtleistung ist die periodische Anordnung. Dies wird im Kapitel 8 erörtert.

6.3. Zusammenfassung des Kapitels

In diesem Kapitel wurden zwei Konzepte für Energy Harvesting mit Ferroelektreten motiviert über die Forschungslücke und Anwendungsfall. Beim Konzept mit IXPP wird eine Stapelung der Folien in Parallelschaltung verwendet, diese führt zu einer Erhöhung der Kapazität und zugleich zu einer Reduktion der Ersatzfedersteifigkeit des Stapels. An diesem Konzept wird über eine analytische Modellierung gezeigt, dass der EH sowohl für eine reine Dehnungsanregung als auch für eine Biegungsanregung vorteilhaft gegenüber Piezokeramiken eingesetzt werden kann. Das Konzept wird konstruktiv umgesetzt und in ein FE-Modell überführt. Dieses wird für drei Anregungsbedingungen optimiert. Es werden Leistungsmetriken $P_{el,m}$ von $271 \mu\text{W kg}^{-1}$, 80mW kg^{-1} und $10,8 \text{mW kg}^{-1}$ bestimmt. Analog dazu wird in verkürzter Form das Konzept mit parallel-Tunnel FEP vorgestellt. Hier wird eine Leistungsmetrik $P_{el,m}$ von $302,6 \mu\text{W kg}^{-1}$ erreicht.

7. Experimentelle Validierung der EH-Konzepte

Die experimentelle Untersuchung wird genutzt, um zu zeigen, dass das Materialmodell im untersuchten Frequenzbereich und unter den durch die Mechanismen induzierten Dehnungen gültig ist. Zunächst werden die Probenvorbereitung und der Versuchsaufbau erläutert. Danach werden die experimentellen Ergebnisse mit einem aktualisierten Modell der EH gezeigt.

7.1. IXPP-Mechanismus

Als erstes wird auf den IXPP-basierten EH eingegangen. Dazu werden die Probenvorbereitung sowie der spezifische experimentelle Aufbau und die experimentellen Ergebnisse vorgestellt.

7.1.1. EH Probenvorbereitung

Für den Aufbau des EH-Systems werden die IXPP-Folien mit einer Kantenlänge von $60 \cdot 60 \text{ mm}^2$ in ein $10 \cdot 10 \text{ mm}^2$ -Gitter unterteilt, wie in Abbildung 7.1 gezeigt.

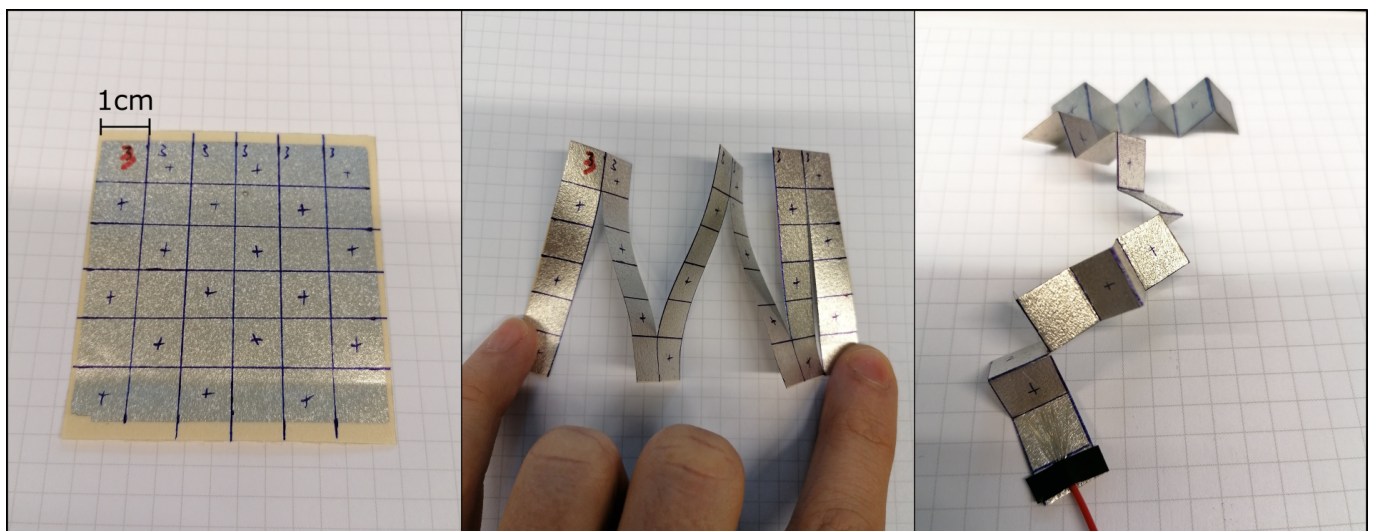


Abbildung 7.1.: Probenvorbereitung; links: IXPP-Ferroelektet-Probe mit einem gezeichneten Gitter aus 1 cm^2 -Flächen; Mitte: geschnittene Probe; rechts: gefaltete Probe mit angeschlossenem Kabel für die positive Elektrode

Die positive und negative Elektrode werden markiert, um sie im geschnittenen Zustand identifizieren zu

können. Anschließend wird die Folie entlang des Gitters geschnitten, um einen durchgehenden Streifen IXPP mit einer Breite von 10 mm zu erzeugen. Auf diese Weise bleiben die positiven und negativen Elektroden über das gesamte Gitter miteinander verbunden. Im nächsten Schritt wird der Streifen wie in der Abbildung 7.1 rechts dargestellt gefaltet, um einen Stapel parallel geschalteter Schichten zu ermöglichen. Die elektrische Verbindung im Stapel wird für jeden Stapel anhand der Messung des elektrischen Widerstands zwischen der untersten und obersten Schicht sowohl für die positive als auch für die negative Elektrode überprüft. Aufgrund der elastischen Eigenschaften des IXPP bleiben das Material und die Elektroden nach dem Falten in den meisten Fällen intakt. Ein Verbindungskabel für die positive Elektrode ist in der untersten Falte des Stapels ohne Verklebung in der Falte selbst angebracht, um eine Beeinträchtigung der mechanischen Eigenschaften des Stapels zu minimieren. Die Arme des Mechanismus sind aus Baustahl mit einer Breite von jeweils 1 mm gefertigt. Sie werden gebogen, um die in der Tabelle 6.7 angegebenen Parameterwerte zu erreichen. Zur Verbindung der Arme mit der Aluminiumplatte wird ein Epoxidkleber verwendet, der für eine Aluminium-Stahl-Verbindung geeignet ist. Das Kabel für die negative Elektrode (links in der Abbildung 7.2) wird in der Mitte der Aluminiumplatte befestigt, nachdem ein Isolierlack auf den entsprechenden Bereich aufgebracht wird, um eine Verbindung der IXPP-Elektrode mit der Aluminiumplatte zu verhindern. Die Isolierung wird auch auf beiden Seiten der Druckplatte angebracht. Schließlich wird der Stapel zwischen den Mechanismusarmen und der Aluminiumplatte eingeklemmt, wie im rechten Bild in der Abbildung zu sehen ist.

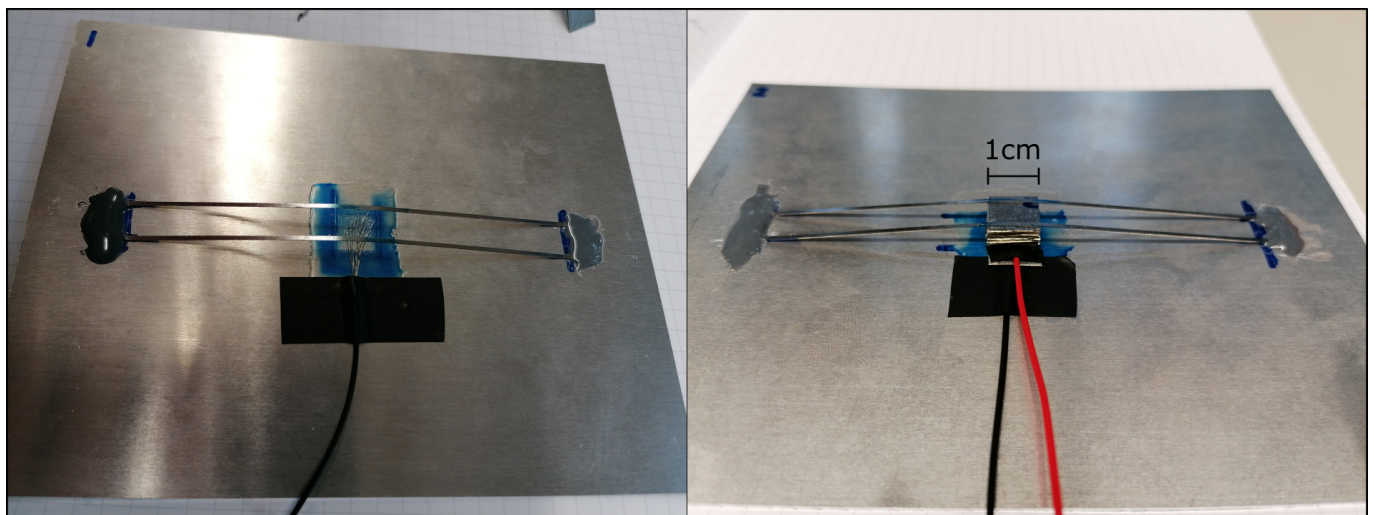


Abbildung 7.2.: Vorbereitung des Mechanismus; links: auf die Platte geklebter Mechanismus mit Kabel für die negative Elektrode; rechts: EH mit vorgespansstem und elektrisch kontaktiertem Ferroelektretstapel

Für die Experimente werden vier IXPP-Stapel (Nummern 2, 3, 4 und 5) mit drei Mechanismen (1, 2 und 3) kombiniert, so dass insgesamt 12 Varianten des EH untersucht werden.

7.1.2. Experimenteller Aufbau

Der experimentelle Aufbau ist in Abbildung 7.3 dargestellt.

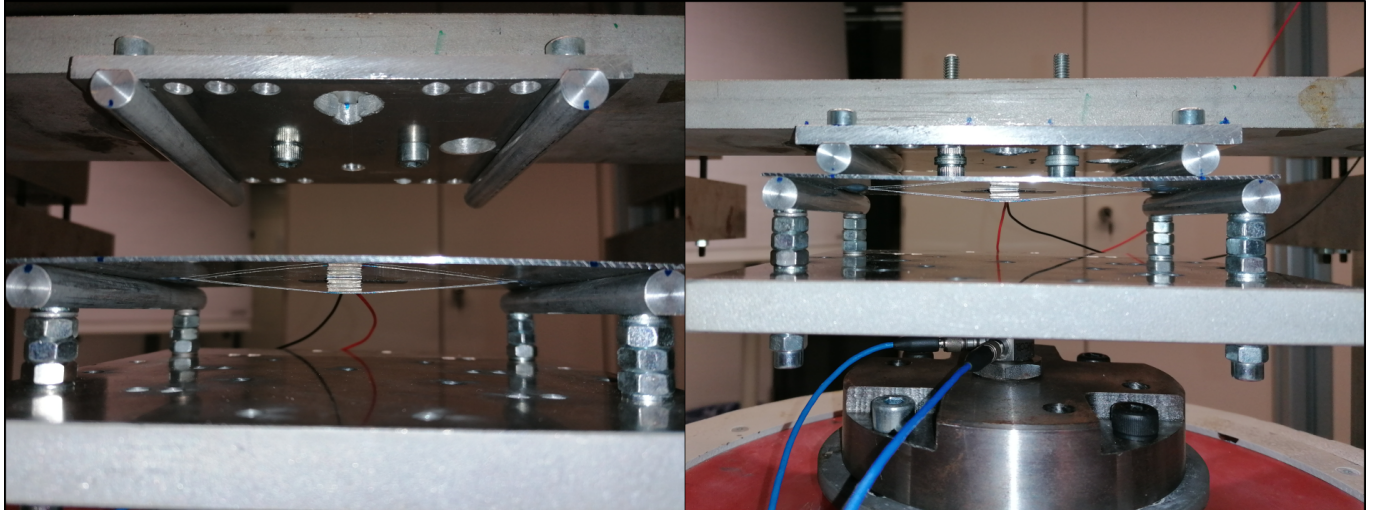


Abbildung 7.3.: Versuchsaufbau; links: EH im Vierpunkt-Biegeversuchsaufbau vor dem Vorspannen; rechts: EH in vorgespanntem Zustand für experimentelle Prüfung

Die Lager und die Kontaktkante der Krafterregung sind aus Aluminiumrollen gefertigt. Die Rollen für die Krafterregung sind auf einer Grundplatte mit einer Masse von 0,93 kg montiert. Ein Impedanzsensor unterhalb der Grundplatte misst Beschleunigung und Kraft. Weiterhin wird die elektrische Spannung des Ferroelektrets gemessen. Mit einem FFT-Analysator werden die komplexen Übertragungsfunktionen des Systems nach den Gleichungen 3.47, 3.48 und 3.49 bestimmt. Die Messkette ist in Abbildung 7.4 gezeigt. Ein elektrodynami-

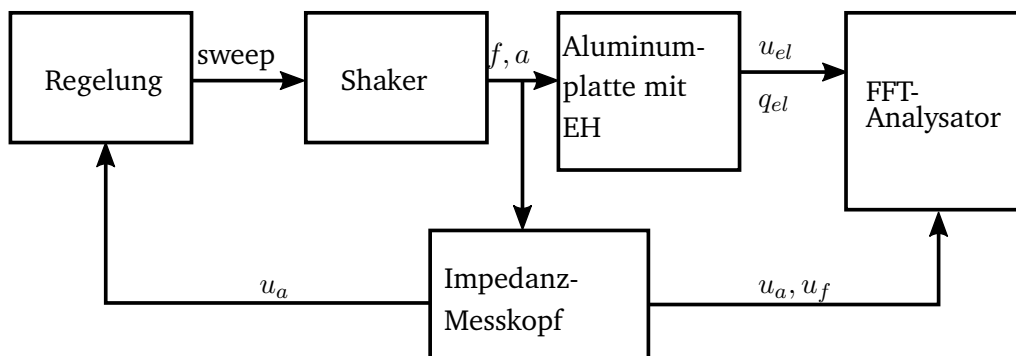


Abbildung 7.4.: Schematische Darstellung der Messkette. u_a und u_f sind die Signalspannungen für Beschleunigung und Kraft

scher Schwingerreger regt eine Aluminiumplatte mit einem angelegten EH mit einer Beschleunigung der Grundplatte an (vgl. Abbildung 7.3). Dadurch entsteht an den Kanten der Erregung eine Kraft f , die die Platte verbiegt. Die Biegung verursacht eine elektrische Spannung u_{el} bzw. je nach dem angeschlossenen

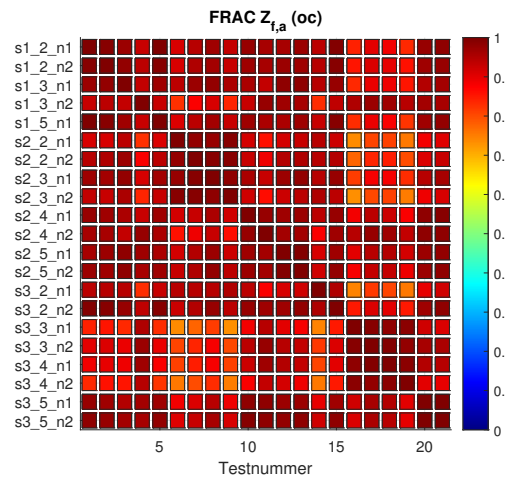
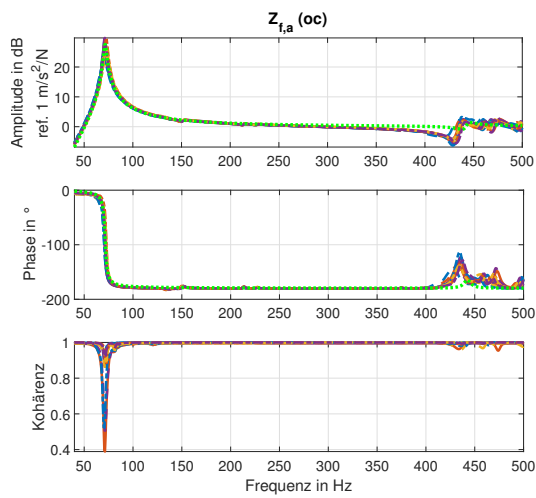
elektrischen Netz eine elektrische Ladung q_{el} zwischen den Elektroden. Die elektrische Spannung wird mit einem Elektrometer (Keithley 6517B) gemessen. Die Ladung wird mit einem Ladungsverstärker (Kistler 5015A) und die Übertragungsfunktionen mit einem FFT-Analysator (Ono Sokki DS2000) gemessen.

7.1.3. Vierpunkt-Biegeversuch: Systemidentifikation und Modellabgleich der Mechanismen

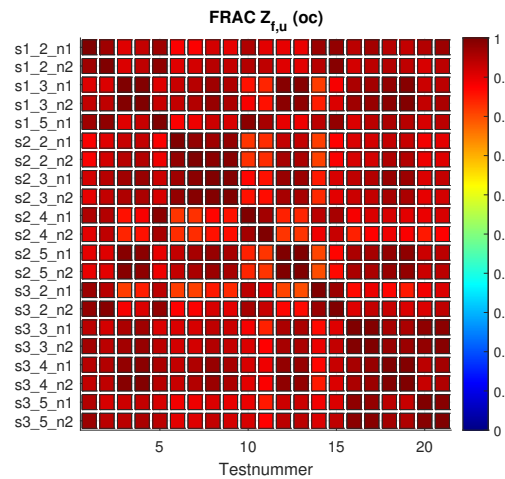
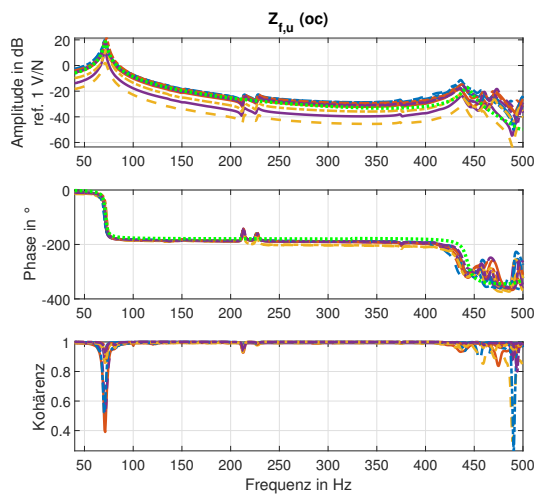
Die experimentellen Ergebnisse für die Gleichungen 3.47 bis 3.49 sind in den Abbildungen 7.5a bis 7.5c im Frequenzbereich bis 500 Hz dargestellt. Ferner wird für alle Messungen eine Matrix der FRAC Werte im Sinne der Gleichung 3.54 in der jeweiligen Abbildung dargestellt. Für das mechanische Übertragungsverhalten im Sinne der Gleichung 3.47 wird eine sehr gute lineare Abhängigkeit zwischen allen Messungen erreicht, so dass die Hauptabweichungen des mechanisch-elektrischen Übertragungsverhaltens den verschiedenen Ferroelektretproben mit unterschiedlichem Kopplungskoeffizienten sowie den Mechanikteilen und Kabelmassen zugeordnet werden können.

Für die Modellanpassung werden kleine Massen eingeführt, die den Kleber, den Isolierlack und die Kabel berücksichtigen. In den Abbildungen 7.5a und 7.5b wird das simulierte Übertragungsverhalten des mechanisch-mechanischen (im Sinne der Gleichung 3.47) und mechanisch-elektrischen (im Sinne der Gleichung 3.48) Modells mit dem entsprechenden gemessenen Übertragungsverhalten verglichen. Es ist eine gute Übereinstimmung für den mechanischen Fall zu beobachten. Für den mechanisch-elektrischen Fall ist eine gute Übereinstimmung zwischen dem Modell und den leistungsstärksten Proben festzustellen. Die experimentellen Ergebnisse weichen leicht von den simulierten ab. Zusätzliche Resonanzspitzen, die zwischen 200-250 Hz beobachtet werden, können durch eine geringe Asymmetrie des Aufbaus erklärt werden. Die Modalanalyse zeigt eine Kipp- und eine Torsionsmode in diesem Bereich. Diese Moden werden in der simulierten harmonischen Antwort nicht angeregt, da die Erregung und die Lagerkanten im Modell perfekt parallel sind. Der Versuchsaufbau gewährleistet jedoch keine perfekt parallelen Kanten. Selbst sehr kleine Winkel zwischen den Kanten führen zu einer Anregung dieser Moden. Dies allein würde die Spannungsspitzen nicht erklären. Wäre der EH selbst perfekt symmetrisch zu den x - z - und y - z -Ebenen, würden Kipp- und Torsionsmoden den Stapel symmetrisch belasten, was zur Aufhebung der Ladungen führen würde. Es wird daher angenommen, dass auch der EH selbst aus einem oder mehreren der folgenden Gründe leicht unsymmetrisch ist:

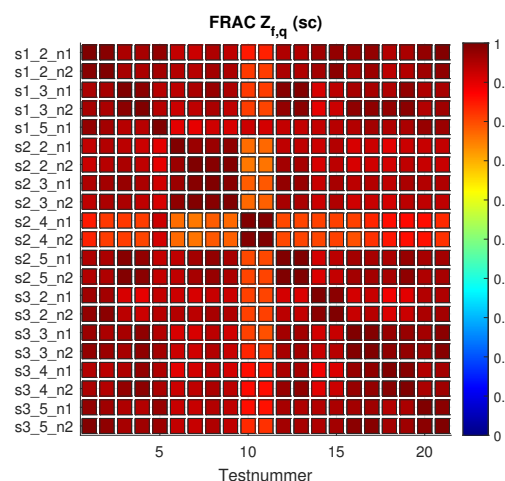
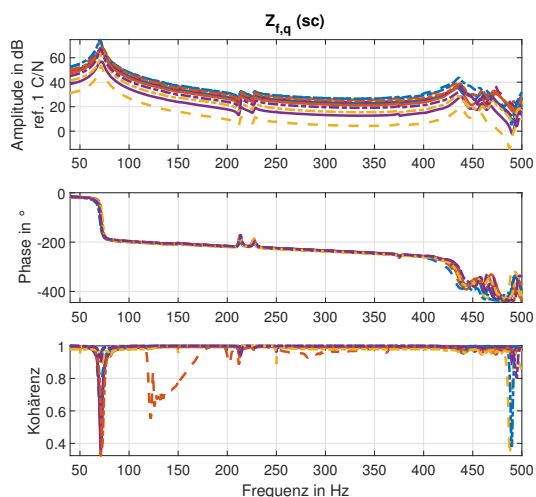
- Leichte Unterschiede in der manuellen Vorbereitung der beiden Stahlmechanikteile.
- Einfluss von Kabeln, die sich nur auf einer Seite der Aluminiumplatte befinden. Dies kann dazu führen, dass der vordere Teil des Stapels stärker belastet wird als der hintere Teil.
- Unterschiedliche Ferroelektreteigenschaften aufgrund der y -Position. Dies ist weniger wahrscheinlich, da die Größenordnung der Ergebnisse der verschiedenen Proben sehr ähnlich sind.



(a)

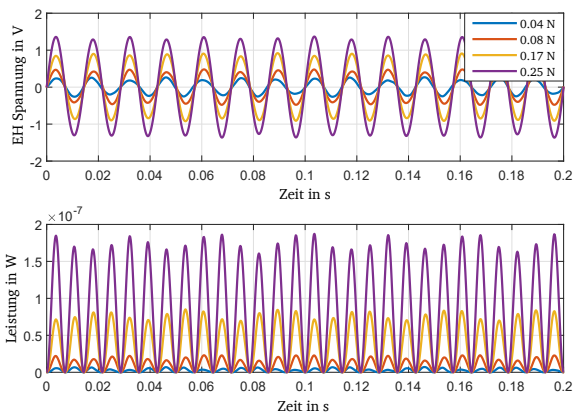


(b)

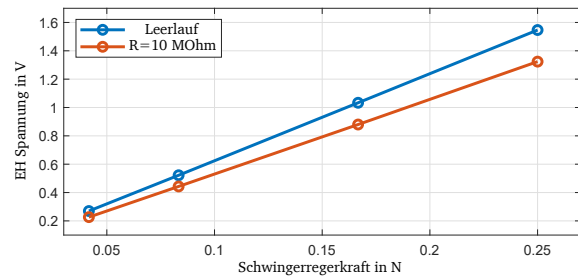


(c)

Abbildung 7.5.: Experimentelle Ergebnisse für das mechanische und mechanisch-elektrische Übertragungsverhalten entsprechend den Gleichungen 3.47 (a), 3.48 (b) und 3.49 (c) für alle untersuchten Proben. Die Ergebnisse zeigen eine gute Korrelation des jeweiligen Übertragungsverhaltens mit einem durchschnittlichen FRAC-Wert von 0,93, 0,92 bzw. 0,93 (nicht diagonale Elemente)



(a)

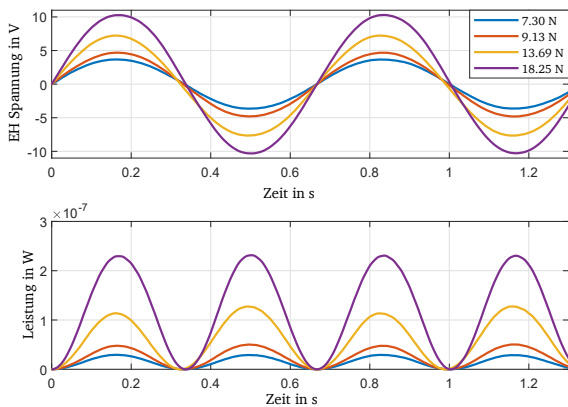


(b)

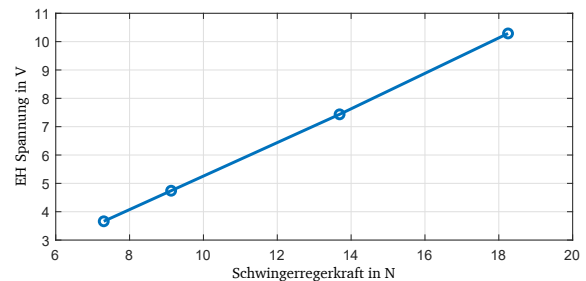
Abbildung 7.6.: Zeitdaten von Spannung und Leistung der zusätzlich geprüften Probe bei einer Frequenz von 70 Hz und einem Lastwiderstand von $10\text{ M}\Omega$ für verschiedene Amplituden der Anregungskraft (a). Leerlauf- und $10\text{ M}\Omega$ -Lastspannungsdaten für verschiedene Amplituden der Anregungskraft bei 70 Hz (b)

Darüber hinaus sind in Abbildung 7.6a und 7.7a Zeitdaten einer zusätzlich getesteten Probe mit $\delta_{33} = 305\text{ pC N}^{-1}$ für 70 Hz bzw. 1, 5 Hz Anregung für verschiedene Schwingerreger-Spannungen dargestellt. Letztere sind proportional zur Beschleunigung bei einer festen Frequenz. Die Spannungsamplitude wird aus der Hälfte des mittleren Peak-to-Peak-Werts aller Maximal- und Minimalwerte abgeleitet. Diese Spannungsbeträge sind in den Abbildungen 7.6b und 7.7b für die beiden Frequenzen dargestellt. Der optimale Lastwiderstand für die Anregung von 70 Hz mit der EH-Kapazität von 231 pF ergibt $9,843\text{ M}\Omega$. Daher wird ein $10\text{ M}\Omega$ -Widerstand als Lastwiderstand für das Experiment gewählt. Bei 70 Hz wird eine mittlere Ausgangsleistung von etwa 80 nW bei einer Anregungskraft von $0,25\text{ N}$ beobachtet. Mit der in Abbildung 7.6b gezeigten linearen Beziehung zwischen der EH-Spannung und der Erregungskraft sind wesentlich höhere Kräfte und damit Leistungen möglich. Bei einer Erregung von 1 N errechnet sich die Ausgangsleistung daher für diese spezielle Probe auf $1,28\text{ }\mu\text{W}$. Wird dieses Ergebnis mit dem im Modell verwendeten Wert von $\delta_{33} = 400\text{ pC N}^{-1}$ skaliert, wird eine Ausgangsleistung von $2,20\text{ }\mu\text{W}$ berechnet. Diese ist niedriger als im optimierten Modell, aber in der gleichen Größenordnung. Das Ergebnis hängt vom Kopplungskoeffizienten der jeweilig verwendeten Ferroelektretprobe und von Unsicherheiten bei der manuellen Proben- und Mechanismusvorbereitung ab, wie aus den Ergebnissen der Abbildungen 7.5b und 7.5c ersichtlich ist.

Die Zeitdaten von Spannung und (berechneter) Leistung bei 1, 5 Hz in Abbildung 7.7b sind für verschiedene Kraftamplituden des Schwingerregers dargestellt. Der theoretische Lastwiderstand beträgt $459,3\text{ M}\Omega$, der im Experiment nicht explizit verwendet ist, aber für Berechnungen herangezogen wird. Die gemessene Leerlaufspannung wird für die Leistungsberechnung in einem optimalen Lastwiderstand entsprechend Gleichungen 3.3 und 3.12 verwendet. Die Größe der Anregung der Schwingerregerkraft beträgt $18,25\text{ N}$. Diese ist



(a)



(b)

Abbildung 7.7.: Zeitdaten der Spannung und (berechneten) Leistung der zusätzlich geprüften Probe bei einer Frequenz von 1,5 Hz und einem theoretischen Lastwiderstand von $459,3 \text{ M}\Omega$ für verschiedene Schwingererregkraftamplituden (a). Spannungsdaten für verschiedene Erregungsstärken bei 1,5 Hz (offener Stromkreis) (b).

deutlich höher als zuvor, da die Frequenz weit von der Resonanz entfernt ist. Abbildung 7.7b zeigt jedoch eine ausgeprägte Linearität, was die Aussage untermauert, dass die gezeigten Zeitdaten in Abbildung 7.6a noch weit von der Dehnungsgrenze des Ferroelektretmaterials entfernt sind. Die generierte mittlere Leistung für die niederfrequente Anregung beträgt 125 nW. Eine Normierung auf 1 N Anregungsamplitude wird nicht durchgeführt, da im niederfrequenten Bereich hohe Kräfte aufgebracht werden müssen, um repräsentative Materialdehnungen der Flügelanregung zu erreichen. Dieses Ergebnis ist niedriger als im ersten Fall, da die Länge des Mechanismus viel geringer ist. Die erreichten Spannungsamplituden liegen im Bereich von < 1 bis 10 V und sind daher mit typischen Power-Management-Schaltungen kompatibel. Durch die EH-Topologie kann diese Spannung bei Bedarf angepasst werden.

7.2. FEP-Mechanismus

Die Ferroelektret-Proben mit einer ursprünglichen Größe von $30 \times 10 \text{ mm}^2$ (Elektrodengeometrie) werden in drei gleichförmige Teile geteilt, um die in dieser Arbeit verwendete Probe zu erhalten. Die Elektroden werden kontaktiert und die Enden der Proben mit einfachem Isolierband befestigt (vgl. Abbildung 5.2). Der Mechanismus wird auf einer Aluminiumplatte aufgebaut, wie oben in der Abbildung 7.8 gezeigt. Die Verbindung zwischen allen Metallteilen wird mit einem Zweikomponentenkleber hergestellt. Das Ferroelektret wird oben auf die Massen geklebt (vgl. Abbildung 7.8 Mitte) und in einem Vierpunkt-Biegeversuchsaufbau vorgespannt, der im unteren Bild der Abbildung 7.8 dargestellt ist. Bei diesem Aufbau wird der Einfluss der Kabelsteifigkeit durch eine Wegführung der Kabel in z -Richtung minimiert. Im Aufbau misst ein Impedanzsen-

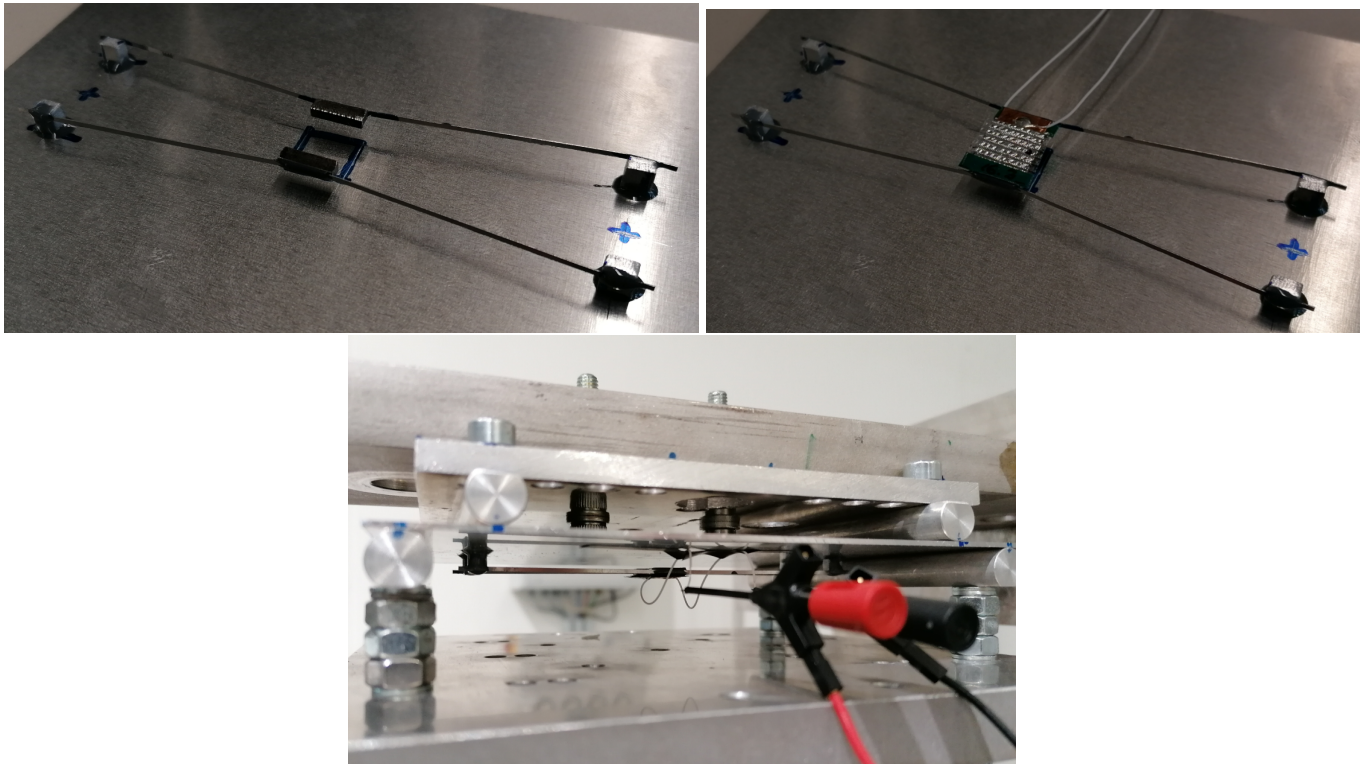


Abbildung 7.8.: Zusammengebauter Mechanismus, oben links: ohne parallel-Tunnel FEP, oben rechts: mit parallel-Tunnel-FEP, unten: vorgespannt und elektrisch verbunden im Versuchsaufbau

Unter der Grundplatte Beschleunigung und Kraft. Außerdem wird die elektrische Spannung und Ladung des Ferroelektrets gemessen. Es erfolgt die Bestimmung der komplexen Übertragungsfunktionen entsprechend der Gleichungen 3.47 bis 3.49. Als Messkette wird wiederum die in Abbildung 7.4 dargestellte verwendet. Ein elektrodynamischer Schwingerreger regt den Aufbau mit einer Beschleunigung der Grundplatte an. Dies verursacht eine Kraft f an den Kanten der Erregung, die die Platte verbiegt. Die Biegung verursacht eine elektrische Spannung u_{el} bzw. eine elektrische Ladung q_{el} im Kurzschluss.

Die experimentellen Ergebnisse im Vergleich zu den Simulationsergebnissen für die Gleichungen 3.47 und 3.48 sind in den Abbildungen 7.9 und 7.10 im Frequenzbereich von 5 Hz bis 300 Hz dargestellt. Für die Modelanpassung werden kleine Massen eingeführt, die den Klebstoff, den Isolierlack und die Kabel berücksichtigen. Die Abbildungen 7.9 und 7.10 zeigen das Übertragungsverhalten des mechanisch-mechanischen und des mechanisch-elektrischen Modells im Vergleich mit dem gemessenen Übertragungsverhalten.

Das Modell kann das experimentelle Verhalten bis zu einer Frequenz von etwa 120 Hz sehr gut vorhersagen. Bei höheren Frequenzen führen asymmetrische Einflüsse zu Abweichungen, die insbesondere im mechanisch-elektrischen Übertragungsverhalten zu beobachten sind. Das Simulationsergebnis im Sinne der Gleichung 3.49 ergibt sich aus dem Produkt des Simulationsergebnisses im Sinne der Gleichung 3.48 multipliziert mit der

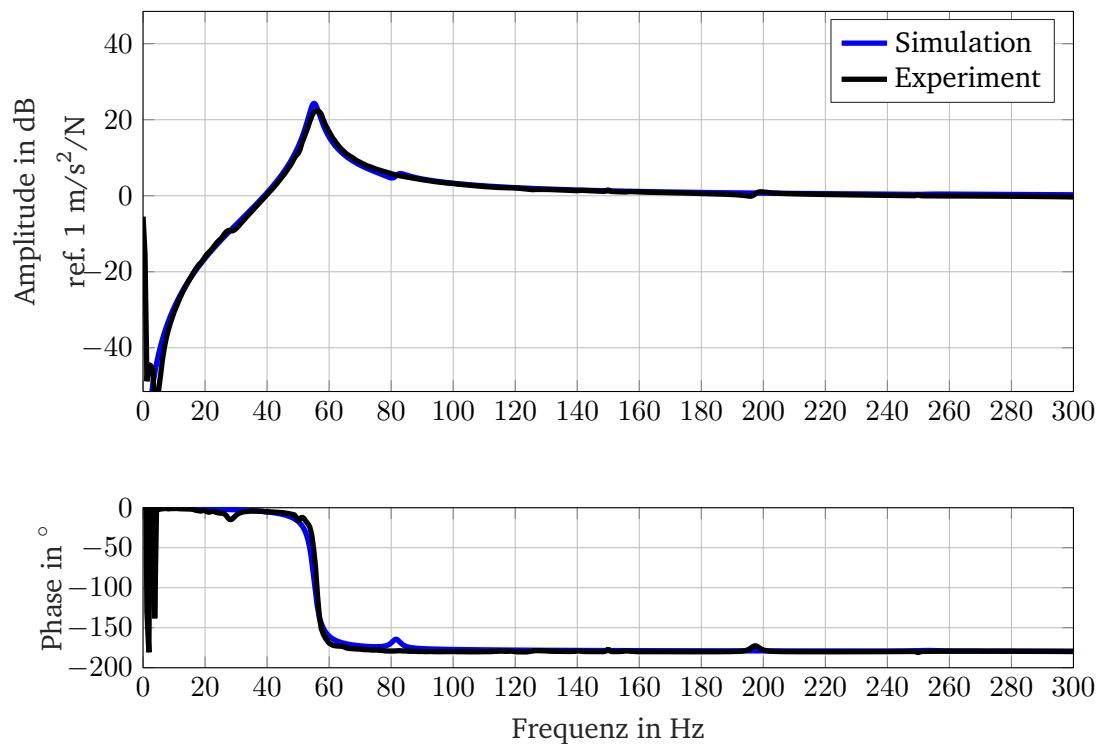


Abbildung 7.9.: Simulations- und experimentelle Ergebnisse des mechanisch-mechanischen Übertragungsverhaltens des parallel-Tunnel FEP Mechanismus im Vierpunkt-Biegeversuch

gemessenen Ferroelektrik-Kapazität. Es lässt sich ableiten, dass die gemessene Kapazität für den betrachteten Frequenzbereich gültig ist. Durch die Modellvalidierung wird auch die Gültigkeit des Materialmodells aus 5 bestätigt.

7.3. Zusammenfassung des Kapitels

Dieses Kapitel behandelte die experimentelle Validierung der Konzepte basierend auf dem Vierpunkt-Biegeversuch. Anhand des IXPP-Konzepts wurde die Probenvorbereitung dargestellt, wobei die Parallelschaltung der Schichten im Stapel durch eine Auffaltung realisiert wurde. Ergebnisse zu mechanischem und mechanisch-elektrischem Übertragungsverhalten zur Modellvalidierung wurden diskutiert. Die Ergebnisse zeigten eine gute Reproduzierbarkeit, wobei das mechanisch-elektrische Übertragungsverhalten größeren Schwankungen unterlag aufgrund der statistischen Streuungen des elektromechanischen Kopplungskoeffizienten der einzelnen Proben. Für das Konzept mit parallel-Tunnel FEP wurde in verkürzter Form ebenfalls die Modellvalidierung dargestellt. Der Modellabgleich zeigte in beiden Fällen, dass die entwickelten Konzepte mit einem linearen Materialmodell für den Anwendungsfall simuliert werden können.

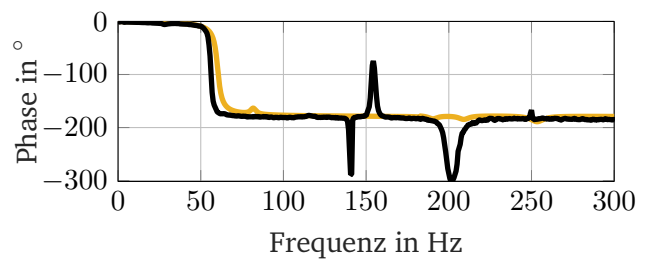
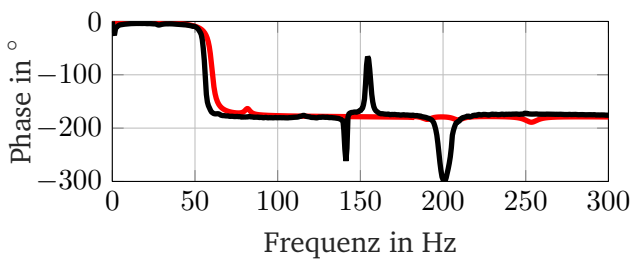
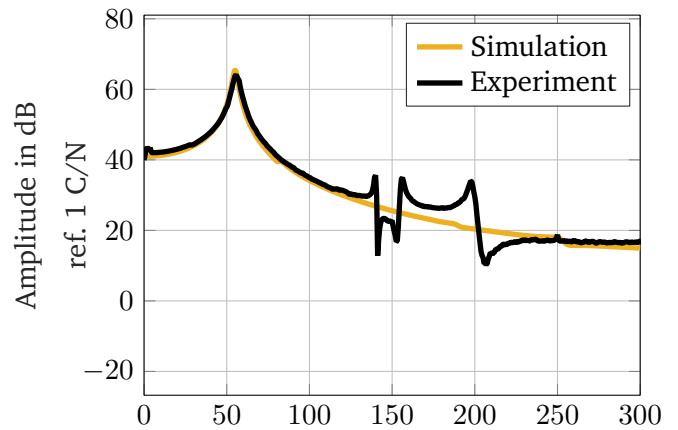
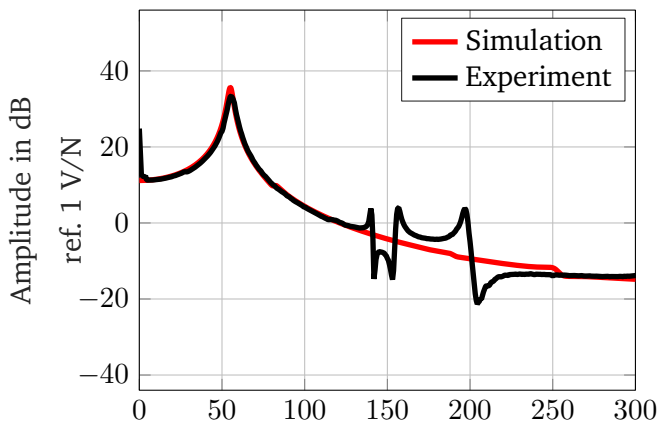


Abbildung 7.10.: Simulationsergebnisse und experimentelle Ergebnisse für das mechanisch-elektrische Übertragungsverhalten des parallel-Tunnel FEP Mechanismus im Vierpunkt-Biegeversuchsaufbau. Links: Ergebnisse in Form der Gleichung 3.48 für offenen Stromkreis. Rechts: Ergebnisse in Form der Gleichung 3.49 für Kurzschluss

8. Analyse zur Leistungssteigerung

Um die absolute Leistung eines piezoelektrischen EH im Flugzeug zu steigern, ist eine sinnvolle Maßnahme die Skalierung des Energie wandelnden Materials. Bei konstanter Dicke des piezoelektrischen Materials ist dies mit einer Skalierung der Kapazität gleichzusetzen. Dies kann durch Vergrößerung des EH oder durch die Verwendung mehrerer EH realisiert werden.

Die Vergrößerung des EH hat den Vorteil, dass die elektrische Verschaltung nur für einen EH notwendig ist. Damit bleibt die Installation vergleichsweise einfach.

Die Verwendung mehrerer EH hat verschiedene Vorteile:

- Wenn eine exakte Ermittlung der örtlichen Verteilung von Schwingungsamplituden - insbesondere der Oberflächendehnung - nicht möglich ist und damit einige EH deutlich mehr Leistung als andere bereitstellen, führt dies zu einem Mittelungseffekt bezüglich der elektrischen Leistung, wodurch die kleine Leistung anderer EH ausgeglichen werden kann. Dies kann zudem über die Leistungskonditionierung vorteilhaft ausgenutzt werden.
- Das verteilte EH-Volumen hat eine gleichmäßige Versteifungswirkung auf die Struktur.
- Die Vibrationsenergie der Struktur kann an mehreren Verbindungspunkten genutzt werden und kann damit für örtlich verteilte Verbraucher wie Sensoren verwendet werden.

Bei der Verwendung von EH mit Resonatormassen kann grundsätzlich ein Tilgungseffekt zur Schwingungsmin- derung erreicht werden. Damit ist die Rückwirkungsfreiheit auf die Struktur allgemein nicht mehr gewährleistet. Von der Vernachlässigung der Versteifungswirkung im quasistatischen Fall kann jedoch weiterhin ausgegangen werden.

8.1. Dreiecksbalken mit IXPP-Mechanismus

Die Vergrößerung des EH wird über die Vergrößerung der Spannweite realisiert. Dazu wird eine Struktur zur Integration des IXPP-Mechanismus untersucht. Diese besitzt die Geometrie eines Dreiecksbalkens, wie

in Abbildung 8.1 zu sehen. Durch die Erhöhung der Spannweite kann nach Gleichung 6.29 eine höhere absolute Leistung und damit Leistung pro Masse erwartet werden. Zudem ist durch die Geometrie der Struktur bei einseitiger Einspannung eine konstante Oberflächendehnung wie im Vierpunkt-Biegeversuch erreichbar. Weiterhin ist es mit dem Aufbau möglich, variable Resonatormassen auf den Ferroelektretstapeln zu applizieren und zu testen. Da die Leistung pro Masse beim IXPP-Mechanismus vergleichsweise hoch und das Material robuster ist als parallel-Tunnel FEP, wird dieses Konzept hier diskutiert. Die Modellbildung erfolgt analog zu den Aufbauten vorheriger Kapitel mit den Methoden der FEM.

8.1.1. Experimentelle Modalanalyse und Modellabgleich ohne Einspannung

Die Struktur wird vorerst ohne Einspannung mit einem Scanning-Laser-Doppler-Vibrometer hinsichtlich seiner modalen Parameter untersucht. Hiermit werden in erster Linie im Modell angenommene Materialparameter validiert. Es wird eine experimentelle Modalanalyse (frei-frei) mit automatischem Modalhammer durchgeführt. Beim Vergleich mit einem Simulationsmodell wird die Matrix des MAC zwischen Experiment und Simulation entsprechend Gleichung 3.53 berechnet. Diese ist in Abbildung 8.1 dargestellt. Insgesamt zeigt sich eine hohe lineare Abhängigkeit zwischen den experimentell und simulativ ermittelten Moden. Weiterhin sind die Werte der Nebendiagonalelemente in der MAC-Matrix sehr gering. Dies bedeutet, dass im Experiment und in der Simulation die gleichen Moden identifiziert werden können und dass diese zudem in der gleichen Reihenfolge auftreten. Damit ist eine eindeutige Zuordnung der Moden möglich.

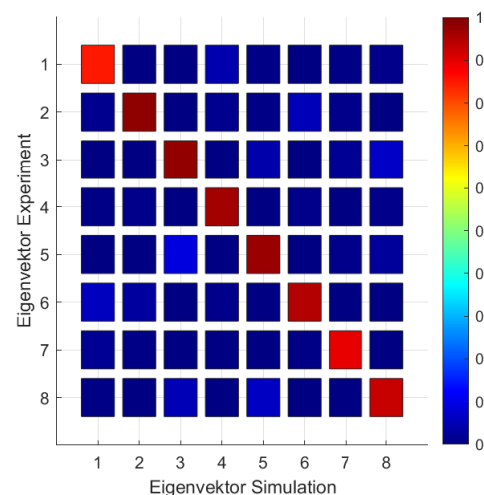
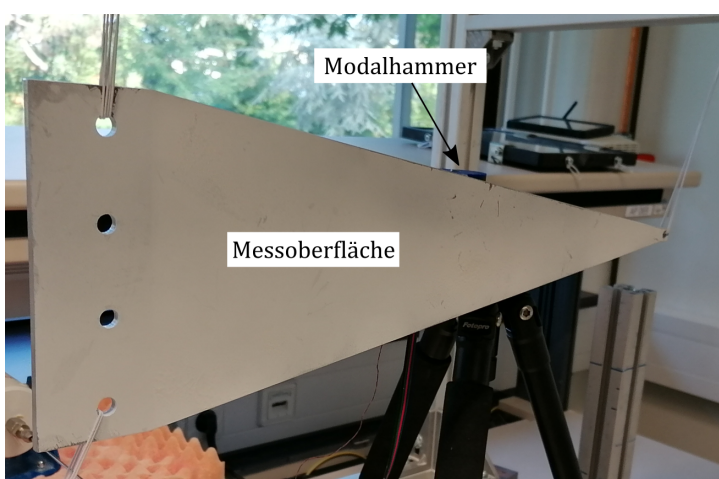


Abbildung 8.1.: Optische Messung der frei gelagerten Demonstratorstruktur ohne EH (links) und Matrix des MAC von experimentell und simulativ bestimmten Eigenmoden (rechts)

8.1.2. Experimentelle Untersuchung und Modellabgleich mit EH

Für die Applikation des EH wird im Vergleich zur Platte ein Kohlefaserroving als Mechanismusteil verwendet. Dieses ist steifer und leichter als Stahl und hat zudem eine vernachlässigbare Biegesteifigkeit. Das Kohlefaserroving besitzt eine Dichte von 1760 kg/m^3 , einen Zug-E-Modul von 239 GPa, einen Filamentdurchmesser von $7 \mu\text{m}$ und einen Gesamtquerschnitt von $0,462 \text{ mm}^2$. Die Zugfestigkeit liegt mit 4620 MPa etwa eine Größenordnung über der von Baustahl. Es wird beidseitig mit Klemmen reversibel am Balken befestigt. Die Masse der Klemmen wird für die Berechnung der massenbezogenen Leistung (Gleichung 1.1) nicht mit einbezogen, da die Klemmung lediglich für den Austausch des Kohlefaserrovings Anwendung zum Einsatz kommt. Für eine praktische Umsetzung ist wie in Kapitel 7 eine Klebung mit vernachlässigbarer Masse verwendbar.

Eine Befestigung der Masse unter dem Roving führt in guter Näherung zu keiner Änderung des Übersetzungsverhältnisses, da die Masse sehr flach angebracht werden kann. Das System wird modelliert, simuliert und im Anschluss experimentell aufgebaut. Der einseitig eingespannte Aufbau ist in Abbildung 8.2 zu sehen. Das Modell ist im Anhang in Abbildung A.2 dargestellt. Die experimentelle Modalanalyse für den Aufbau ist in [152] diskutiert. Die Gesamtmasse des EH setzt sich zusammen aus der Mechanismus-Masse (bspw. $m_{mech} = 0.252 \text{ g}$) und der Masse des Ferroelektrets (bspw. $m_{IXPP} = 0.257 \text{ g}$). Es ergibt sich eine Gesamtmasse von $m_{EH} = 0.609 \text{ g}$. Damit ist die Masse nur so groß wie die des kleineren Mechanismus mit Stahl. Das Kohlefaserroving kann durch seinen hohen E-Modul und seine Zugfestigkeit grundsätzlich im Querschnitt aufgeteilt werden, wodurch eine bessere normierte Leistung möglich ist.

Die Ergebnisse mit Mechanismus sind für zwei unterschiedliche Kantenlängen der IXPP-Stapel in den Abbildungen 8.3, 8.4 gezeigt. In beiden Fällen werden unterschiedliche Resonatormassen verwendet.

Das mechanische Übertragungsverhalten im Sinne von Gleichung 3.47 zeigt in allen Fällen eine gute Übereinstimmung beim Vergleich von Experiment und Simulation. Die Variation der Resonatormassen hat hierbei nur einen geringen Einfluss auf die erste Resonanzfrequenz bei 41 Hz. Es zeigt sich beim Stapel mit 1 cm und 2 cm Kantenlänge aber eine Veränderung der zweiten und dritten Resonanzfrequenz um 180 Hz und 400 Hz. Beim mechanisch-elektrischen Verhalten (Gleichung 3.47) ist ebenfalls eine gute Übereinstimmung von Messung und Simulation erkennbar, jedoch sind hin zu höheren Frequenzen Abweichungen zu sehen. Durch die Variation der Resonatormasse in Fall 1 und 2 wird die Amplitude bei 180 Hz stark beeinflusst. Beim Stapel mit 1 cm Kantenlänge ist im Fall ohne Resonatormasse eine deutlich niedrigere Amplitude bei 400 Hz zu erkennen als mit Resonatormassen. Dies erklärt sich durch Anpassung der Eigenfrequenz des Stapels mit Masse an die Struktureigenfrequenz. Insgesamt zeigt sich, dass sich eine höhere Spannung bei gegen 0 Hz strebender Frequenz bei kleiner werdender Kantenlänge des IXPP einstellt. Dies begründet sich in der geringeren Ersatzfedersteifigkeit der Stapel mit geringem Querschnitt. Gleichzeitig sinkt jedoch die Kapazität.

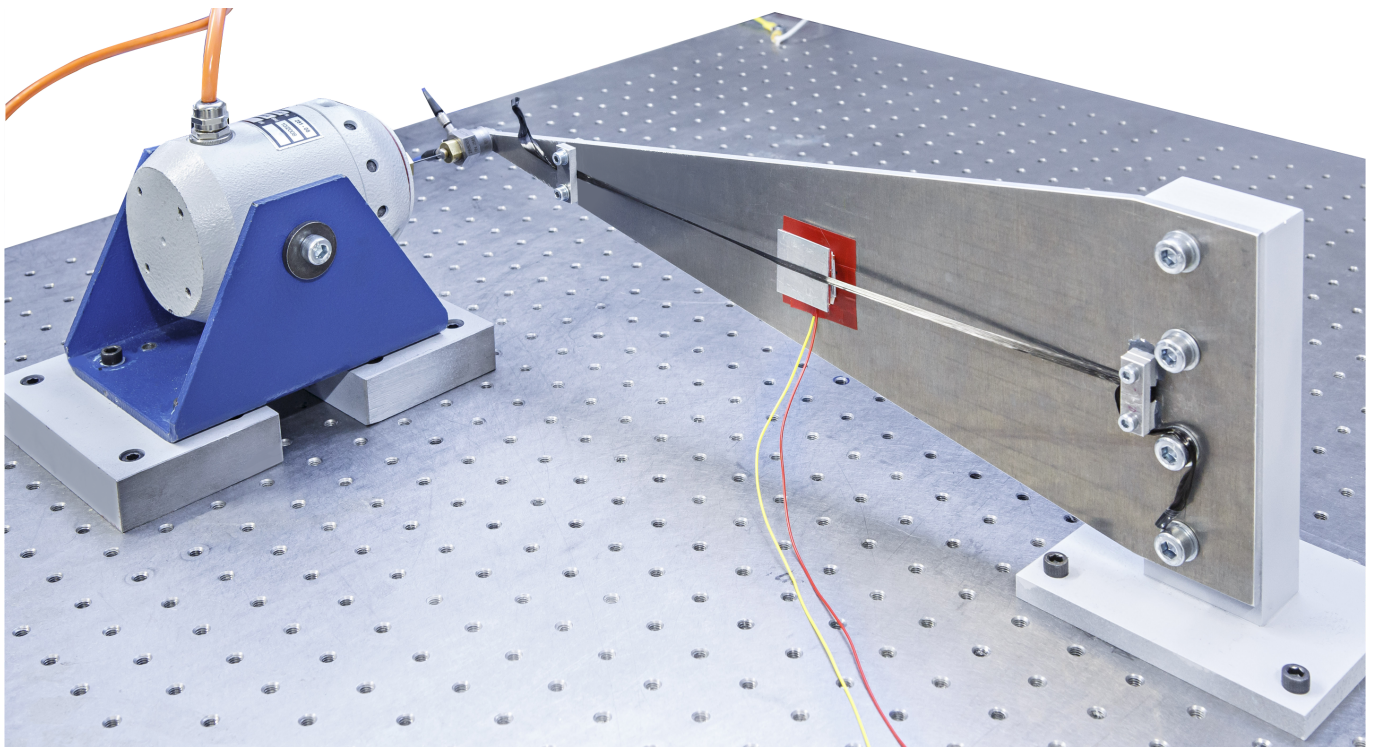


Abbildung 8.2.: Versuchsaufbau des Dreiecksbalkens mit Kohlefaser-Mechanismus und IXPP-Ferroelektret

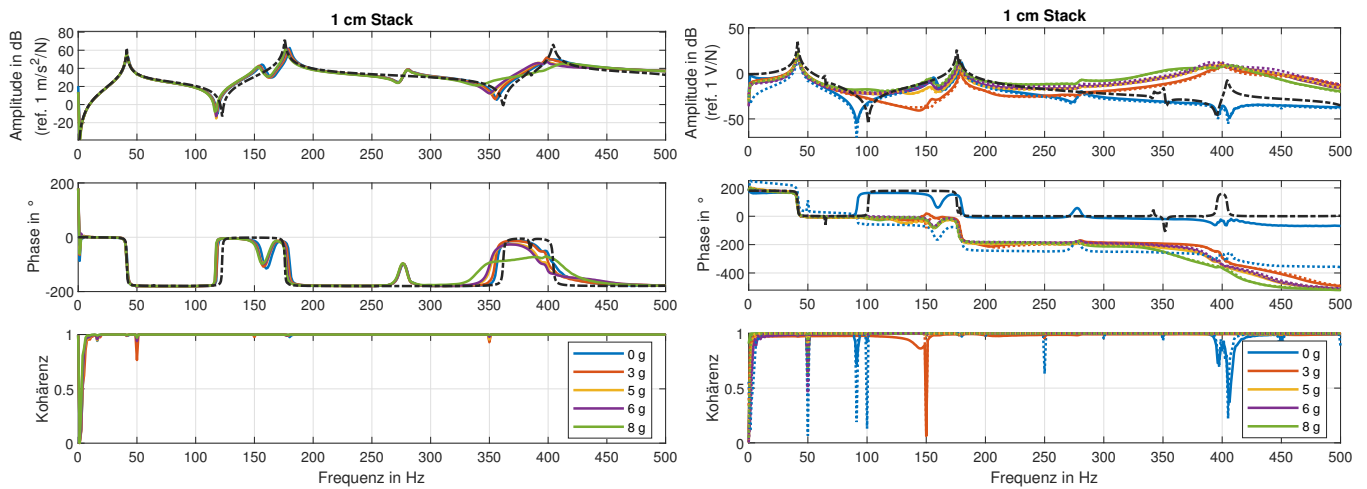


Abbildung 8.3.: Messergebnisse und Modellabgleich der eingespannten Demonstratorstruktur mit IXPP-Mechanismus unter Verwendung von Kohlefaser für 1 cm Kantenlänge des IXPP-Stacks. Schwarz gestrichelt dargestellt ist das simulierte Verhalten ohne Resonatormasse.

Die Spannungsübertragungsfunktion im Sinne von Gleichung 3.48 über einem optimalen Lastwiderstand (angepasst auf die erste Resonanz) ist in allen Abbildungen als gepunktete Kurve dargestellt. Es zeigt sich, dass sich die Amplitude wie zu erwarten nach Überschreiten der Resonanzfrequenz schnell an die Amplitude

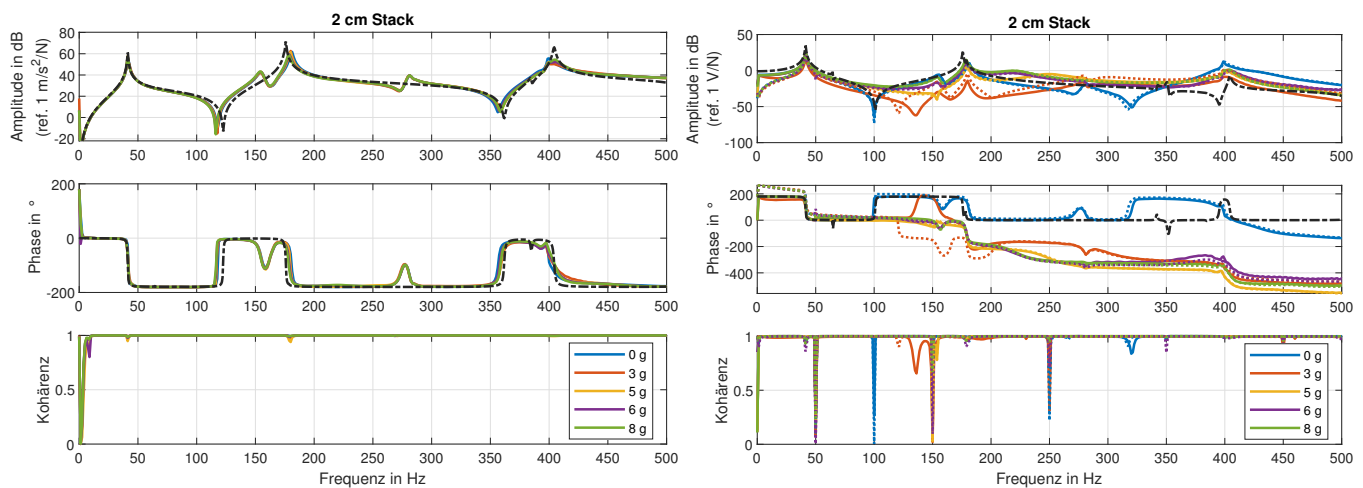


Abbildung 8.4.: Messergebnisse und Modellabgleich der eingespannten Demonstratorstruktur mit IXPP-Mechanismus unter Verwendung von Kohlefaser für 2 cm Kantenlänge des IXPP-Stacks. Schwarz gestrichelt dargestellt ist das simulierte Verhalten ohne Resonanzmasse.

mit offenen Elektroden annähert. Die gemessene Kohärenz ist insgesamt nahe bei 1, was auf ein lineares Systemverhalten schließen lässt.

8.1.3. Leistungsmetriken und Demonstration

Unterschiedliche Leistungsmetriken in verschiedenen Eigenfrequenzen und in einem optimalen Lastwiderstand sind in der Tabelle 8.1 für unterschiedliche Stapelquerschnitte und Resonanzmassen bei einer normierten Anregung von 1 N Kraftamplitude gezeigt.

Es kann eine Leistung im optimalen Lastwiderstand von bis zu $81,5 \mu\text{W}$ bei Verwendung einer Resonanzmasse von 6 g erreicht werden. Die maximale massennormierte Leistung $P_{el,m}$ beträgt $39,5 \text{ mW kg}^{-1}$ und wird ohne zusätzliche Resonanzmasse erreicht. Beide Maximalwerte ergeben sich für eine Kantenlänge des Stapels von 2 cm. In allen Fällen zeigt sich, dass zur Steigerung der Leistung eine Resonanzmasse sinnvoll ist, diese jedoch das Verhältnis von Leistung zu Masse vermindert.

Für alle untersuchten Kantenlängen der IXPP-Stapel kann eine ausreichende Leistung bei 1 N Kraftanregung generiert werden, um eine grüne Leuchtdiode kontinuierlich leuchten zu lassen. Wie beschrieben, variiert die erreichte Leistung pro Masse dabei jedoch in Abhängigkeit der Kantenlänge und insbesondere der Resonanzmasse. Selbst wenn die absolute Leistung mit Resonanzmasse höher ist, kann damit die Leistung pro Masse geringer sein.

Tabelle 8.1.: Leistungsmetriken für Messungen mit dem Dreiecksbalken.

Reso- nator- masse in g	Stapel- Quer- schnitts- fläche in m^2	Stapelka- pazität in F	Schichten pro Stapel	Anregungs- frequenz in Hz	Leistung pro EH-Masse in W kg^{-1}	Leistung im optimalen Lastwider- stand in μW
0	$1 \text{ e} - 4$	$3,61 \text{ e} - 10$	36	41,25	$2,0 \text{ e} - 2$	10,6
0	$1 \text{ e} - 4$	$3,61 \text{ e} - 10$	36	175	$3,9 \text{ e} - 2$	19,9
5	$1 \text{ e} - 4$	$3,61 \text{ e} - 10$	36	41,25	$5,6 \text{ e} - 3$	30,5
6	$1 \text{ e} - 4$	$3,61 \text{ e} - 10$	36	41,25	$5,3 \text{ e} - 3$	34,3
8	$1 \text{ e} - 4$	$3,25 \text{ e} - 10$	36	41,25	$4,5 \text{ e} - 3$	38,2
0	$4 \text{ e} - 4$	$2,56 \text{ e} - 9$	54	41,25	$2,7 \text{ e} - 2$	47,7
0	$4 \text{ e} - 4$	$2,56 \text{ e} - 9$	54	416	$3,9 \text{ e} - 2$	71,1
6	$4 \text{ e} - 4$	$2,56 \text{ e} - 9$	54	41,25	$1,1 \text{ e} - 2$	81,5
6	$4 \text{ e} - 4$	$1,67 \text{ e} - 9$	36	41,25	$7,5 \text{ e} - 3$	54,4
0	$9 \text{ e} - 4$	$2,90 \text{ e} - 9$	40	37,5	$3,8 \text{ e} - 3$	10,7

8.2. Periodische Anordnung der Konzepte

Dieser Abschnitt behandelt den ersten Schritt zur Beantwortung der Frage, ob und inwieweit die Verwendung eines Ferroelektret-EH-Clusters, wie die periodische Anordnung in dieser Arbeit bezeichnet wird, für Energy Harvesting und eine simultane Schwingungsreduktion geeignet ist. Ein zentraler Punkt ist die Verwendung von Resonatormassen für Frequenzen oberhalb einiger 100 Hz. Es wird untersucht, ob deren Einsatz zu einer erhöhten Leistung pro insgesamt eingebrachter EH-Cluster-Masse führt. Die Untersuchung der periodischen Anordnung von EH-Konzepten zur Leistungssteigerung sind Gegenstand der Forschung seit dem letzten Jahrzehnt [153–165]. Bei der regelmäßigen Anordnung dieser EH mit einem Abstand unter der Hälfte der Wellenlänge können die EH grundsätzlich wie sogenannte vibroakustische Metamaterialien wirken. Mit diesen kann eine Schwingungsreduktion in einem breiteren Frequenzband erreicht werden als mit einzelnen Schwingungstilgern [166, 167]. Die vorliegende Arbeit bzw. Arbeiten, die im Rahmen dieser Dissertation entstanden sind [168], beschreiben erstmals die Verwendung von Ferroelektret-EH in diesem Zusammenhang. Dieser Teil der Arbeit beschreibt zuerst mögliche Anordnungen der Konzepte zur Steigerung der Leistung pro Fläche für den quasistatischen Betrieb ohne Berücksichtigung der mechanischen Rückwirkung des Clusters auf die Flugzeugstruktur. Damit werden auch schwingungsmindernde Effekte vorerst vernachlässigt. Im nächsten Schritt wird eine effiziente Strategie für die dynamische Simulation aufgezeigt, womit auch die mechanische Rückwirkung und schwingungsmindernde Effekte berücksichtigt und modellbasiert untersucht werden können.

Im Folgenden werden Konzepte vorgestellt, die die Ferroelektret-EH möglichst dicht auf einer vorgegebe-

nen Fläche platzieren. Diese Cluster zeichnen sich durch die Anwendung ohne Resonatormasse und ohne Ausnutzung von Tilgungseffekten aus. Es wird die Annahme getroffen, dass die mechanische Rückwirkung der konzipierten EH auf die Flügelstruktur aufgrund des Größenunterschieds vernachlässigbar ist. Es erfolgt aus diesen Gründen eine Skalierbarkeit der Ergebnisse aus Kapitel 6 und keine zusätzliche Simulation im quasistatischen Bereich.

8.2.1. Periodische Anordnung des IXPP-EH

Die geringe absolute Leistung der beschriebenen massenoptimierten EH Einheitszellen kann gesteigert werden durch eine Cluster-Anordnung. Wie bereits erwähnt, geht es in dieser Arbeit um die Optimierung der Gleichung 1.1 und nicht um die Gesamtausgangsleistung eines EH, da seine Größe zu diesem Zweck immer skaliert werden kann. Ein sinnvolles Designziel für diese Größenskalierung kann jedoch die Optimierung der Leistungsabgabe pro Fläche unter Verwendung der masseoptimierten EH-Einheitszellen sein. Dies für das Konzept mit IXPP erfolgen, wie in Abbildung 8.5 gezeigt. Auf diese Weise bleibt die optimierte Ausgangsleistung pro Masse gleich, aber die Gesamtleistung wird mit der Anzahl der Einheitszellen im Cluster multipliziert. Da für den Anwendungsfall der niederfrequenten Verformungen eines Flugzeugflügels nur eine Lastrichtung von Interesse ist, verwenden die EH nur Mechanismenarme in einer Raumdimension. Die Anordnung vieler EH in Reihen mit langen Streifen von Ferroelektretstapeln ist daher möglich. Durch Drehen in einem Winkel,

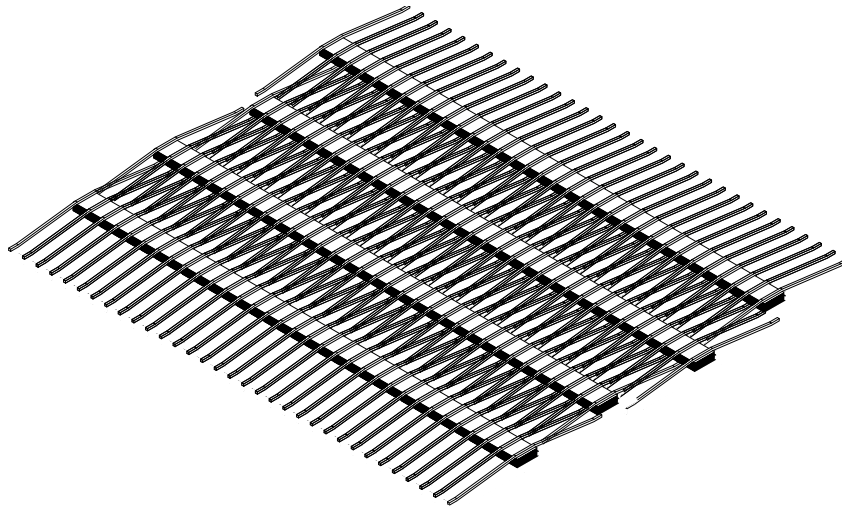


Abbildung 8.5.: Potentielle Cluster-Anordnung der EH Topologie zur Leistungssteigerung

bei dem sich die Arme des Mechanismus gerade nicht berühren, kann die EH-Anzahl pro Fläche weiter erhöht werden. Auf einer quadratischen Fläche von 1 m^2 können maximal 4000 Einheitszellen-EH (der Topologie von Fall 3) angebracht werden. Die Gesamtmasse beträgt $2,4\text{ kg}$. Bei einer Anregung von Fall 3 kann mit dem Cluster eine Gesamtleistung von 52 mW erzielt werden. Diese Größenordnung ist für den

Betrieb verschiedener elektrischer Verbraucher ausreichend. Bei einem einzelnen EH ist die zur Hauptdehnung senkrechte Raumrichtung in der Ebene ebenfalls nutzbar. Für Anwendungsfälle wie Kugelschalenstrukturen und bei höheren Eigenfrequenzen mit kleineren Wellenlängen der Schwingung sind daher zwei Lastrichtungen verwendbar. Bei einem Anwendungsfall wie einem Flugzeugflügel mit niedrigen Eigenfrequenzen wird nur eine Lastrichtung erwartet, die den größten Teil der mechanischen Energie liefert. Ein weiterer Grund für den Verzicht auf zwei Belastungsrichtungen ist, dass bei der Verwendung von Stahl, wie in dieser Arbeit, die Arme des Mechanismus in der weniger belasteten Richtung zu einer zusätzlichen Steifigkeit in Richtung der Dicke des EH führen können. Dies führt zu einer Verringerung der Gesamteffizienz des Konzepts. Eine Alternative dazu ist die Verwendung von Stahldrähten oder - wie zuvor diskutiert - Kohlefaserrovings. Bei der vorgeschlagenen Cluster-Konstruktion führt eine zusätzliche Richtung der Mechanismusstränge zu einem Platzverlust für benachbarte EH. Wenn es also nur eine Hauptbelastungsrichtung der Hoststruktur gibt, wird die erreichbare Leistung pro Fläche auf diese Weise verringert.

8.2.2. Periodische Anordnung des EH mit parallel-Tunnel FEP

Eine mögliche Anordnung des EH-Prinzips basierend auf parallel-Tunnel FEP ist in Abbildung 8.6 dargestellt. Unter Verwendung der Geometrie des EH dieser Arbeit (die Gesamtbreite des EH beträgt 2,39 cm) kann eine Anordnung von etwa $42 \cdot 20 = 840$ EH innerhalb von 1 m^2 verwendet werden, was zu einer Ausgangsleistung von $289,1 \text{ } \mu\text{W}$ führt. Dies kann schließlich mit der Anzahl der verwendeten Ferroelektrite in einem Mechanismus multipliziert werden. Wird beispielsweise dieselbe Masse mit einer verlängerten Geometrie verwendet (siehe Abbildung 8.6 rechts), um ein größeres Ferroelektret mit einer um das Dreifache vergrößerten Oberfläche und jeweils drei Schichten zu halten, erhöht sich die Ausgangsleistung auf $2,6 \text{ mW}$. Die Gesamtmasse berechnet sich zu $930,7 \text{ g}$. Die Leistungsabgabe pro Masse im Sinne der Gleichung 1.1 steigt auf $2,8 \text{ mW kg}^{-1}$. Im Vergleich zum vorgestellten Konzept ist dies etwa um die Anzahl der zusätzlich verwendeten Ferroelektretproben pro EH größer, da die Ferroelektrite eine vernachlässigbare zusätzliche Masse verursachen.

8.3. Simulation periodisch angeordneter Konzepte

Zur Kopplung mehrerer EH Mechanismen im Sinne einfacher Varianten der vorgestellten Cluster, wird ein analytisches Modell (siehe Abbildung 8.7) für das vorgeschlagene EH System beschrieben, um die Recheneffizienz zu steigern. Grund hierfür ist, dass die Modellreduktion piezomechanischer Systeme bei einer hohen Anzahl elektrischer Freiheitsgrade extrem rechenintensiv wird.

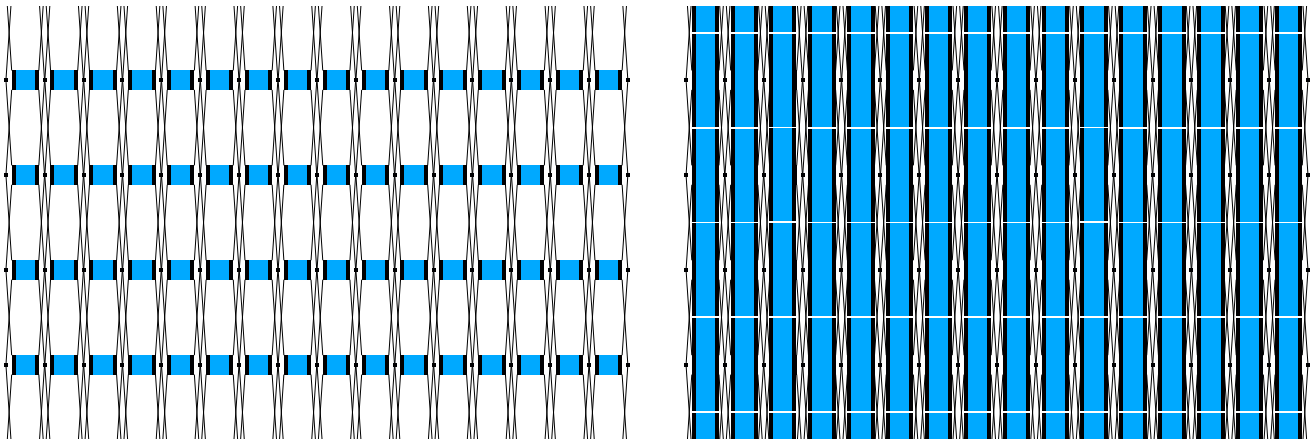


Abbildung 8.6.: Mögliche periodische Anordnungen des FEP-Mechanismus. Links: Anordnung der simulativ und experimentell untersuchten Topologie. Rechts: Anordnung mit Vergrößerung der Ferroelektret-Fläche zur Leistungssteigerung

8.3.1. Modellbildung

Aufgrund ihrer vorteilhaften mechanischen Eigenschaften, wird für die Simulation Kohlefaser als Mechanismusmaterial angenommen. Die Eigenschaften des Mechanismus sind in Tabelle 8.2 aufgelistet.

Tabelle 8.2.: Eigenschaften des Mechanismus und Parameter (*für kleine Einstellfrequenzen kann die theoretische Resonatormasse groß werden)

Beschreibung	Symbol	Wert
Projizierte Länge einer Feder auf die Struktur	l_m	0,0556 m
Winkel zwischen Feder und Struktur	α	$\arctan(n_p t_p / l_m)$
Resonatormasse	m_{seism}	$9 \cdot 10^{-4}$ bis 19 kg*
Material des Mechanismus	-	Kohlefaser
E-Modul	Y_m	239 GPa
Dichte	ρ_m	1760 kg/m ³
Steifigkeit des Mechanismus	k	$A_m Y_m / l_m / \cos(\alpha)$
Querschnitt des Federelements	A_m	$2 \cdot 10^{-7}$ m ²

Außerdem wird für jeden EH eine Resonatormasse verwendet. Auf diese Weise kann der EH auf bestimmte Frequenzen abgestimmt werden. Die Steifigkeitsmatrix des gesamten EH wird aus einer Erweiterung eines Stapelmodells durch Freiheitsgrade erreicht, die im Federmodell in Abbildung 8.7 dargestellt sind. Nach den piezoelektrischen Grundgleichungen können die mechanischen, elektromechanischen und dielektrischen Teile des Modells ermittelt werden. Der piezoelektrische Kopplungskoeffizient als Maß für die Effizienz der Energiewandlung ist in den Matrizen als κ_p bezeichnet.

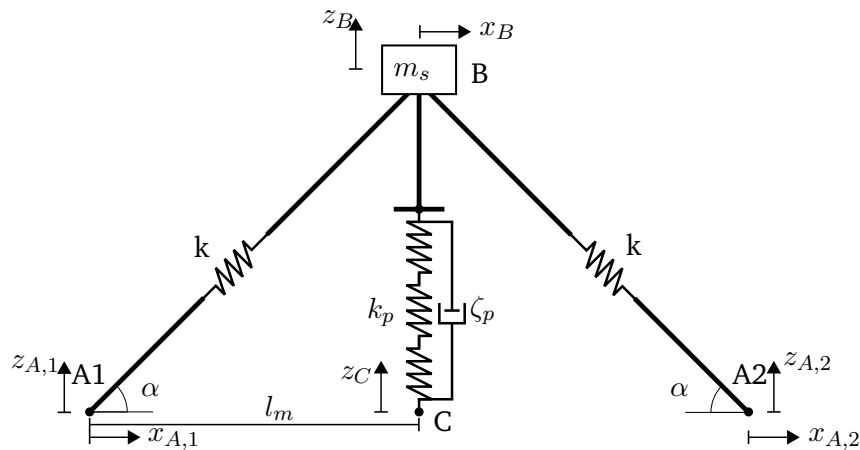


Abbildung 8.7.: Federmodell des Mechanismus mit Resonatormasse

Eine Motivation der Modellierung ist es, mehrere der zuvor beschriebenen EH-Modelle mit einer Hoststruktur zu verbinden, wie in Abbildung 8.8 schematisch dargestellt, ohne für jede Anpassung der EH-Parameter eine Modellordnungsreduktion durchführen zu müssen.

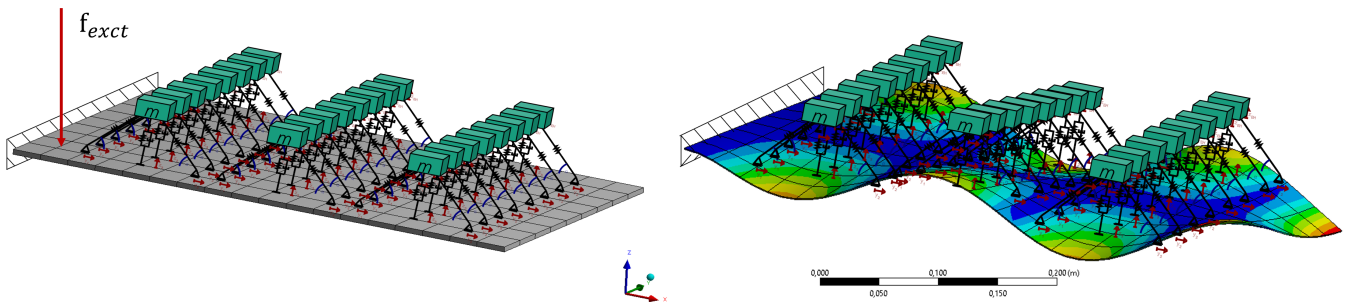


Abbildung 8.8.: Mechanische Kopplung der analytischen EH-Modelle an ein Finite Element Modell

Die Kopplung wird durch eine Verbindung von Zustandsraummodellen in Admittanz-Impedanz-Formulierung erreicht. Dabei werden die EH so modelliert, dass sie Verschiebungen und Ladungen als Eingänge und Kräfte und elektrische Spannungen als Ausgänge besitzen. Ein piezoelektrischer Stapel mit einem mechanischen und einem elektrischen Freiheitsgrad wird durch das Gleichungssystem

$$\begin{bmatrix} f \\ u_{el} \end{bmatrix} = \frac{1}{1 - \kappa_p^2} \begin{bmatrix} k_p & -\frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} \\ -\frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} & \frac{1}{C_p} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z \\ q_{el} \end{bmatrix} \quad (8.1)$$

analytisch beschrieben. Wenn Punkt C zudem verschiebbar in z -Richtung ist, wird das Gleichungssystem

erweitert zu

$$\begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ U_{el} \end{bmatrix} = \frac{1}{1 - \kappa_p^2} \begin{bmatrix} k_p & -k_p & -\frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} \\ -k_p & k_p & \frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} \\ -\frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} & \frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p} & \frac{1}{C_p} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ Q_{el} \end{bmatrix}. \quad (8.2)$$

Der Zustandsvektor der Verschiebungen und elektrischen Ladungen des EH-Modells ist definiert als

$$\mathbf{x}_s(\mathbf{t}) = [\mathbf{x}_{A,1} \quad \mathbf{z}_{A,1} \quad \mathbf{x}_{A,2} \quad \mathbf{z}_{A,2} \quad \mathbf{x}_B \quad \mathbf{z}_B \quad \mathbf{z}_C \quad \mathbf{Q}_{el}]^T \quad (8.3)$$

entsprechend den in Abbildung 8.7 dargestellten Verschiebungsfreiheitsgraden. Die Bewegungsgleichung des Systems mit dem Verschiebungsvektor $\mathbf{x}_s(t)$ kann wie folgt formuliert werden

$$\mathbf{M}_m \ddot{\mathbf{x}}_s + \boldsymbol{\zeta}_m \dot{\mathbf{x}}_s + \mathbf{K}_m \mathbf{x}_s = \mathbf{f}_s(t). \quad (8.4)$$

Die Massenmatrix \mathbf{M}_m , mit

$$\mathbf{M}_m = \begin{bmatrix} 0 & \dots & & & & & & 0 \\ \vdots & \ddots & & & & & & \vdots \\ & & 0 & & \dots & & & 0 \\ & & & m_{seism} & 0 & 0 & & \\ & & \vdots & 0 & 0 & 0 & & \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & & \end{bmatrix} \quad (8.5)$$

weist keine Zeile und Spalte für den Freiheitsgrad x_B auf, da der Modellierungsansatz eine ausschließliche Wirkung der Resonatormasse in z_B -Richtung vorsieht. Die Dämpfungsmatrix $\boldsymbol{\zeta}_m$ ist ähnlich formuliert als

$$\boldsymbol{\zeta}_m = \begin{bmatrix} 0 & \dots & & & & & & 0 \\ \vdots & \ddots & & & & & & \vdots \\ & & 0 & & \dots & & & 0 \\ & & & \zeta_p & -\zeta_p & 0 & & \\ & & \vdots & -\zeta_p & \zeta_p & 0 & & \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0 & & \end{bmatrix}, \quad (8.6)$$

wobei vereinfacht nur die Dämpfung des piezoelektrischen Materials ζ_p betrachtet wird. Diese Vereinfachung ist zulässig, da das Polymer eine höhere Materialdämpfung aufweist und höhere Dehnungen erfährt als die Mechanismusmaterialien. Mit den Gleichungen 8.2 (erweitert auf zwei Mechanismusarme) und 6.5 folgt die elektromechanische Steifigkeitsmatrix \mathbf{K}_m des EH zu

$$\mathbf{K}_m = \begin{bmatrix} k \cos^2(\alpha) & k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & 0 & 0 & -k \cos^2(\alpha) & -k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & 0 & 0 \\ & k \sin^2(\alpha) & 0 & 0 & -k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & -k \sin^2(\alpha) & 0 & 0 \\ & & k \cos^2 & -k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & -k \cos^2(\alpha) & k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & 0 & 0 \\ & & & k \sin^2(\alpha) & k \cos(\alpha) \sin(\alpha) & -k \sin^2(\alpha) & 0 & 0 \\ & & & & 2k \cos^2(\alpha) & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & 2k \sin^2(\alpha) + \frac{k_p}{(1-\kappa_p^2)} & -\frac{k_p}{(1-\kappa_p^2)} & -\frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p (1-\kappa_p^2)} \\ & \text{symm.} & & & & & -\frac{k_p}{(1-\kappa_p^2)} & \frac{\kappa_p^2}{n_p \delta_p (1-\kappa_p^2)} \\ & & & & & & & \frac{1}{C_p (1-\kappa_p^2)} \end{bmatrix}. \quad (8.7)$$

Der Kraftvektor als Systemausgang ist definiert als

$$\mathbf{f}_s(\mathbf{t}) = \left[\mathbf{f}_{xA,1} \quad \mathbf{f}_{zA,1} \quad \mathbf{f}_{xA,2} \quad \mathbf{f}_{zA,2} \quad \mathbf{f}_{xB} \quad \mathbf{f}_{zB} \quad \mathbf{f}_{zC} \quad \mathbf{U}_{el} \right]^T. \quad (8.8)$$

Die Gesamtmasse des EH kann berechnet werden zu

$$m_{EH} = 2 \frac{l_m}{\cos(\alpha)} A_m \rho_m + m_{seism} + n_p t_p A_p \rho_p, \quad (8.9)$$

was im Sinne der Metrik Leistung pro Masse einen Teil der Zielfunktion bildet. Die Masse des EH ändert sich aufgrund der hier angenommenen konstanten Topologie nur über die Resonatormasse. Die kombinierte Masse von Mechanismus und Ferroelektret ist konstant und beträgt 0,25 g. Dies ist nur ein Bruchteil selbst der niedrigsten angenommenen Resonatormasse. Obwohl sie die Abstimmung vor allem im höheren Frequenzbereich beeinflussen kann, wird diese Masse bei allen dynamischen Berechnungen vernachlässigt. Da der EH nur an den Verbindungspunkten mit dem Stapel, der Hoststruktur und durch die elektrische Ladung angeregt wird, werden ein Eingangsvektor $\mathbf{x}(t)$ und ein Ausgangsvektor $\mathbf{f}(t)$ definiert als

$$\mathbf{x}(\mathbf{t}) = \left[\mathbf{x}_{A,1} \quad \mathbf{z}_{A,1} \quad \mathbf{x}_{A,2} \quad \mathbf{z}_{A,2} \quad \mathbf{z}_C \quad \mathbf{Q}_{el} \right]^T \quad (8.10)$$

und

$$\mathbf{f}(\mathbf{t}) = \left[\mathbf{f}_{xA,1} \quad \mathbf{f}_{zA,1} \quad \mathbf{f}_{xA,2} \quad \mathbf{f}_{zA,2} \quad \mathbf{f}_{zC} \quad \mathbf{U}_{el} \right]^T. \quad (8.11)$$

Diese werden für die Kopplung des EH-Modells an die Struktur über eine Rückführung im Zustandsraum-

modell verwendet.

Hoststruktur Modell

Die Hoststruktur wird durch einen dünnen Aluminiumbalken mit variabler Dicke t_{host} , einer Länge in x-Richtung von 0,5 m und einer Breite von 0,25 m dargestellt. Er wird mit einer Kraft $f_{exct}(t)$ an einem Knoten in der Nähe der Einspannung in globaler negativer z-Richtung angeregt (vgl. Abbildung 3). Das Modell besitzt 1272 Knoten, 162 Elemente und als eingespannter Balken 3672 relevante Freiheitsgrade. Die Werte sind für beide in diesem Kapitel verwendeten Dicken gültig. Die Eigenfrequenzen sind in den Tabellen A.6 und A.7 im Anhang aufgeführt. Die Bewegungsgleichung für das System lautet

$$\mathbf{M}_{struc}\ddot{\mathbf{x}}_{struc} + \zeta_{struc}\dot{\mathbf{x}}_{struc} + \mathbf{K}_{struc}\mathbf{x}_{struc} = \mathbf{f}_{struc}(t). \quad (8.12)$$

Die Massen-, Dämpfungs- und Steifigkeitsmatrizen M_{struc} , ζ_{struc} und K_{struc} der Struktur werden nach MATLAB exportiert. $f_{exct}(t)$ ist die einzige von Null verschiedene Komponente von $f_{struc}(t)$. Um die Simulationseffizienz zu erhöhen, wird eine modale Transformation und Abschneiden wie in Kapitel 3 durchgeführt. In dieser Arbeit wird die maximale Anzahl der Moden für das Abschneiden auf 30 festgelegt. Damit werden alle Eigenfrequenzen der Balken bis zu einer Frequenz von 1000 Hz berücksichtigt. Für die Struktur wird eine Rayleigh-Dämpfung mit einem Dämpfungsgrad von 2 % angenommen, um die Matrix ζ_{struc} zu erhalten.

Kopplung der Struktur mit EH

Ein Ziel dieser Arbeit ist es, mehrere der zuvor beschriebenen EH-Modelle mit der vorgestellten Hoststruktur (siehe Abbildung 8.8) zu verbinden, ohne dass für jede Anpassung der EH-Parameter, insbesondere der Resonator Masse, eine neue Modellordnungsreduktion durchgeführt werden muss. Daher werden die einzelnen EH als rückgekoppelte Systeme modelliert, die mit dem System der Hoststruktur verbunden sind, wie in Abbildung 8.9 dargestellt. In dieser Arbeit wird eine feste Permutation der Positionen in Bezug auf die Kopplungsknoten verwendet, wobei 24 EH auf die Struktur in drei Reihen angeordnet werden. Die Kopplungspunkte für alle EH werden durch Knoten-Tripel mit ihrem jeweiligen Freiheitsgrad entsprechend der mechanischen Komponenten des EH-Modells (siehe Abbildung 8.7) berücksichtigt. Zur Modellierung des Übertragungsverhaltens der EH-Systeme von Eingangsverschiebungen und Ladungen zu den entsprechenden Reaktionskräften und -spannungen wird eine Laplace-Transformation von Gleichung 8.12 durchgeführt, um die Matrix

$$\mathbf{A}_{EH} = -(\mathbf{K}_m + \zeta_m s + \mathbf{M}_m s^2) \quad (8.13)$$

mit $s = j\omega$ zu erhalten. Zur Umrechnung der Einträge des Vektors $\mathbf{x}(t)$ in den Eingangsvektor $\mathbf{x}_s(t)$ für das EH-System, wird eine Eingangsmatrix \mathbf{B}_{EH} definiert als

$$\mathbf{B}_{EH} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 1 & \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ [& & \mathbf{T}_B &] \\ 0 & \dots & 0 & 1 & 0 \\ 0 & \dots & & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (8.14)$$

mit der Transformationsmatrix T_B (der Größe [2x6])

$$\mathbf{T}_B = \frac{1}{2k \sin^2 \alpha + k_p/(1 - \kappa_p^2) + \zeta_p \cdot s + m_{seism} \cdot s^2} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -k \cos \alpha \sin \alpha & -k \sin^2 \alpha & k \cos \alpha \sin \alpha & -k \sin^2 \alpha & k_p/(1 - \kappa_p^2) & k_p^2/(n_p d_p (1 - \kappa_p^2)) \end{bmatrix}. \quad (8.15)$$

T_B leitet die Verschiebungen x_B und z_B aus den Strukturverschiebungen und elektrischen Ladungen im Vektor \mathbf{x}_{EH} ab. Um nur eine vertikale Verschiebung der Resonatormasse zuzulassen, wird der Einfluss auf x_B in der ersten Zeile von T_B auf Null gesetzt. Die Matrix

$$\mathbf{C}_{EH} = \begin{bmatrix} 1 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & \\ & & 1 \\ \vdots & & \ddots & 1 & \vdots \\ & & & \vdots & 0 & 1 & 0 \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (8.16)$$

bildet die resultierenden Ausgänge $f_s(t)$ des EH-Systems auf die entsprechenden Ausgänge $f(t)$ des Host-Struktursystems und die elektrische Spannung ab. Das endgültige System zur Modellierung des Übertragungsverhaltens kann wie folgt berechnet werden

$$sys_{EH} = C_{EH} \cdot A_{EH} \cdot B_{EH} \quad (8.17)$$

mit

$$\mathbf{f} = sys_{EH}\mathbf{x}. \quad (8.18)$$

Die Leistungsberechnung wird mithilfe zusätzlicher Systeme der elektrischen Widerstände erreicht. Jeder EH ist mit einem optimalen Lastwiderstandsmodell verbunden, das nur frequenzabhängig ist, da sich die Kapazität des Stapels nicht ändert. Die Kopplung der Modelle zum Gesamtsystem ist in Abbildung 8.9 zu sehen. Im Sinne einer Parallelschaltung werden zur Leistungsberechnung die Spannungen gemittelt und die Ladungen aufaddiert.

Das dynamische System des Widerstands kann formuliert werden als

$$sys_R = -\frac{1}{R_s} \quad (8.19)$$

mit

$$Q_{el} = sys_R \cdot U_{el}. \quad (8.20)$$

Die Spannung des Clusters $U_{el,Cluster}$ wird aus dem Mittelwert der Spannungen aller verwendeten EH berechnet. Dies kann im Allgemeinen zu einer Kompensation der Spannungen der verschiedenen EH im Cluster führen, was die Gesamtleistung für bestimmte Moden deutlich vermindern kann im Vergleich zu deren summierter Einzelleistung. Es ist jedoch der einfachste Weg, die einzelnen Elektroden eines EH-Clusters zu verbinden und wird bei einer auch quasistatischen Verwendung am ehesten für die Verschaltung angewandt. Die Gesamtladung $Q_{el,Cluster}$ hingegen ist die Summe aller Einzelladungen der EH des Clusters. Die Gleichung für die Ausgangsleistung des Clusters lautet

$$P_{el,Cluster} = \frac{U_{el,Cluster} \dot{Q}_{el,Cluster}}{2}. \quad (8.21)$$

Die Leistung pro Gesamtmasse der EH des Clusters ist damit

$$P_{el,Cluster,m} = \frac{U_{el,Cluster} \dot{Q}_{el,Cluster}}{2Nm_{EH}}. \quad (8.22)$$

Diese kann als Zielfunktion angesehen werden. Dies ist sinnvoll für den Einsatz im Leichtbau, wenn die Platzverfügbarkeit auf der Strukturoberfläche keinen limitierenden Faktor darstellt. Für die Simulation wird die Annahme getroffen, dass alle EH im Cluster die gleichen Parameterwerte haben, bestehend aus Mechanismus-

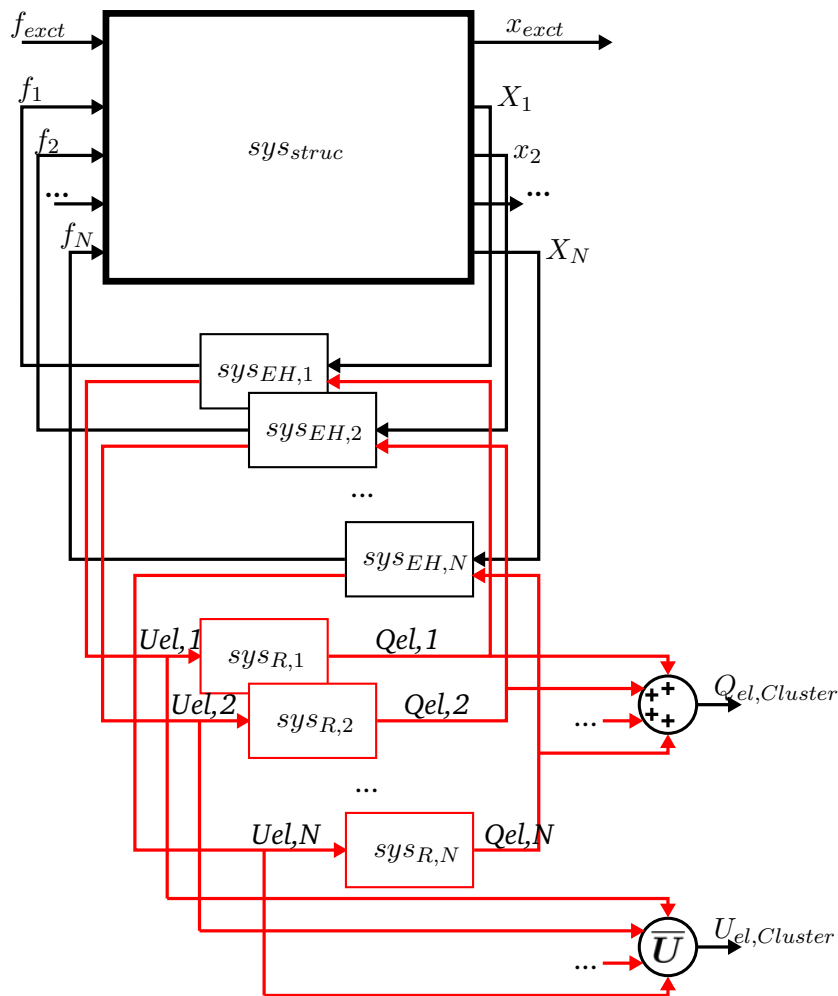


Abbildung 8.9.: Gesamtsystem zur Ableitung von Clusterspannung und Ladung

und Ferroelektret-Eigenschaften. Die Materialeigenschaften des Ferroelektrets werden darüber hinaus in allen Simulationen als gleich angenommen. Um die Ergebnisse für die Leistungsabgabe zu verallgemeinern, wird die Anregungskraft $f_{exact}(t)$ in allen Simulationen auf 1 N gesetzt. Es kann davon ausgegangen werden, dass bei den untersuchten Parameterkombinationen keine Dehngrenzen des Ferroelektret-Materials mit den untersuchten Parameterkombinationen erreicht werden.

Die Präsentation der Ergebnisse ist in zwei Teile gegliedert. Zuerst wird das mechanische Übertragungsverhalten von zwei verschiedenen Balken dargestellt. Der Versteifungseinfluss des EH-Clusters wird gezeigt zusammen mit der Leistungsabgabe und der Leistungsabgabe pro Masse dargestellt. Weiterhin wird der Einfluss von Resonatormassen, die auf die Eigenfrequenzen der Struktur abgestimmt sind, dargestellt. Die Leistung pro Masse des Clusters im Vergleich zu dem Cluster ohne zusätzliche Resonatormassen wird untersucht.

8.3.2. Ergebnisse für das Cluster mit Parallelschaltung und ohne Resonatormassen

Es werden zwei Balken mit einer Dicke von 2 mm bzw. 5 mm untersucht. Das mechanische Übertragungsverhalten der Verschiebung über die Anregungskraft ist in Abbildung 8.10 in Form der Amplitude dargestellt. Diese ist für den Balken mit größerer Dicke deutlich geringer als die des dünnen Balkens. Wenn ein EH-Cluster ohne Resonatormasse auf den Balken aufgebracht wird, ändert sich das Übertragungsverhalten aufgrund des Versteifungseffekts. Beim dünnen Balken ist dieser Effekt stärker ausgeprägt als bei dem dickeren Balken. Weiterhin ist die elektrische Leistung des Clusters pro Masse dargestellt. Durch höhere Belastungen pro Kraft ist sie bei der dünneren Struktur höher. Eine signifikante Schwingungsreduktion ist in beiden Fällen nicht zu beobachten.

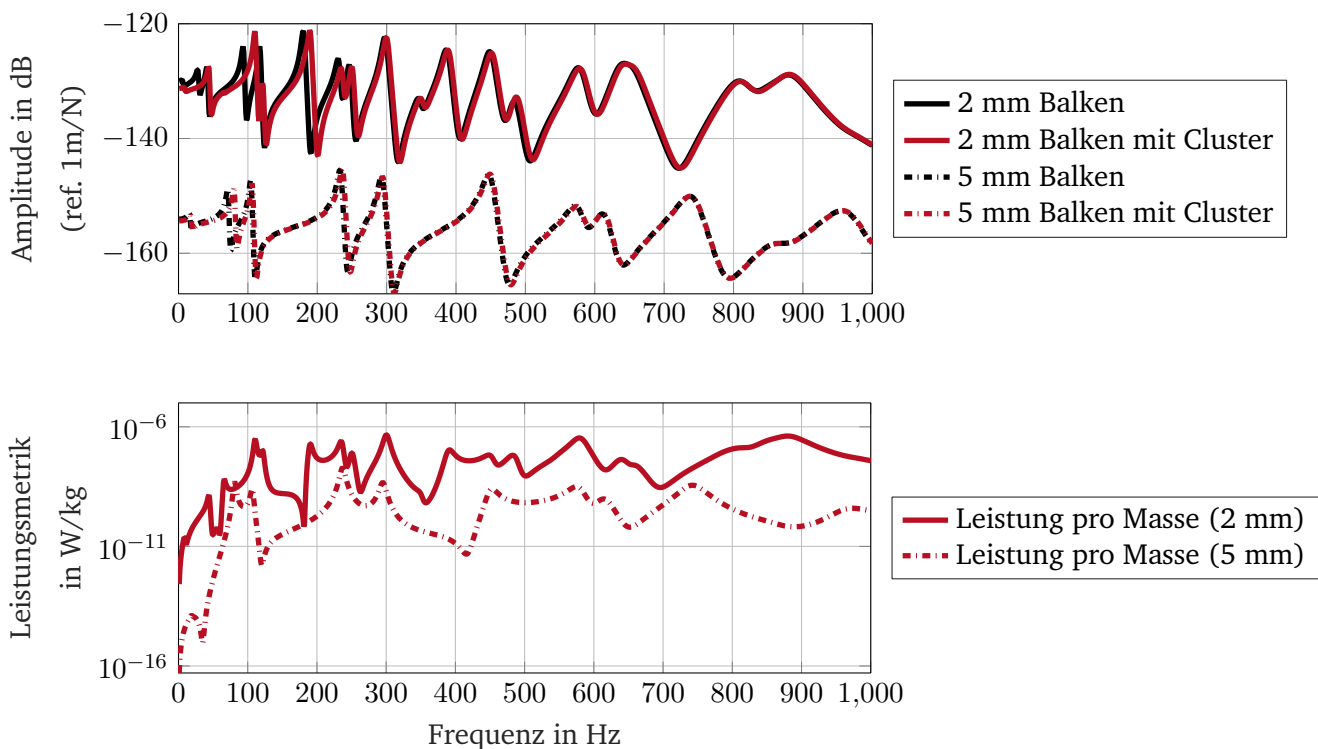


Abbildung 8.10.: Vergleich des mechanischen Übertragungsverhaltens ohne und mit EH-Cluster (oben). Entsprechende Leistungsabgabe pro Clustermasse bei einem für 561 Hz optimierten Lastwiderstand von 1,29 M Ω (unten).

8.3.3. Ergebnisse für gleiche Resonatormassen und Parallelschaltung

Um den Einfluss zusätzlicher Resonatormassen auf die Leistung zu bestimmen, werden die Eigenfrequenzen ω_{eig} der beiden Balken berechnet und jeweils als Abstimmfrequenz für die EH des Clusters verwendet. Die

erforderlichen Resonatormassen werden berechnet aus

$$\mathbf{K}_{m,(6,6)}/(\omega_{eig})^2 \tag{8.23}$$

mit der effektiven Steifigkeit des EH in z -Richtung $\mathbf{K}_{m,(6,6)}$ als Eintrag der EH-Steifigkeitsmatrix.

Balken mit 2 mm Dicke

Für den Fall des Balkens mit 2 mm Dicke sind die Ergebnisse für das mechanische Übertragungsverhalten und die Leistung pro Masse in Abbildung 8.11 dargestellt.

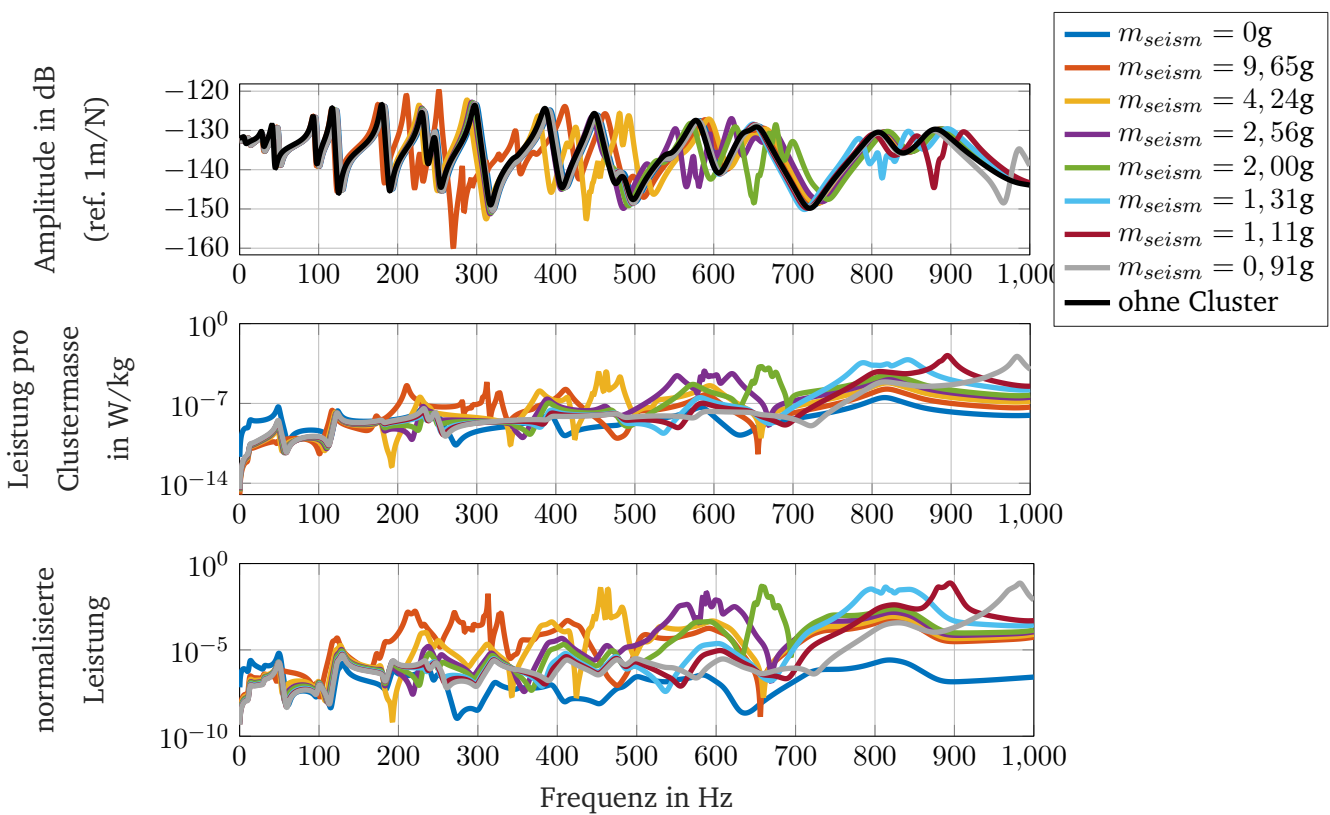


Abbildung 8.11.: Ergebnisse für den Balken mit 2 mm Dicke

Zusätzlich ist eine normierte Leistungsabgabe dargestellt, die die absolut erzeugte Leistung auf die Anregungsleistung bei jedem Frequenzschritt bezieht. Sie berechnet sich aus $P_{exct} = \frac{1}{2} f_{exct} \dot{x}_{exct}$, mit der Normalgeschwindigkeit \dot{x}_{exct} am Erregungsknoten. Zur Übersichtlichkeit wird eine Auswahl für verschiedene Resonatormassen gezeigt, die zu einer hohen Leistung pro Clustermasse führt. Bei niedrigeren Frequenzen ist die Leistungsabgabe pro Masse vergleichsweise gering, da die Resonatormassen zu groß werden. Die Ergebnisse zeigen, dass die Schwingung bei den gewählten Resonanzfrequenzen in allen Fällen deutlich

reduziert wird. Die EH wirken also als effektive Schwingungstilger. Die Schwingungsminderung setzt sich dabei insgesamt durch eine Kombination mehrerer Effekte zusammen:

- Tilgung durch das Feder-Masse-System
- Dämpfung durch das Ferroelektret
- Energieabfuhr durch die piezoelektrische Wandlung und Dissipation im Lastwiderstand

Tabelle 8.3 zeigt die Werte der entsprechenden maximalen Ausgangsleistung und der maximalen Ausgangsleistung pro Masse bei der jeweiligen Abstimmfrequenz für die vorgestellten Ergebnisse aus Abbildung 8.11 (Die Ergebnisse für alle Eigenfrequenzen sind im Anhang A.9 aufgeführt). Diese Leistung skaliert quadratisch mit der Größe der Anregungskraft, bis die Streckgrenze des Ferroelektrets erreicht ist. Obwohl im Cluster zusätzliche Masse verwendet wird, ist die Leistung pro Masse für die meisten Eigenfrequenzen viel höher als im quasistatischen Fall. Die maximalen Leistungen nehmen mit höheren Frequenzen in der untersuchten Bandbreite zu. Weiterhin ist zu erkennen, dass die maximale Leistung und die Leistung pro Masse (bei 877,92 Hz) im Allgemeinen nicht unbedingt bei der gleichen Frequenz erreicht werden wie die maximale normierte Leistung (bei 946,05 Hz).

Tabelle 8.3.: Maximale Leistungsabgabe und Leistungsabgabe pro Masse bei der jeweiligen Abstimmfrequenz für den 2mm-Balken (Maximalwerte fett)

Eigenfrequenz in Hz	m_{seism} in kg	Maximale Leistung in W	Maximale Leistung pro Clustermasse in $W\ kg^{-1}$	Maximale normalisierte Leistung in $W\ W^{-1}$	Schwingungsminderung bei Einstellfrequenz in dB
-	0	$1,97\ e - 9$	$3,26\ e - 7$	$6,42\ e - 6$	-
298,18	$9,65\ e - 3$	$1,76\ e - 6$	$7,41\ e - 6$	$1,79\ e - 2$	-18,59
449,72	$4,24\ e - 3$	$6,41\ e - 6$	$5,94\ e - 5$	$3,75\ e - 2$	-16,46
579,10	$2,56\ e - 3$	$4,79\ e - 6$	$7,10\ e - 5$	$2,11\ e - 2$	-14,81
655,10	$2,00\ e - 3$	$9,15\ e - 6$	$1,69\ e - 4$	$4,94\ e - 2$	-13,57
810,27	$1,31\ e - 3$	$2,56\ e - 5$	$6,85\ e - 4$	$4,35\ e - 2$	-7,92
877,92	$1,11\ e - 3$	$5,20\ e - 5$	$1,59\ e - 3$	$7,47\ e - 2$	-14,64
946,05	$9,10\ e - 4$	$4,09\ e - 5$	$1,41\ e - 3$	$7,60\ e - 2$	-2,87

Es gibt aber auch einige Nebeneffekte, bei denen die Schwingung abseits der Abstimmfrequenzen leicht erhöht wird. Eine deutliche Schwingungsminderung ist u. a. zwischen 200 und 300 Hz zu sehen. Diese kann als Stoppband eingeordnet werden, wie es bspw. in [166] beschrieben ist. Dies ist ein Phänomen, das üblicherweise in Verbindung mit vibroakustischen Metamaterialien in Erscheinung tritt.

Balken mit 5 mm Dicke

Für den Balken mit 5 mm Dicke sind die Amplitude der Übertragungsfunktion, die Ausgangsleistung pro Clustermasse und die normierte Leistung in Abbildung 8.12 dargestellt. Die jeweiligen Maximalwerte der Ausgangsleistungen und Ausgangsleistungen pro Clustermasse sind in Tabelle 8.4 aufgeführt. Qualitativ ähnliche Ergebnisse wie für den Balken mit 2 mm Dicke sind zu beobachten, obwohl die Ausgangsleistung für 1 N Erregerkraft aufgrund der höheren Steifigkeit des dickeren Balkens geringer ist. Auch hier ist eine deutliche Schwingungsreduktion im mechanischen Übertragungsverhalten zu erkennen. Insbesondere bei den höheren Frequenzen ist eine relativ große Bandbreite der Schwingungsreduktion zu beobachten, die wiederum an ein Stoppband erinnert.

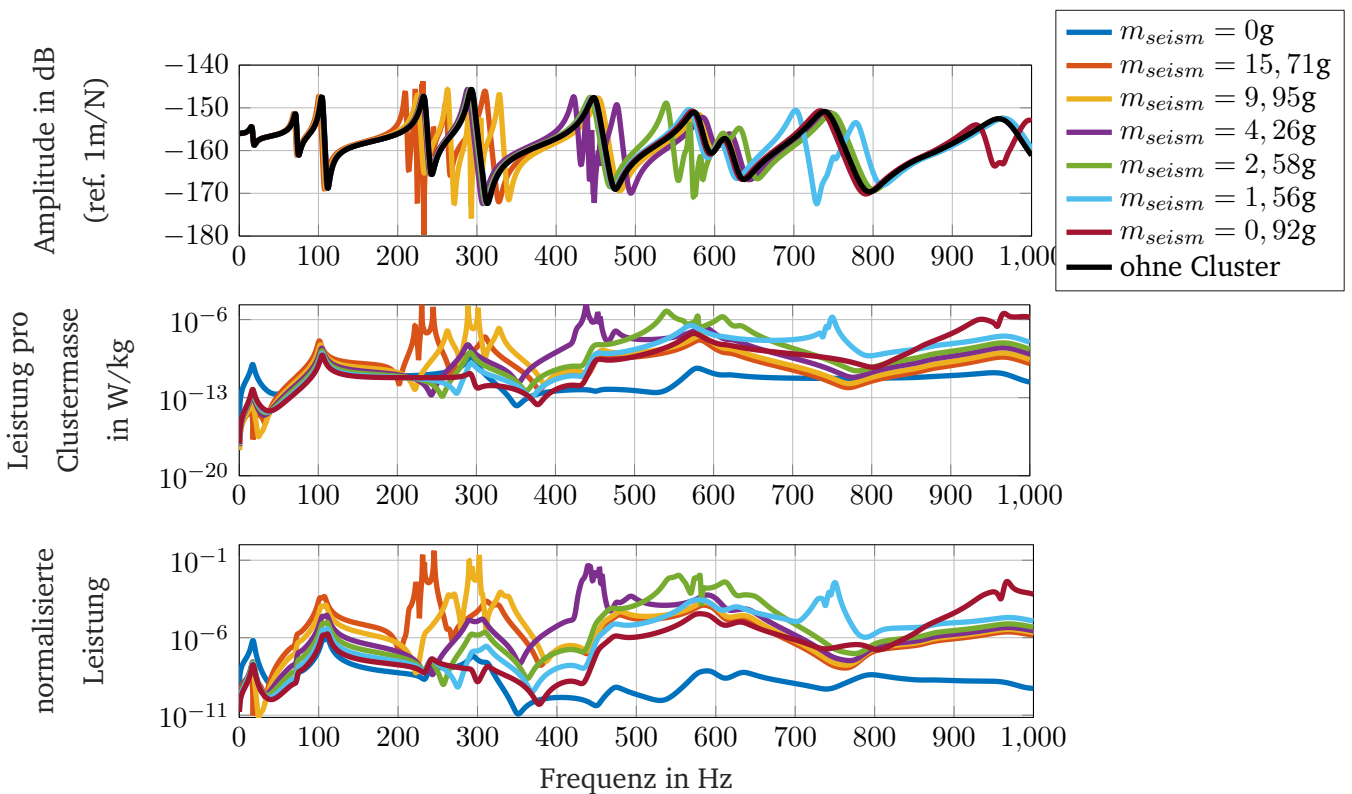


Abbildung 8.12.: Ergebnisse für den Balken mit 5 mm Dicke

Im Gegensatz zum Balken mit 2 mm Dicke werden für diesen Balken alle betrachteten Leistungsmetriken bei der gleichen Frequenz maximal. Die Leistung, Leistung pro Clustermasse und die normierte Leistung werden bei 233,76 Hz maximiert. Diese werden insgesamt bei niedrigeren Frequenzen erreicht als beim dünneren Balken. Die maximale normierte Leistung ist höher als die des dünneren Balkens. Dies kann jedoch nicht als allgemeines Ergebnis angesehen werden, da in diesem Abschnitt nur eine Clustertopologie untersucht

wird. Außerdem unterschätzt die Rayleigh-Dämpfung möglicherweise die Dämpfung der Hoststruktur im Bereich zwischen 200 und 350 Hz.

Tabelle 8.4.: Maximale Leistung und Leistung pro Masse bei der jeweiligen Abstimmfrequenz für den 5-mm-Balken (Maximalwerte in fett)

Eigenfrequenz in Hz	m_{seism} in kg	Maximale Leistung in W	Maximale Leistung pro Cluster-Masse in $W\ kg^{-1}$	Maximale normalisierte Leistung in Maximale Leistung in $W\ W^{-1}$	Schwingungsminderung bei Einstellfrequenz in dB
-	0	$1,00\ e - 11$	$1,66\ e - 9$	$8,80\ e - 7$	-
233,76	$1,57\ e - 2$	$8,08\ e - 6$	$2,11\ e - 5$	$4,09\ e - 1$	-21,52
293,72	$9,95\ e - 3$	$4,20\ e - 6$	$1,72\ e - 5$	$2,22\ e - 1$	-22,61
449,10	$4,26\ e - 3$	$2,20\ e - 6$	$2,03\ e - 5$	$4,65\ e - 2$	-20,04
577,16	$2,58\ e - 3$	$3,88\ e - 7$	$5,72\ e - 6$	$1,18\ e - 2$	-15,84
741,86	$1,56\ e - 3$	$7,23\ e - 8$	$1,66\ e - 6$	$3,65\ e - 3$	-14,73
965,06	$9,22\ e - 4$	$1,02\ e - 7$	$3,62\ e - 6$	$4,25\ e - 3$	-10,15

8.3.4. Ungleichmäßige Resonatormasse

Als zusätzliche Konfiguration wird ein System mit zwei unterschiedlichen Resonatormassen untersucht. Es wird mit dem 2 mm-Balken modelliert. Die Massen für die Abstimmfrequenzen 810,27 Hz und 877,92 Hz werden schachbrettartig auf der Struktur abgewechselt, wie in Abbildung 8.13 dargestellt.

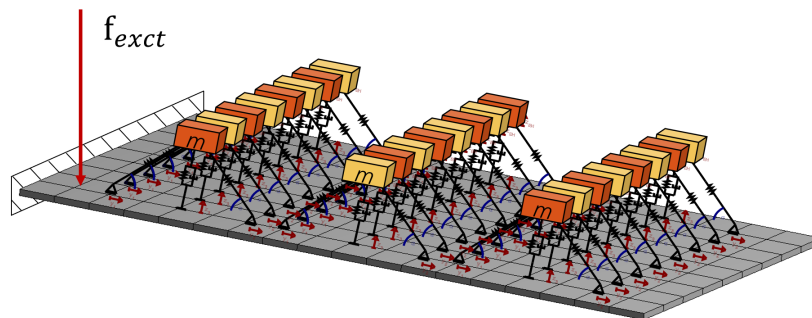


Abbildung 8.13.: Darstellung des Balkens mit zwei unterschiedlichen, schachbrettartig angeordneten Resonatormassen

Die Ergebnisse für das mechanische Übertragungsverhalten, die Leistung pro Cluster-Masse und die normalisierte Leistung sind in Abbildung 8.14 zusammen mit den Ergebnissen der entsprechenden einheitlichen Clustern dargestellt. Die Amplitude der mechanischen Übertragungsfunktion zeigt, dass bei beiden angestrebten Abstimmfrequenzen eine signifikante Schwingungsreduktion erreicht wird, allerdings nicht so ausgeprägt

wie bei denen der einheitlichen Modelle. Die Bandbreite hingegen ist deutlich größer als die der einheitlichen Modelle und setzt sich aus einer Kombination dieser zusammen. Die erzeugte Leistung (max. $0,326 \mu\text{W}$), die Leistung pro Clustermasse (max. $9,48 \mu\text{W kg}^{-1}$) sowie die normalisierte Leistung (max. $6,107e - 4$) sind deutlich niedriger als in den gleichförmigen Fällen, außer für Frequenzen unter etwa 50 Hz. Die Verringerung kann teilweise durch die Parallelschaltung und die Phaseneffekte zwischen den EH mit unterschiedlichen Resonanzmassen erklärt werden. Sie kann durch Aufteilung des Clusters in Untercluster überwunden werden, was jedoch eine Herausforderung für die Installation in der realen Anwendungen im Flugzeug darstellt.

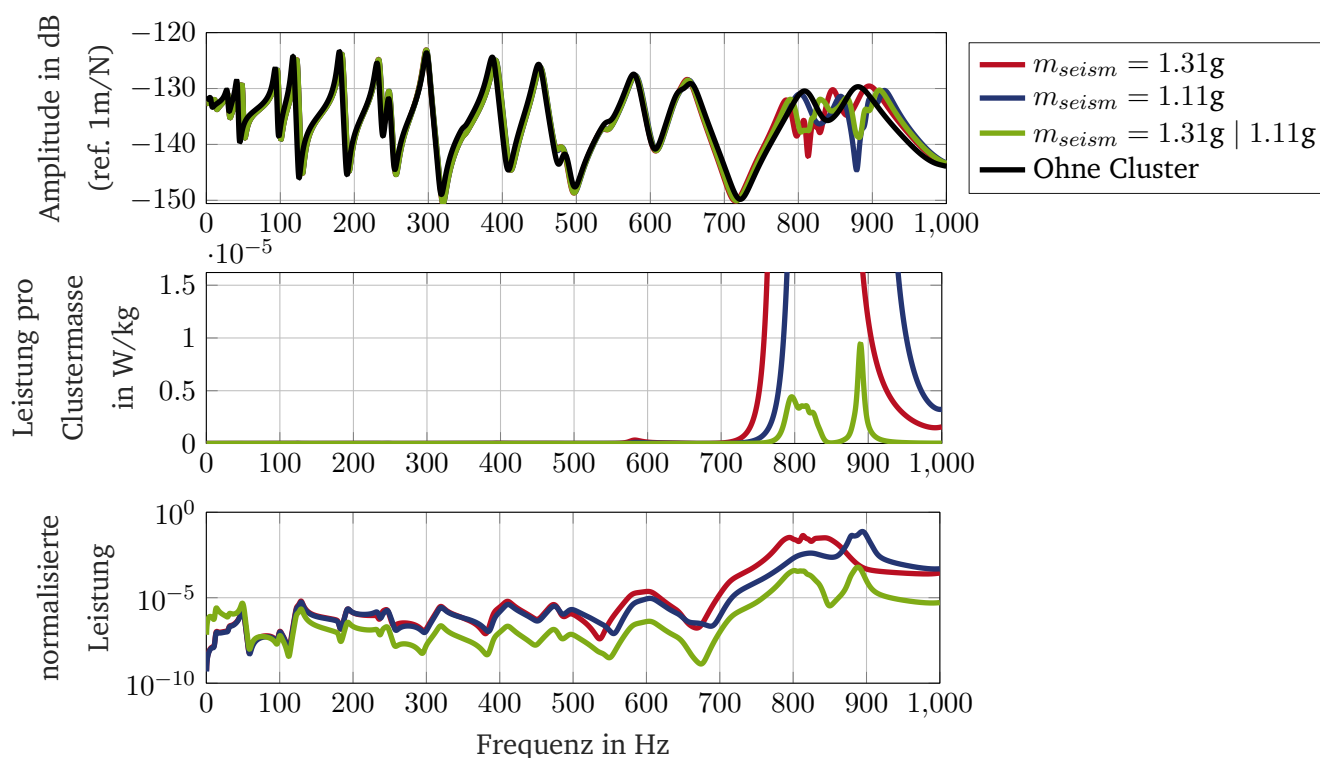


Abbildung 8.14.: Ergebnisse für den Balken mit 5 mm Dicke

8.3.5. Einfluss der Polarisierung

Für das Energy Harvesting mit periodisch angeordneten EH, ist die elektrische Verschaltung der einzelnen EH ein zentrales Auslegungsproblem. Grund dafür ist, dass einzelne EH bei höheren Schwingformen gegenphasig belastet werden können. Damit kann eine einfache Parallelschaltung der Ferroelektret-Stapel zu Auslöschungseffekten der Ladungen führen. Das Problem ist in Abbildung 8.15 anhand des verwendeten Balkenmodells mit 2 mm Dicke illustriert.

Bei steigender Frequenz sinkt die Wellenlänge der Schwingung. Dies führt bei gleicher Polarisierung der

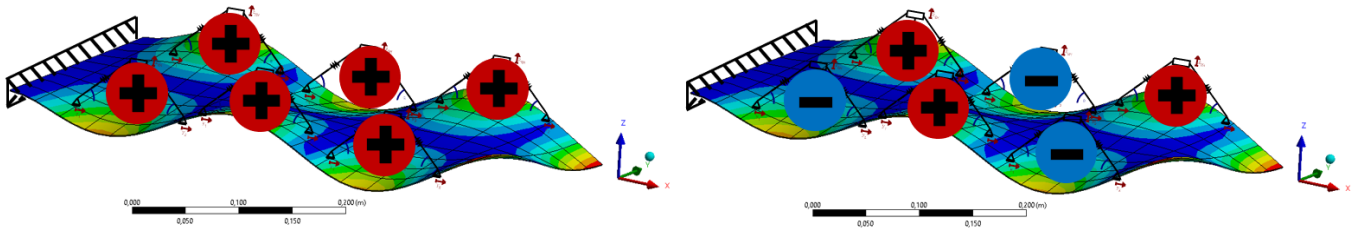


Abbildung 8.15.: Schematische Darstellung des Problems der Gegenphasigkeit von EH im Cluster

Stapel zu einer Gegenphasigkeit einzelner EH. In der Abbildung rechts ist die optimale Polarisation für die abgebildete Schwingform dargestellt. Da allgemein eine breitbandige Anregung angenommen werden kann, ist die Polarisation des Clusters, wenn bspw. aufgrund der Masse bzw. wegen des Aufwands keine Gleichrichterschaltungen an jedem EH verwendet werden soll, damit als Optimierungsproblem interpretierbar. Hier werden zur Veranschaulichung des Effekts der optimalen Polarisation, die Absolutwerte der elektrischen Spannungen zur Berechnung verwendet. In Abbildung 8.16 sind die Ergebnisse entsprechend der bisherigen Ergebnisdarstellung gezeigt. Es zeigt sich - im Gegensatz zur reinen Parallelschaltung - eine um Größenordnungen höhere Leistung in vielen Abschnitten des Frequenzbereichs. Gleichzeitig ist zu sehen, dass die Ergebnisse zwischen 0 Hz und der dritten Eigenfrequenz bei 41, 93 Hz aufgrund der größeren Wellenlänge der Schwingformen identisch sind. In diesem Bereich ist die Parallelschaltung damit die optimale Verschaltung. Da in Flugzeugstrukturen der niederfrequente Bereich eine besonders große Schwingungsenergie bereitstellt, kann somit eine Parallelschaltung sinnvoll eingesetzt werden. Die schwingungsmindernden Eigenschaften bleiben jedoch gleich, da Materialdämpfung diese hauptsächlich beeinflusst.

8.4. Zusammenfassung des Kapitels

In diesem Kapitel wurden Möglichkeiten der Leistungssteigerung der zuvor untersuchten miniaturisierten EH-Konzepte untersucht. Hierbei wurden die zwei wesentlichen Möglichkeiten der Spannweitenvergrößerung und der Verwendung mehrerer EH diskutiert. Mit einem einseitig eingespannten Balken mit Dreiecksform wurde die Spannweite des Konzepts mit IXPP erhöht. Hierbei wurde ein Kohlefaserroving eingesetzt, um die Gesamtmasse des EH zu minimieren. Neben einer Modellvalidierung wurden Leistungsmetriken für den Fall ohne und mit Resonatormasse untersucht. In allen Fällen zeigte sich, dass zur Steigerung der Leistung eine Resonatormasse sinnvoll ist, diese jedoch das Verhältnis von Leistung zu Masse vermindert. Bzgl. der Verwendung mehrerer EH wurde zuerst die platzsparende periodische Anordnung der Konzepte vorgestellt, wobei Leistungen von 52 mW/m^2 für das IXPP-Konzept und $2,6 \text{ mW/m}^2$ für das parallel-Tunnel FEP-Konzept

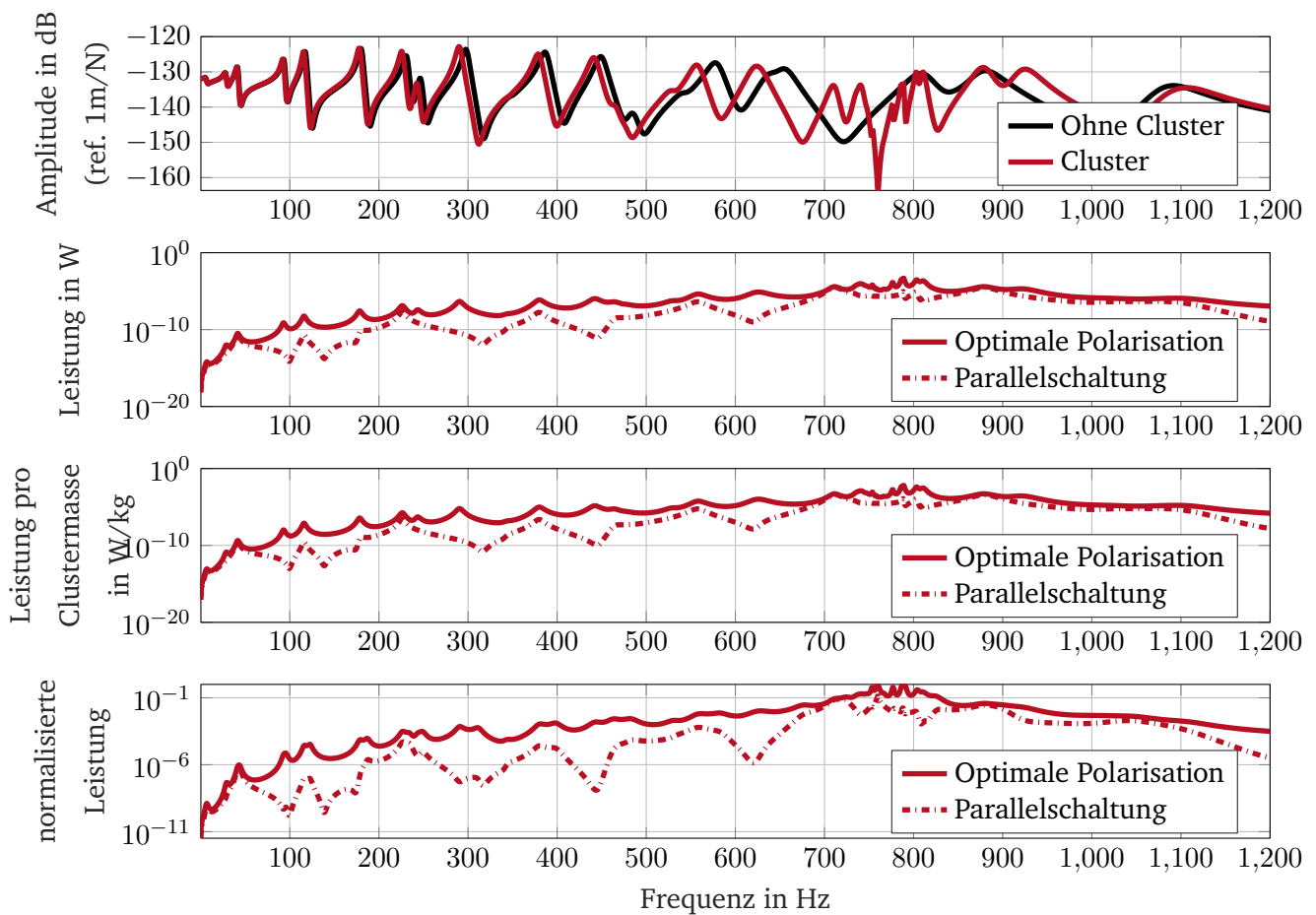


Abbildung 8.16.: Ergebnisse für die theoretisch optimale Polarisation und Vergleich zur einfachen Parallelschaltung

im ruhigen Flug berechnet wurden. Weiterhin wurde ein Modell entwickelt, mit dem Ferroelektret-EH-Modelle an beliebige FE-Strukturen gekoppelt werden und effizient simuliert werden können. Die FE-Struktur kann dabei als modal reduziertes Zustandsraummodell verwendet werden, dessen Ein- und Ausgänge die Verschiebungsfreiheitsgrade der Verbindungen zu den EH bilden. Zwei Balkenmodelle wurden als anschauliche Beispiele für die Simulation verwendet. Bei einer Anregung von 1 N an einem Endpunkt wurden Leistungen von $51,97 \mu\text{W}$ und Leistungen pro Masse von $1,59 \text{ mW kg}^{-1}$ beim 2 mm Balken sowie von $8,08 \mu\text{W}$ bzw. $21,10 \mu\text{W kg}^{-1}$ beim dickeren Balken erreicht. Im mechanischen Übertragungsverhalten ist in beiden Fällen bei unterschiedlichen Abstimmfrequenzen eine deutliche Schwingungsminderung zu beobachten, die mit der Leistungserhöhung einhergeht. Die Bandbreite der Schwingungsminderung erscheint dabei größer als die eines typischen Schwingungstilgers. Eine Simulation zur Untersuchung der Auswirkung von ungleichmäßigen Resonatormassen wurde weiterhin vorgestellt. Die maximal erreichbare Leistung ist dabei geringer als bei Modellen mit einheitlicher Resonatormasse, jedoch wird eine signifikante Schwingungsreduktion für

zwei Abstimmfrequenzen zugleich erreicht. Zudem wurde der Einfluss der Polarisierung untersucht. Hierbei zeigte sich klar, dass eine Parallelschaltung nicht optimal über einen breiten Frequenzbereich ist, dass die Parallelschaltung für den niedrigen Frequenzbereich im Flugzeug aber optimal sein kann.

9. Vergleich mit dem Stand der Wissenschaft und Technik

Abschließend wird ein Vergleich mit anderen Arbeiten und technischen Lösungen durchgeführt.

9.1. Vergleich mit Ferroelektret-EH aus dem Stand der Forschung

Ein angemessener Vergleich mit anderen Energiegewinnungskonzepten im Stand der Technik ist nicht trivial, da sich diese Arbeit auf eine Dehnungs- und Biegeanregung konzentriert. Die meisten Forschungsarbeiten, die sich mit Ferroelektret-EH befassen, konzentrieren sich auf eine Beschleunigungsanregung, ohne dass eine realistische Anwendung als Referenz für die Anregung dient. Dies wiederum unterstreicht die Neuartigkeit des vorgestellten Konzepts.

Dennoch ist ein Vergleich des hier vorgestellten Prinzips möglich, wenn der Anregungstyp vernachlässigt wird. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Optimierung der Leistung pro Masse liegt, wird ein Vergleich mit EH nach seismischem Prinzip und EH mit reiner Dehnungsanregung durchgeführt, indem auch deren Gesamtleistung pro Masse unter Berücksichtigung der seismischen Masse selbst und des Wandlermaterials abgeleitet wird. Die Ergebnisse für den Vergleich mit verschiedenen relevanten Forschungsarbeiten sind in Abbildung 9.1 dargestellt.

Der Vergleich zeigt, dass die Leistung pro Masse des vorgestellten und untersuchten IXPP-Mechanismus höher ist als die Leistung pro Masse von Arbeiten, die die gleichen oder vergleichbare Ferroelektretmaterialien verwenden. Die auf parallel-Tunnel FEP basierenden EH aus Kapitel 2, werden nicht in den Vergleich einbezogen, da sie ein anderes Prinzip und eine wesentlich geringere Robustheit aufweisen. Im ersten Fall aus Kapitel 6 wird eine ähnliche Größenordnung für die Leistung pro Masse erreicht wie bei anderen Konzepten aus der Literatur, auch wenn das Konzept bei der sehr niedrigen Frequenz von 1,5 Hz im ruhigen Flug funktioniert.

Die anderen in dieser Arbeit untersuchten Fälle liefern eine wesentlich höhere Leistungsabgabe pro Masse als die Forschungsarbeiten aus der Literatur, während sie im Allgemeinen bei niedrigeren Frequenzen eingesetzt werden. Wie bereits erwähnt, ist bei den niedrigeren Frequenzen eine höhere Schwingungsenergie der Strukturanregung zu erwarten, was den dargestellten Vorteil des EH-Konzepts dieser Arbeit verstärkt.

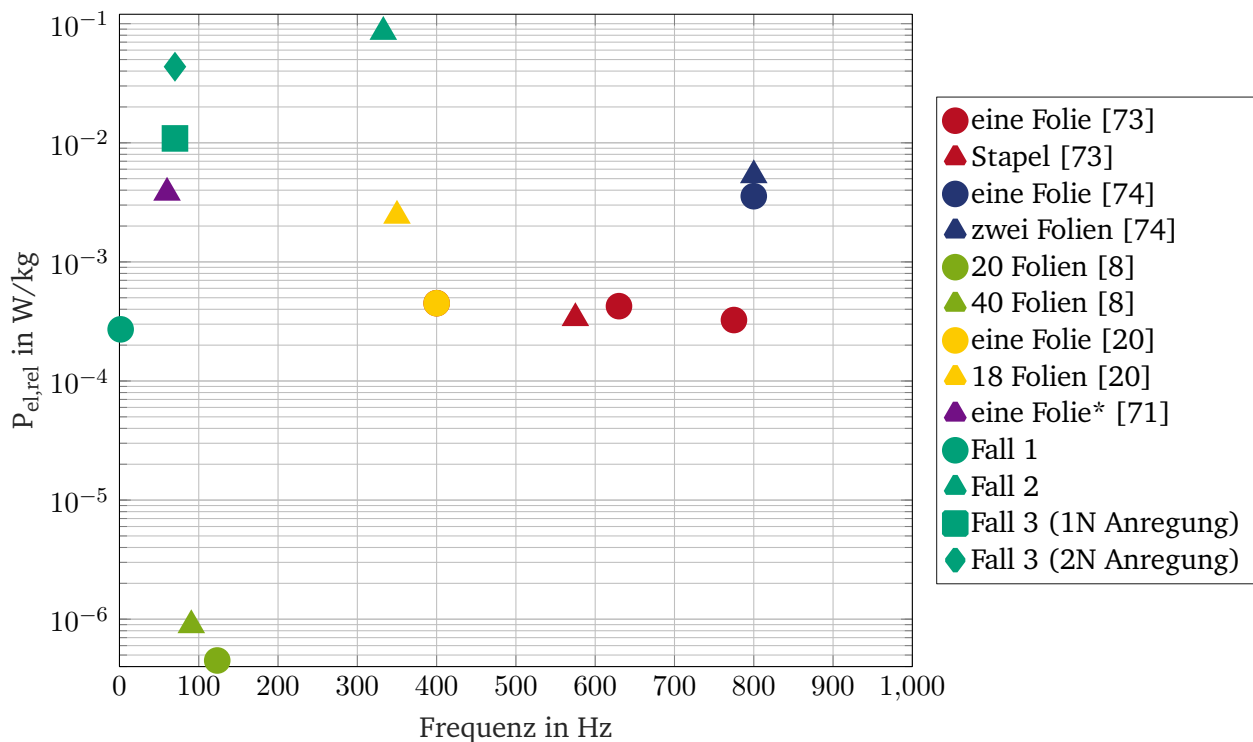


Abbildung 9.1.: Vergleich der erzeugten Leistung pro Masse der Konzepte dieser Arbeit - anhand der Ergebnisse des IXPP-EH - mit Konzepten verschiedener Forschungsarbeiten [8, 20, 71, 73, 74] (*Die Dehnung ist um eine Größenordnung höher als in der vorliegenden Arbeit)

9.2. Vergleich mit Piezokeramiken

Für den Vergleich der entwickelten Konzepte mit Piezokeramiken wird eine PZT-Piezokeramik auf einer baugleichen Aluminiumplatte unter den gleichen Anregungsbedingungen wie die Ferroelektret-EH im Vierpunkt-Biegeversuch untersucht. Die Piezokeramik wird auf die Aluminiumplatte geklebt und kontaktiert, wie in Abbildung 9.2 gezeigt.

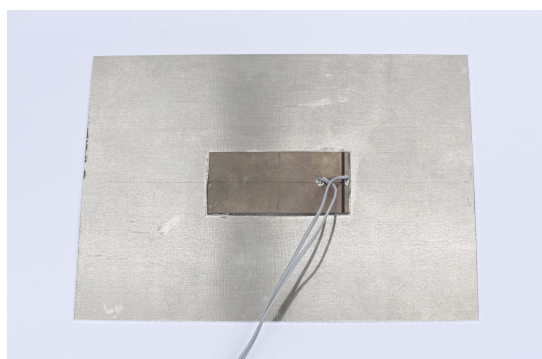


Abbildung 9.2.: Probe bestehend aus Aluminiumplatte und Piezokeramik-Flächenwandler

In der Abbildung 9.3 ist das mechanische und mechanisch-elektrische Übertragungsverhalten von Gleichung 3.47 und 3.48 hinsichtlich Amplitude und Phase gezeigt. Dargestellt ist es sowohl für das Experiment als auch für eine abgegliche Simulation. Im rechten Bild zeigt sich ein auffälliger Abfall der Spannung im sehr niederfrequenten Bereich, der bei Ferroelektriten nicht auftritt. Dieses Verhalten wird zudem mit dem Simulationsmodell nicht abgebildet.

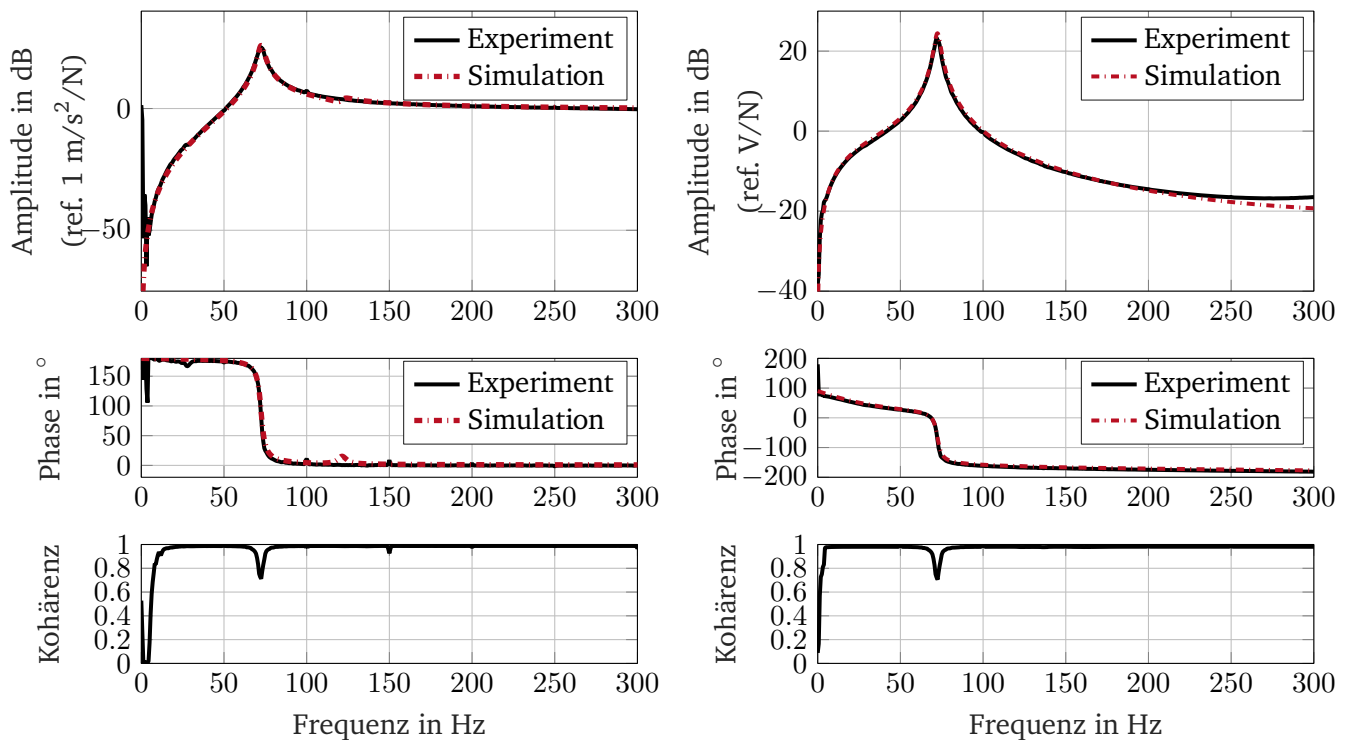


Abbildung 9.3.: Experimentelle Untersuchung und Modellabgleich einer Piezokeramik bezüglich des mechanischen Übertragungsverhaltens nach Gleichung 3.47 und des mechanisch-elektrischen Übertragungsverhaltens nach Gleichung 3.48 (rechts).

Daher wird in der Rückführung des Zustandsraum-Modells der Piezokeramik ein Widerstand eingefügt, dessen Wert als Abgleichsparameter gesetzt wird. Der Widerstand ergibt sich im Modellabgleich zu 180 k Ω , was deutlich unter dem Wert des experimentell ermittelten Innenwiderstands aus Kapitel 5 liegt. Grund für den geringeren Wert ist die dynamische Verringerung der Ersatzimpedanz der Piezokeramik. Insbesondere im sehr niederfrequenten Bereich führt dieser innere Widerstand zu sehr geringen Wechselspannungsamplituden, da aufgrund der geringen Zeitkonstante Ladungen zwischen den Elektroden schnell abfließen. Über einen Hochpass erster Ordnung lässt sich die Grenzfrequenz der Keramik zu 22 Hz berechnen. Diese spiegelt sich gut in dem niederfrequenten Spannungsabfall aus Abbildung 9.3 rechts wieder. Hier wird der niederfrequente Vorteil der entwickelten Ferroelektriet-EH gegenüber Piezokeramiken ersichtlich. Die entwickelten Ferroelektriet-Konzepte können hinsichtlich der Leistung pro Masse schon für kleine Mechanismus-Spannweiten

als insgesamt ähnlich performant wie PZT eingestuft werden. Dies ist zudem mit bleifreien, umweltfreundlicheren Materialien möglich. Für sehr niedrige Frequenzen haben sie deutliche Vorteile gegenüber den Piezokeramiken aufgrund deren Verluste.

9.3. Vergleich mit Batterien

Beim Vergleich der entwickelten Ferroelektret-EH mit Batterien ist die relevante Frage, ab wann sich das Energy Harvesting mehr lohnt hinsichtlich seiner elektrischen Leistung. Dies ist damit begründet, dass Batterien eine begrenzte Kapazität aufweisen, EH jedoch über der Zeit beliebig viel elektrische Leistung bereitstellen können. In diesem Zusammenhang wird zudem beleuchtet, ob der Zeitpunkt in einer für den Flugverkehr sinnvollen zeitlichen Größenordnung liegt. Um einen Vergleich durchzuführen, sind in Abbildung 9.4 die Leistungskurven verschiedener Batterietypen aus der ebenfalls dargestellten Tabelle in Abhängigkeit der Betriebsstunden gezeigt.

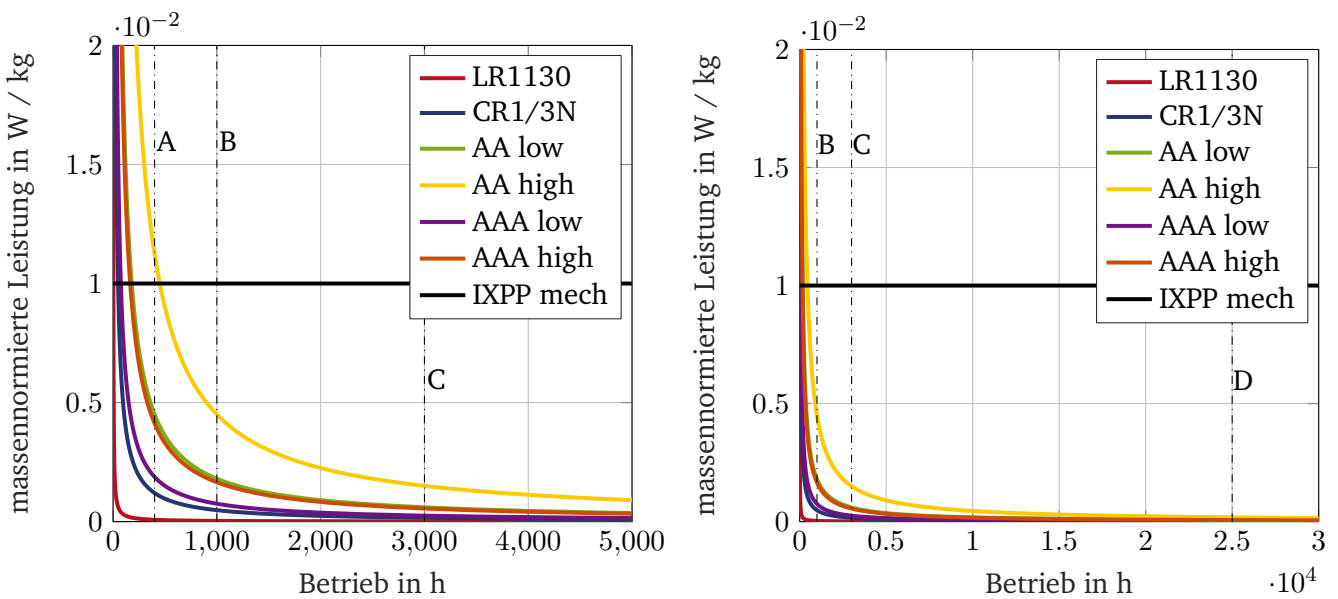


Abbildung 9.4.: Vergleich der Konzepte mit Batterien. Links: Bis 5000 Betriebsstunden mit Markierung des A-, B-, und C-Checks. Rechts: Bis 30000 Betriebsstunden und zusätzliche Kennzeichnung des D-Checks.

Die Daten zu den Batterien sind im Anhang A.10 dargestellt. Die Kurven zeigen idealisiert, wie hoch die Leistung pro Masse der jeweiligen Batterie maximal ist, wenn sie bis zu der auf der x -Achse aufgetragenen Zeitspanne mit konstanter Leistung betrieben wird. Weiterhin ist in den Graphen in schwarz eine jederzeit verfügbare normierte Leistung von 10 mW kg^{-1} als Beispiel für einen der entwickelten Ferroelektret-Mechanismen zur Veranschaulichung gezeigt. Diese Zahl kann - wie in der Arbeit gezeigt - auch deutlich

höher liegen. Die Graphen zeigen, dass es sich ab etwa 500 Betriebsstunden lohnt, einen Ferroelektret-EH einzusetzen. Dies ist aufgrund der Berechnung mit geringer Anregung als konservative Schätzung anzusehen. Weiterhin sind zusätzliche Manöver nicht eingerechnet bzw. in der Realität kann die Überlagerung mehrerer Frequenzen genutzt werden. Zudem ist die Spannweite des betrachteten Mechanismus relativ gering. Unter der Voraussetzung eines ausreichend großen Bauraums sind über die Erhöhung des Parameters l_{mech} noch deutlich größere Leistungen möglich. Die Zeit von 500 Stunden liegt unter den relevanten Wartungsintervallen des B- (1000 h), C- (3000 h) bzw. D-Checks (25000 h), wodurch die entwickelten Konzepte eine Alternative für Batterien in Flugzeugen darstellen.

9.4. Vergleich mit Kabeln

Der Vergleich mit Kabeln ist stark abhängig davon, wo genau Energy Harvesting betrieben wird, wie weit entfernt die Energieversorgung im Flugzeug ist und welcher Kabeltyp verwendet wird. Zudem ist ein Vergleich abhängig von der Leistungsaufnahme des jeweiligen Verbrauchers. Daher wird als erste Näherung ein leichtes Flugzeugkabel mit einer Schirmung betrachtet. Dieses hat eine Masse von etwa 20 g/m und damit den im Graphen dargestellten Zusammenhang von Länge und Masse. Die relevante Frage für den Vergleich ist, ob dieses Kabel leichter ist als der EH bzw. die Menge an EH, die notwendig sind, um einen Verbraucher zu betreiben. Der hier betrachtete EH besitzt eine Leistung pro Masse von 4mW kg^{-1} . Die rechte y -Achse zeigt die korrespondierende Länge eines Kabels, wenn gleich viel Masse eingesetzt wird. Bspw. lohnt es sich bei einem Leistungsbedarf von 2 mW ab etwa 25 m Kabellänge, die entwickelten EH Konzepte in Flugzeugstrukturen einzusetzen.

9.5. Zusammenfassung des Kapitels

In diesem Kapitel wurden abschließend die Konzepte mit dem Stand der Wissenschaft und Technik verglichen. Hierbei wurde die Fragestellung untersucht, unter welchen Bedingungen, die entwickelten Konzepte ein höheres Verhältnis der Metrik Leistung pro Masse bieten als andere Lösungen. Beim Vergleich mit dem Stand der Forschung zeigte sich, dass die entwickelten EH-Konzepte einerseits bei niedrigeren Frequenzen einsetzbar sind und andererseits höhere Leistungsmetriken aufwiesen als andere Ferroelektret-EH. Im Vergleich zu Piezokeramiken konnte anhand einer zusätzlichen Messung gezeigt werden, dass im sehr niederfrequenten Bereich deutlich weniger Verluste bei den Ferroelektret-EH auftreten. Beim Vergleich mit dem Stand der Technik wurden einerseits ein Vergleich mit unterschiedlichen Batterietypen, andererseits mit Kabeln durchgeführt. In beiden Fällen konnte ein Vorteil der entwickelten EH-Konzepte für den Einsatz im Flugzeug nachgewiesen

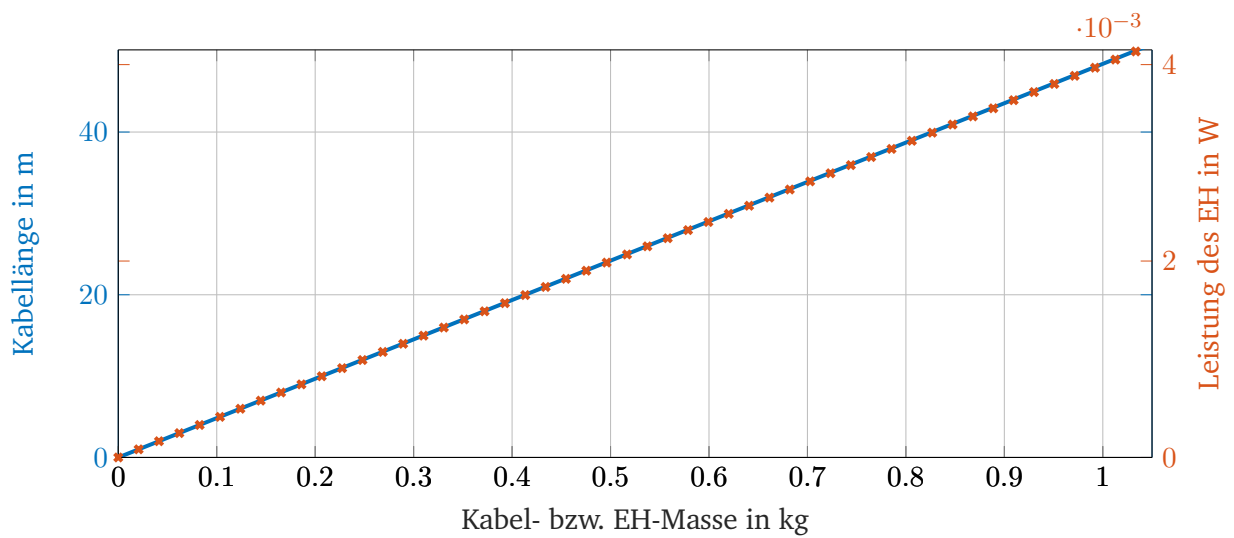


Abbildung 9.5.: Vergleich der Konzepte mit Kabeln

werden. Beim Vergleich mit Kabeln konnte abhängig von der Länge eines Flugzeugkabels dargestellt werden, dass ein praktischer Einsatz der entwickelten Konzepte schon bei wenigen Metern Kabellänge lohnenswert ist. Beim Vergleich mit Batterien wurde ein erheblicher Vorteil der entwickelten Ferroelektret-EH identifiziert. Dieser tritt schon deutlich vor relevanten Wartungsintervallen von Flugzeugen auf.

10. Zusammenfassung und Ausblick

Es folgt eine Zusammenfassung der wesentlichen Inhalte und Ergebnisse der Arbeit und ein Ausblick für die aufbauende zukünftige Forschung.

10.1. Zusammenfassung der Dissertation

In dieser Arbeit wurde die Eignung von Ferroelekturen als Wandlermaterial für Energy Harvesting in Flugzeugstrukturen untersucht. Durch ihre geringe Dichte können mit Ferroelekturen gewichtssparende EH-Systeme mit einem hohen Verhältnis von Leistung zu Masse realisiert werden. Dieses Verhältnis $P_{el,m}$ wurde als wesentliche Vergleichsmetrik für EH in Flugzeugen eingeführt.

In einer Diskussion des Stands der Forschung wurde im Detail auf Ferroelekturen hinsichtlich Wirkprinzip, Herstellung, Arten und Klassifikation eingegangen. Dabei wurde insbesondere ihre hohe mechanische Nachgiebigkeit und hohe Wandlerkonstanten bei sehr geringer Dichte thematisiert. Bei einer Analyse des Standes der Wissenschaft zu Ferroelektret-EH wurde identifiziert, dass der Großteil der Veröffentlichungen EH-Typen nach seismischem Prinzip mit einer Beschleunigungsanregung untersucht. Ein analytischer Vergleich mit einer typischen Piezokeramik zeigte, dass bei Ferroelekturen die umgesetzte elektrische Energie in einem Lastzyklus bei konstanter mechanischer Spannung und die Möglichkeit eines - im Vergleich zu Piezokeramiken - niederfrequenten resonanten Einsatzes nach seismischem Prinzip vorteilhaft sind. Zur Ausnutzung dieser Vorteile in Flugzeugstrukturen wurde eine mechanische Energieumformung als notwendiger Teil eines Ferroelektret-EH diskutiert und Forschungslücken im Bereich der Wegübersetzung zur direkten Ernte von Biege- bzw. Dehnungsenergie identifiziert. Weiterhin wurde festgestellt, dass keine Literaturquelle die geringere Materialsteifigkeit und -dichte von piezoelektrischen Polymeren als Vorteil für den Leichtbau untersucht. Diese Punkte wurden als Forschungslücke herausgearbeitet.

Es wurden die theoretischen Grundlagen zur Modellierung und experimentellen Untersuchung der Ferroelektret-EH vorgestellt. Unter anderem wurde eine Modellreduktionsmethode für piezomechanische Verbundmodelle ausgeführt, die in dieser Arbeit Verwendung fand.

Die Herleitung der Größenordnung von Schwingungsamplituden in einem Flugzeugflügel wurde diskutiert, wobei ein Flügelkastenmodell des NASA CRM eingesetzt wurde. Dabei wurde die Maximaldehnung zu

4,5 e – 5m/m bei 1,5 Hz im ruhigen Flug berechnet.

Im nächsten Kapitel wurde die Modellierung und experimentelle Validierung von Materialmodellen der untersuchten Ferroelektrite beschrieben. Hierfür wurden Versuche zur Bestimmung von unbekanntem Materialparametern und zur Überprüfung von Literaturdaten durchgeführt. Mit Versuchen nach seismischem Prinzip und mithilfe eines Vierpunkt-Biegeversuchs wurde das IXPP-Materialmodell validiert. Anhand des Biegeversuchs konnte nachgewiesen werden, dass keine Effekte in der Ebenenrichtung in einer für Energy Harvesting ausreichender Größenordnung nutzbar sind, was die Notwendigkeit einer mechanischen Energieumformung für die Entwicklung eines Ferroelektret-EH für Flügelstrukturen bekräftigte.

Am Beispiel des IXPP-Mechanismus wurde über eine analytische Modellierung gezeigt, dass diese Form der Energieumformung sowohl für eine reine Dehnungsanregung als auch für eine Biegeanregung vorteilhaft gegenüber Piezokeramiken eingesetzt werden kann. Die Übertragung des Konzeptes auf FE-Modelle im Zusammenhang mit einer Optimierung bzgl. drei unterschiedlicher Anregungsbedingungen erreichte Leistungsmetriken $P_{el,m}$ von $271 \mu\text{W kg}^{-1}$, 80mW kg^{-1} und $10,8 \text{mW kg}^{-1}$. Das Konzept der parallel-Tunnel FEP erreichte Leistungsmetriken von $P_{el,m} = 302,6 \mu\text{W kg}^{-1}$. Damit und mit späteren Ergebnissen können die Forschungsfragen 1 und 2 beantwortet werden. Bei der experimentellen Validierung mithilfe des Vierpunkt-Biegeversuchs wurde eine Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation erreicht. Der Modellabgleich beider Konzepte zeigte, dass die Konzepte mit linearen Materialmodellen für den Anwendungsfall simuliert werden können.

Zur Steigerung der Metrik $P_{el,m}$ und der absoluten Leistung wurden die zwei wesentlichen Möglichkeiten der Vergrößerung der EH und der Verwendung mehrerer EH diskutiert. Mit einem einseitig eingespannten Balken mit Dreiecksform wurde die Spannweite des Konzepts mit IXPP erhöht. Unter Zuhilfenahme eines leichten Kohlefaserrovings als mechanische Energieumformung konnte sowohl die absolute als auch relative Leistung gegenüber den Konzepten mit geringer Spannweite erhöht werden. In allen Fällen zeigte sich, dass zur Steigerung der Leistung eine Resonatormasse sinnvoll ist, diese jedoch die Leistungsmetrik $P_{el,m}$ vermindert.

Bei der Verwendung mehrerer EH unter periodischer Anordnung wurden Leistungen von 52mW/m^2 für das IXPP-Konzept und $2,6 \text{mW/m}^2$ für das parallel-Tunnel FEP-Konzept für den Fall der niederfrequenten Anregung im ruhigen Flug berechnet. Diese Ergebnisse können zudem Forschungsfrage 2 und 3 zugeordnet werden.

Weiterhin wurde ein Modell entwickelt, mit dem mehrere Ferroelektret-EH-Modelle an beliebige FE-Strukturen gekoppelt und effizient simuliert werden können. Zwei Balkenmodelle wurden als anschauliche Beispiele für die Simulation verwendet. Bei einer Anregung mit 1 N an einem Knoten in der Nähe der Einspannung wurden Leistungen von $51,97 \mu\text{W}$ und Leistungen pro Masse von $1,59 \text{mW kg}^{-1}$ beim 2 mm Balken sowie von $8,08 \mu\text{W}$ bzw. $21,10 \mu\text{W kg}^{-1}$ beim 5 mm Balken erreicht. Im mechanischen Übertragungsverhalten war

in beiden Fällen bei unterschiedlichen Abstimmfrequenzen eine deutliche Schwingungsminderung von bis zu 20 dB zu beobachten, die mit einer Leistungserhöhung einhergeht. Die Bandbreite der Schwingungsminderung zeigte sich dabei größer als die eines typischen Schwingungstilgers. Die Ergebnisse wurden als erster Schritt in Richtung der Verwendung von Ferroelekturen als Teil Energie erntender vibroakustischer Metamaterialien in Flugzeugen eingeordnet. Dies kann Forschungsfrage 3 zugeordnet werden. Damit kann Lärm gemindert und zugleich Energie für den Betrieb autarker Sensorknoten in Flügel- oder Rumpfstrukturen geerntet werden. Ergänzend wurden die Auswirkung einer ungleichmäßigen Resonatormasse diskutiert und die Leistung der Parallelschaltung der Konzepte mit einer für jede Frequenz optimalen Verschaltung verglichen.

Abschließend wurden die entwickelten Konzepte dieser Arbeit mit dem Stand der Wissenschaft und Technik hinsichtlich der für Flugzeuge relevanten Leistungsmetrik $P_{el,m}$ verglichen, womit Forschungsfrage 4 beantwortet wird. Dabei zeigten sich folgende Vorteile:

- Die entwickelten EH-Konzepte sind bei niedrigeren Frequenzen einsetzbar.
- Die EH-Konzepte weisen eine höhere Leistungsmetrik $P_{el,m}$ auf als andere Ferroelektret-EH.
- Im Vergleich zu Piezokeramiken wurde gezeigt, dass im sehr niederfrequenten Bereich deutlich weniger Verluste der elektrischen Spannung auftreten als bei den untersuchten Ferroelektret-EH.
- Im Vergleich mit Flugzeugkabeln ist je nach Länge des Kabels der Einsatz der entwickelten EH-Konzepte vorteilhaft.
- Beim Vergleich mit Batterien wurde ein erheblicher Vorteil der entwickelten Ferroelektret-EH identifiziert, der schon deutlich vor relevanten Wartungsintervallen von Flugzeugen auftritt.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse dieser Arbeit, wie Ferroelekturen als Kern masseneffizienter EH-Systeme in Flugzeugen eingesetzt werden können. Die Konzepte liefern sowohl in miniaturisierter als auch in skaliert Form Leistungen, mit denen sich drahtlose elektronische Verbraucher in Flugzeugen betreiben lassen.

10.2. Ausblick auf die zukünftige Forschung

Durch die Ergebnisse dieser Arbeit wurden mehrere Anknüpfungspunkte für weitere Forschungsarbeiten geschaffen. Diese können folgendermaßen formuliert werden:

- Für die weitere Erhöhung der Metrik Leistung pro Masse sind Konzepte mit mehrstufiger Wegübersetzung von Interesse. Diese können zusammen mit Resonatormassen für sehr niedrige Frequenzen ausgelegt werden.
- Für einen quantitativen Vergleich mit Lösungen nach seismischem Prinzip ist die Entwicklung einer Metrik im Sinne einer FOM von Interesse.
- Zur weiteren Untersuchung und Auslegung der periodischen Anordnung der Konzepte ist der Einsatz von Optimierungsmethoden unter Einbezug zentraler Parameter wie Geometrie, Wandlereigenschaften, Position und auch der elektrischen Verschaltung relevant.
- Zur effizienten Simulation und Optimierung ist weiterhin die Untersuchung der parametrischen Modellreduktion der Konzepte von großem Interesse.
- Schließlich wird die experimentelle Untersuchung der periodischen Anordnung der EH-Konzepte zum Nachweis der Eignung als vibroakustisches Metamaterial ein zentraler Punkt zukünftiger Arbeiten sein.

A. Anhang

A.1. Verbraucher mit geringer Leistungsaufnahme

Tabelle A.1.: Leistungsbedarf einiger drahtloser elektronischer Geräte, vgl. [23]

Elektronische Geräte	Leistungsbedarf
Elektronische Uhr oder Taschenrechner	1 μ W
Implantierte medizinische Geräte	10 μ W
HTC Touch Pro Telefon (aktiver Modus) ohne GPS	29, 1 μ W
Hörgeräte	100 μ W
Hörgeräte	1 mW
ET-Thermistor	3, 5 mW
HTC Touch Pro Telefon (aktiver Modus) ohne GPS	24, 8 mW
Bluetooth-Transceiver	45 mW
Palm MP3	100 mW
Fototransistor-Filter	150 mW

Weitere Verbraucher mit geringer Leistungsaufnahme sind in [169], [170], [171] oder [172] aufgeführt.

A.2. Herleitung der Leistung bei Dehnungsanregung im δ_{31} -Modus

Für die Verwendung des piezoelektrischen Materials im δ_{31} -Modus, wie in Abbildung 3.1 dargestellt vereinfachen sich Gleichungen 3.5 und 3.6 zu

$$S_1 = s_{11}^E T_1 + \delta_{31} E_3 \quad (\text{A.1})$$

und

$$D_3 = \delta_{31} T_1 + \epsilon_{33}^T E_3. \quad (\text{A.2})$$

Durch Eliminieren von T_1 in Gleichung 3.8 mit Gleichung 3.7 ergibt sich die Beziehung

$$D_3 = \delta_{31} \frac{S_1 - \delta_{31} E_3}{s_{11}} + \epsilon_{33}^T E_3 = \frac{\delta_{31}}{s_{11}} S_1 + \left(\epsilon_{33}^T - \frac{\delta_{31}^2}{s_{11}} \right) E_3 \quad (\text{A.3})$$

Mit $\epsilon_{33}^T - \frac{\delta_{31}^2}{s_{11}} = \epsilon_{33}^S$ (Index S für konstante Dehnung) kann die Gleichung 3.9 vereinfacht werden zu

$$D_3 = \frac{\delta_{31}}{s_{11}} S_1 + \epsilon_{33}^S E_3. \quad (\text{A.4})$$

Für die Fläche A_{piezo} und die Dicke t_{piezo} eines piezoelektrischen Wändlers ergeben sich die Beziehungen $D = \frac{Q_{el}}{A_{piezo}}$ mit der elektrischen Ladung q_{el} und $E = \frac{u_{el}}{t_{piezo}}$. Für den Fall der offenen Elektroden ($q_{el} = 0$) wird die Gleichung 3.10

$$u_{el} = -t_{piezo} \cdot \frac{\delta_{31}}{s_{11}} \cdot S_1 / \sqrt{2} \epsilon_{33}^S = -t_{piezo} \cdot \delta \cdot Y_1 \cdot S_1 / \sqrt{2} \epsilon_{33}^S \quad (\text{A.5})$$

mit dem Elastizitätsmodul des piezoelektrischen Materials Y_1 in Lastrichtung.

Mit Gleichung 3.3 wird die Beziehung

$$P_{el} = \frac{\delta_{31}^2 Y_1^2 A_{piezo} t_{piezo}}{4 \epsilon_{33}^S} \omega S_1^2 \quad (\text{A.6})$$

für die Leistung fern von der Resonanz aufgestellt werden, also ohne dynamische Dehnungsüberhöhung.

A.3. Materialmodell

Tabelle A.2.: Annahmen für das Materialmodell am Beispiel von IXPP

	Parameter	Quelle
	Dichte ρ	Literatur, Berechnung
	Geometrie, insbes, Dicke t	Herstellerangabe, Messung
elastische Größen	E-Modul $Y_1 = Y_2$	Literatur, Zugversuch
	E-Modul Y_3	Literatur, Berechnung
	Schubmodul $G_{13} = G_{23}$	Abschätzung
	Poison-Zahl ν_{12}	Abschätzung
elektrische Größen	Poison-Zahl $\nu_{13} = \nu_{23}$	Abschätzung
	Permittivität $\epsilon_{11} = \epsilon_{22}$	Literatur, Berechnung
	Permittivität ϵ_{33}	Literatur, Berechnung
elektromechanische Größen	Kapazität C_P	Messung
	Ladungskonstante δ_{33}	Literatur, Herstellerangabe, Messung
	Ladungskonstante $\delta_{31} = \delta_{32}$	Literatur, Messung, Ableitung
	Ladungskonstante δ_{15}	Abschätzung

A.4. Mittelwerte und Standardabweichungen verschiedener Eigenschaften der Ferroelektrite

Tabelle A.3.: Mittelwerte und Standardabweichungen verschiedener Eigenschaften der untersuchten IXPP Proben

Parameter	Mittelwert	Standardabweichung
t_p	165,75 μm	21,87 %
δ_{33}	453 pC N ⁻¹	24,06 %
C_p	302,4 pF	27,59 %

Tabelle A.4.: Mittelwerte und Standardabweichungen verschiedener Eigenschaften der untersuchten parallel-Tunnel FEP Proben

Parameter	Mittelwert	Standardabweichung
t_p	419,70 μm	14,94 %
δ_{33}	2709 pC N ⁻¹	53,04 %
C_p	58,8 pF	7,81 %

A.5. Materialeigenschaften unterschiedlicher Wandlerwerkstoffe

Tabelle A.5.: Materialeigenschaften unterschiedlicher Wandlerwerkstoffe

	IXPP	PIC 255 [144]	PVDF [14, 28, 173]
E-Modul Y_1 in GPa	0,133	71,79	3
E-Modul Y_3 in GPa	0,0011	91,24	10
Dichte in kg/m^3	480	7800	1790
Ladungskonstante δ_{33} in pC N^{-1}	400	394	-33
Ladungskonstante δ_{31} in pC N^{-1}	-0,252	-174	23
Rel. Permittivität ϵ_r in -	2,16	1750	10
FOM $\delta_{33}g_{33}$ in TPa^{-1}	8370	13,44	-10,89
FOM $\delta_{31}g_{31}$ in TPa^{-1}	0,003	2,6	5

A.6. Analytisches Modell des IXPP-Mechanismus unter Vernachlässigung der Mechanismus-StEIFigkeit

Werden die Dehnungsverluste im Mechanismus vernachlässigt, so führt eine konstante Dehnungsgröße \hat{S}_x in der Struktur zu einer Verformung des Punktes A des Mechanismus in x -Richtung von

$$\Delta x = \hat{S}_x l_{mech} \quad (A.7)$$

wobei l_{mech} die auf die x -Achse projizierte Länge des Mechanismusarms ist. Die x -Verschiebung des Punktes A führt zu einer z -Verschiebung des Punktes B , der den Kontaktpunkt zwischen Presse und Ferroelektretstapel darstellt. Der Abstand des Punktes B zur Torsionsfeder wird als vernachlässigbar klein angesehen. Unter der Annahme, dass c_{mech} viel größer ist als c_{ixpp} und unter Vernachlässigung von c_ϕ kann die Ausgangsverschiebung Δz des Mechanismus in Abhängigkeit von einer Eingangsverschiebung Δx beschrieben werden als

$$\frac{f_x}{f_z} = -\frac{\Delta z}{\Delta x} = \cot \alpha. \quad (A.8)$$

Es ist offensichtlich, dass bei Annäherung an den Winkel $\alpha = 0^\circ$ (mit $0 < \alpha < \pi/2$) die Dehnungsübertragung theoretisch maximiert wird. Allerdings sollte α nicht zu klein sein, da die Empfindlichkeit gegenüber Fertigungsunsicherheiten steigt und die maximal erreichbare Dehnung des Stapels abnimmt, was zu einer Verringerung der maximal erreichbaren Leistung führt. Unter Verwendung von Gleichung 3.13 kann die Leistung

$$P_{el} = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^2 A_p t_p}{2\epsilon_{33}} \omega S_3^2 n_p \quad (A.9)$$

abgeleitet werden, die abhängig von der Schichtenanzahl n_p im Stapel ist. Mit

$$S_3 = \frac{\Delta z}{n_p t_p} = -\frac{\cot(\alpha) \Delta x}{n_p t_p} = -\frac{S_1 l_{mech} \cot(\alpha)}{n_p t_p} = -\frac{S_1 l_{mech}^2}{n_p^2 t_p^2} \quad (A.10)$$

(l_{mech} muss stärker ansteigen als n_p um die Dehnung S_3 zu erhöhen) und durch Ersetzen von S_3 in Gleichung A.9, kann die elektrische Leistung hergeleitet werden zu

$$P_{el} = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^2 A_p}{2\epsilon_{33}} \omega \frac{S_1^2 l_{mech}^4}{n_p^3 t_p^3} = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^2 l_{mech}^4 A_p}{2\epsilon_{33} n_p^3 t_p^3} \omega S_1^2. \quad (A.11)$$

Diese kann weiter vereinfacht werden zu

$$P_{el} = k_{33}^2 c_{stack} \frac{l_{mech}^4}{2n_p^2 t_p^2} \omega S_1^2 \quad (A.12)$$

unter Verwendung der Gleichungen 2.1 und 6.3. Für ein piezoelektrisches Material mit konstanten Materialeigenschaften und konstanter Dicke t_p , was auf die verwendeten IXPP Ferroelektrete zutrifft, verbleiben die Designparameter der projizierten Mechanismusslänge l_{mech} , der Kantenlänge des Stapels l_p und die Schichtenanzahl n_p neben der Anregungsamplitude \hat{S}_x und -frequenz ω . Daher kann bei Vernachlässigung von Dehnungsverlusten im Mechanismus und von Dehngrenzen in den Materialien die Leistung maximiert werden, indem der EH auf eine maximale Größe skaliert wird - im Sinne von l_{mech} - und indem genau eine Schicht mit maximal möglicher Größe verwendet wird.

Materialauswahl

Die Materialien im Mechanismus haben eine Streckgrenze, die bei der Konstruktion berücksichtigt werden muss. Die maximal zulässige Dehnung von IXPP beträgt etwa 5 bis 10 % [143]. Der letztgenannte Wert wird in dieser Arbeit als charakteristische Randbedingung verwendet. Die entstehenden Spannungen im Mechanismus in Abhängigkeit der Länge l_{mech} und für eine variable Anzahl von Schichten im Stapel sind in Abbildung A.1 links dargestellt. Sie werden mit Hilfe von Gleichung A.10 für den Fall berechnet, dass der Ferroelektretstapel mit der maximal möglichen Spannung angeregt wird. Eine Ferroelektretlänge von $l_p = 0,01$ m und eine Mechanismusquerschnittsfläche von $A_{mech} = 2 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2$ werden entsprechend den in der Arbeit diskutierten Topologien gewählt. Die Streckgrenzen von Baustahl, Aluminium und Holz sind als horizontale Linien dargestellt. Die Markierungen zeigen die Schnittpunkte der EH-Topologien mit der Streckgrenze des gewählten Mechanismusmaterials Stahl. Diese stellen die maximal zulässigen Längen mit den entsprechenden Lagenzahlen dar, bei denen der Mechanismuswerkstoff beginnt, sich irreversibel zu verformen. Bei einer geringen Anzahl von Schichten im EH wird die Streckgrenze bereits bei kleinen Armlängen erreicht. Um dies zu verhindern, muss die Querschnittsfläche des Mechanismus vergrößert werden, wodurch der EH schwerer wird. Durch Erhöhung der Anzahl der Schichten im Stapel und der Länge des Mechanismusarms kann gleichzeitig der Materialverbrauch verringert werden.

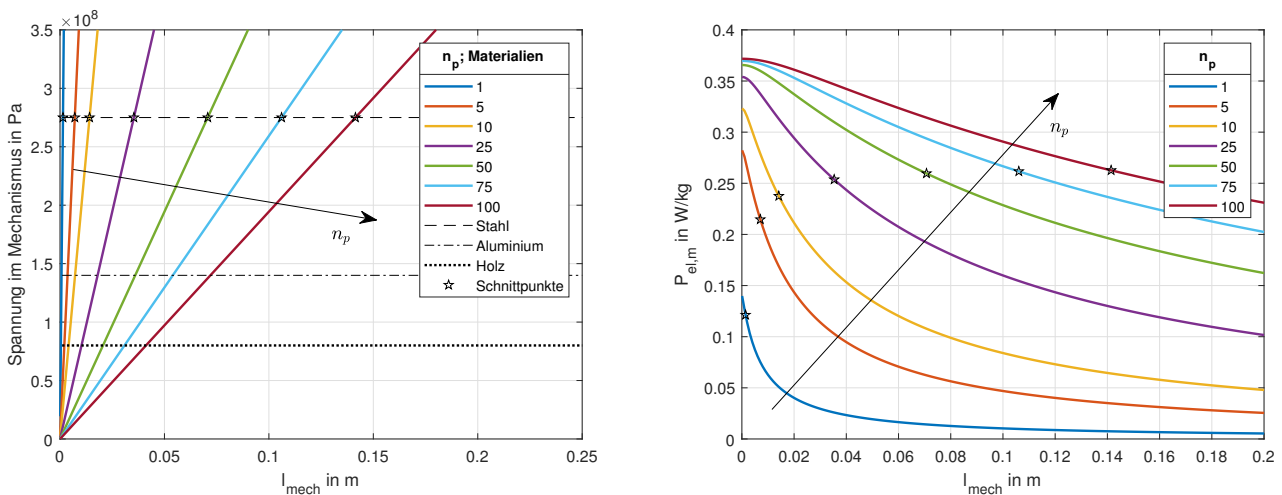


Abbildung A.1.: Auftretende Spannungen im Arm des Mechanismus in Abhängigkeit von der Armlänge bei unterschiedlicher Anzahl von Schichten, wenn der Ferroelektret-Stapel mit maximaler Spannung angeregt wird (links). Geschätzte maximale Leistung pro EH-Masse für eine variable Anzahl von IXPP-Schichten im Stapel in Form der Gleichung A.15 (rechts)

Quasistatische Leistung

Für den Einsatz in Leichtbaustrukturen wie Flugzeugen ist das Konstruktionsziel eines EH die Maximierung des Verhältnisses zwischen der erzeugten elektrischen Leistung und der Gesamtmasse der EH im Sinne der Gleichung 1.1 mit

$$m_{EH} = m_p + m_{mech} = l_p^2 \cdot t_p \cdot n_p \cdot \rho_p + v_{mech} \cdot \rho_{mech} \quad (\text{A.13})$$

wobei das Volumen der Mechanikteile v_{mech} von der detaillierten Geometrie abhängt. Für den Fall einer konstanten Querschnittsfläche A_{mech} , wie in dieser Arbeit angenommen, ist das Volumen der Mechanismusteile

$$v_{mech} = l_{mech} \cdot A_{mech} / \cos(\alpha). \quad (A.14)$$

Mit den Gleichungen 1.1, A.12, A.13 und A.14 ergibt sich die Beziehung

$$P_{el,rel} = \frac{\delta_{33}^2 Y_3^2 l^4}{2\epsilon_{33} n_p^3 t_p^3} \omega S_1^2 / (l_p^2 \cdot t_p \cdot n_p \cdot \rho_p + \frac{l_{mech}}{\cos(\alpha)} \cdot A_{mech} \cdot \rho_{mech}). \quad (A.15)$$

Die Ergebnisse im Sinne der Gleichung A.15 sind in der Abbildung A.1 (rechts) für eine theoretische Dehnungsanregung des IXPP-Ferroelektrets mit der reversiblen Dehnungsgrenze von 10 % dargestellt. Die Ferroelektretlänge l_p und die Querschnittsfläche des Mechanismus A_{mech} sind gleich gewählt wie für die Berechnungen in Abbildung A.1. Die Anregungsfrequenz wird nach [10] auf 1,5 Hz gesetzt. Die Markierungen stellen die maximal erreichbare Leistung des Mechanismus für die jeweilige Schichtenanzahl dar, wenn die Streckgrenze des Materials berücksichtigt wird, die aus der Abbildung A.1 abgeleitet ist. Es ist zu beobachten, dass mit zunehmender Anzahl von Ferroelektret-Schichten die Leistungsabgabe pro Masse erhöht wird. Der Anstieg verlangsamt sich jedoch merklich bei einer hohen Anzahl von Schichten. Die Erhöhung deutet darauf hin, dass bei Vernachlässigung der Spannungsverluste keine andere optimale Lösung gefunden werden kann als die unendliche Erhöhung der EH-Größe. Außerdem werden unter den genannten Annahmen relativ hohe Werte für $P_{el,rel}$ erreicht. Daher sind die Ergebnisse der Abbildung A.1 (rechts) als obere theoretische Grenze anzusehen. Reale Mechanismen weisen jedoch einen Wirkungsgrad von weniger als 100 % auf. Dies wird mit Hilfe eines FE-Modells im nächsten Teil dieser Arbeit behandelt. Da die optimale Lösung von der Streckgrenze der Materialien abhängt, ist sie auch stark von der Anregungsamplitude abhängig.

A.7. Algorithmus zur Optimierung des analytischen Modells bei Biegungsanregung

Algorithmus 1 Pseudocode zur Optimierung der elektrisch umgesetzten Energie pro eingesetzter EH-Masse

Eingabe: $l_{mech}, w_{mech}, n_p, a_p \geq 0$

Ausgabe: $f_{obj} = -W_{el}/m_{EH} = f(r_{host}, t_{host}, l_{mech}, n_p, Y_m, Y_p, A_m, A_p)$

```
for  $T_{host} = T_{host,var}$  do
  for  $r_{host} = r_{host,var}$  do
    if  $S_{host} \geq S_{host,max}$  then
       $f_{obj} \leftarrow 0$ 
      return
    else if  $S_{piezo} \geq S_{piezo,max}$  then
       $f_{obj} \leftarrow 0$ 
      return
    else if  $S_{mech} \geq S_{mech,max}$  then
       $f_{obj} \leftarrow 0$ 
      return
    end if
     $min_{surrogat}(f_{obj})$ 
    [ $x_{par,opt,so}, f_{obj,opt,surrogat}$ ]
    if  $n_{gen} = n_{max,gen}$  OR  $f_{obj,n} - f_{obj,n-1} \leq tolerance$  then
       $min_{sqp}(f_{obj}(x_{par,opt,surrogat}))$ 
      [ $x_{par,opt}, f_{obj,opt}$ ]
    end if
  end for
end for
```

A.8. Dreiecksbalken zur Leistungssteigerung

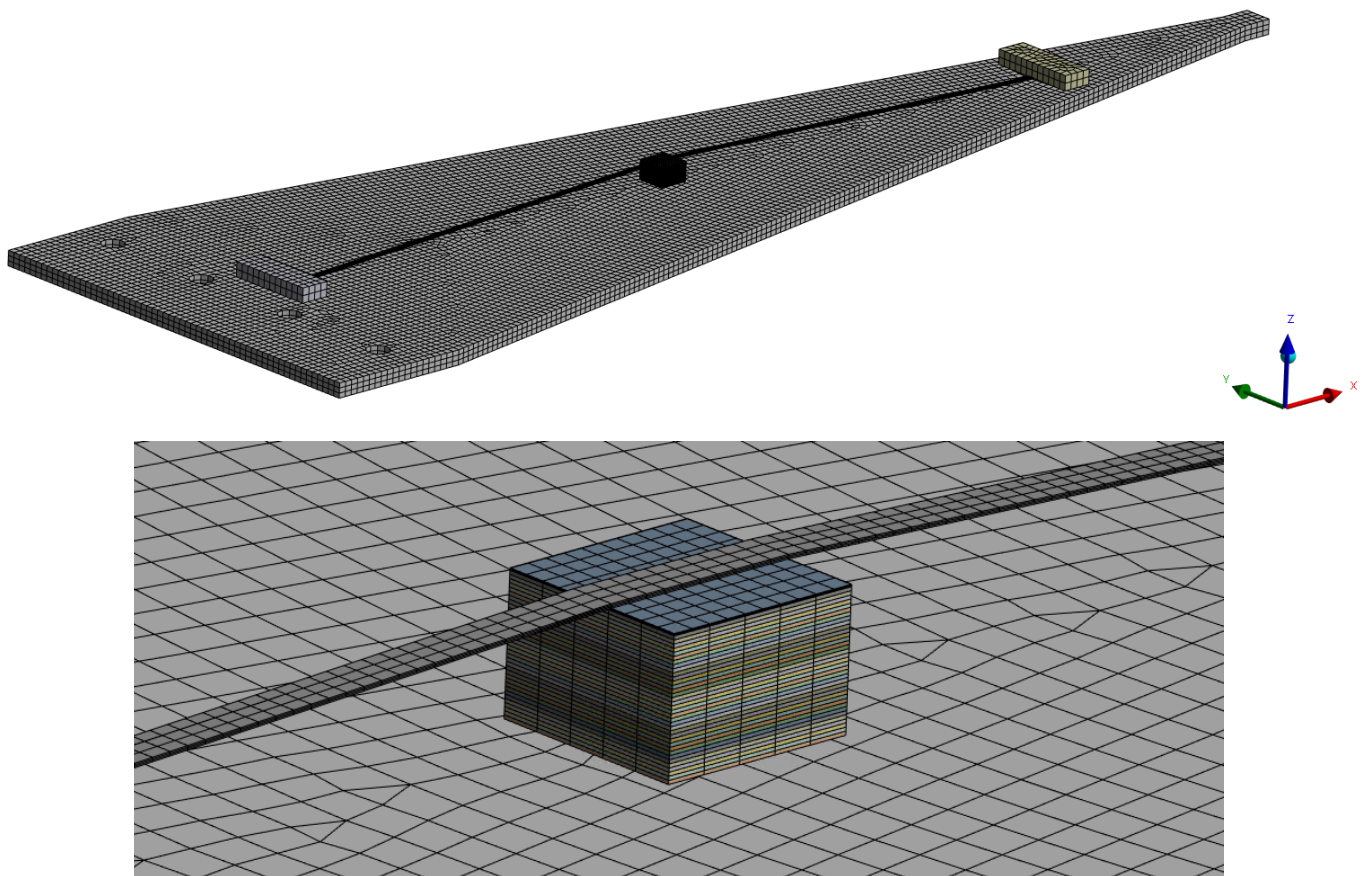


Abbildung A.2.: FE-Netz des Dreiecksbalkens mit IXPP-Mechanismus

A.9. Ergebnisse der Clusterstudien

Tabelle A.6.: Maximale Leistung und Leistung pro Masse bei der jeweiligen Abstimmfrequenz für den Balken mit 2 mm Dicke

Eigenfrequenz in Hz	m_{seism} in kg	Maximale Leistung in W	Maximale Leistung pro Clustermasse in $W\ kg^{-1}$	Maximale normalisierte Leistung in $W\ W^{-1}$
–	0	$1,97e-9$	$3,26e-7$	$6,42e-6$
6,7287	$1,90e+1$	$5,06e-7$	$1,11e-9$	$1,53e-2$
28,837	1,03	$2,79e-6$	$1,13e-7$	$5,17e-2$
41,931	$4,88e-1$	$1,87e-5$	$1,59e-6$	$4,36e-2$
93,890	$9,74e-2$	$2,55e-6$	$1,09e-6$	$2,00e-1$
117,65	$6,20e-2$	$1,63e-5$	$1,09e-5$	$4,14e-2$
180,42	$2,64e-2$	$1,41e-5$	$2,20e-5$	$4,28e-2$
181,05	$2,62e-2$	$1,29e-5$	$2,04e-5$	$4,44e-2$
231,47	$1,60e-2$	$1,68e-5$	$4,31e-5$	$1,15e-1$
246,98	$1,41e-2$	$6,63e-6$	$1,93e-5$	$4,94e-2$
298,18	$9,65e-3$	$1,76e-6$	$7,41e-6$	$1,79e-2$
348,03	$7,09e-3$	$9,06e-7$	$5,14e-6$	$3,11e-3$
387,40	$5,72e-3$	$1,83e-6$	$1,28e-5$	$1,27e-2$
449,72	$4,24e-3$	$6,41e-6$	$5,94e-5$	$3,75e-2$
483,61	$3,67e-3$	$6,06e-6$	$6,44e-5$	$3,18e-2$
486,43	$3,63e-3$	$5,96e-6$	$6,40e-5$	$3,05e-2$
542,09	$2,92e-3$	$4,19e-6$	$5,50e-5$	$1,24e-2$
579,10	$2,56e-3$	$4,79e-6$	$7,10e-5$	$2,11e-2$
638,88	$2,10e-3$	$8,26e-6$	$1,46e-4$	$3,85e-2$
650,29	$2,03e-3$	$8,90e-6$	$1,62e-4$	$4,58e-2$
655,10	$2,00e-3$	$9,15e-6$	$1,69e-4$	$4,94e-2$
698,69	$1,76e-3$	$1,87e-5$	$3,87e-4$	$8,74e-2$
792,16	$1,37e-3$	$1,84e-5$	$4,74e-4$	$4,35e-2$
810,27	$1,31e-3$	$2,56e-5$	$6,85e-4$	$4,35e-2$
850,30	$1,19e-3$	$4,79e-5$	$1,39e-3$	$6,33e-2$
877,92	$1,11e-3$	$5,20e-5$	$1,59e-3$	$7,47e-2$
946,05	$9,59e-4$	$4,09e-5$	$1,41e-3$	$7,60e-2$

Tabelle A.7.: Maximale Leistung und Leistung pro Masse bei der jeweiligen Abstimmfrequenz für den Balken mit 5 mm Dicke

Eigenfrequenz in Hz	m_{seism} in kg	Maximale Leistung in W	Maximale Leistung pro Cluster­masse in $W\ kg^{-1}$	Maximale normalisierte Leistung in $W\ W^{-1}$
–	0	$1,00\ e - 11$	$1,66\ e - 9$	$8,80\ e - 7$
16,814	3,04	$1,27\ e - 7$	$1,74\ e - 9$	$3,49\ e - 2$
71,806	$1,66\ e - 1$	$5,03\ e - 7$	$1,26\ e - 7$	$2,67\ e - 1$
104,74	$7,82\ e - 2$	$1,53\ e - 6$	$8,14\ e - 6$	$3,23\ e - 1$
233,76	$1,57\ e - 2$	$8,08\ e - 6$	$2,11\ e - 5$	$4,09\ e - 1$
293,72	$9,95\ e - 3$	$4,20\ e - 6$	$1,72\ e - 5$	$2,22\ e - 1$
449,10	$4,26\ e - 3$	$2,20\ e - 6$	$2,03\ e - 5$	$4,65\ e - 2$
451,81	$4,20\ e - 3$	$2,03\ e - 6$	$1,90\ e - 5$	$4,34\ e - 2$
577,16	$2,58\ e - 3$	$3,88\ e - 7$	$5,72\ e - 6$	$1,18\ e - 2$
615,07	$2,27\ e - 3$	$1,45\ e - 7$	$2,39\ e - 6$	$6,59\ e - 3$
698,88	$1,76\ e - 3$	$1,43\ e - 7$	$2,96\ e - 6$	$6,34\ e - 3$
741,86	$1,56\ e - 3$	$7,23\ e - 8$	$1,66\ e - 6$	$3,65\ e - 3$
865,01	$1,15\ e - 3$	$4,06\ e - 8$	$1,21\ e - 6$	$2,13\ e - 3$
965,06	$9,22\ e - 4$	$1,02\ e - 7$	$3,62\ e - 6$	$4,25\ e - 3$

A.10. Batteriedaten

Tabelle A.8.: Übersicht 1 Batterieeigenschaften

	LR1130AG10	CR1/3N	AA, Mignon LR6	AAA, Micro LR03
U_{el} in V	1,5	3	1,5	1,5
Kapazität in mAh	21	160	1.200 - 3.000	500 - 1.100
W_{el} in Wh	0,030	0,48	1,8 - 4,5	0,75 - 1,65
m in g	1,1	3,3	23,3	11,2
$\frac{W_{el}}{m}$ in $\frac{Wh}{g}$	0,027	0,146	0,077 - 0,193	0,067 - 0,147

Tabelle A.9.: Übersicht 2 Batterieeigenschaften

	LR1, E90	CR123A	CR2032	CR1620
U_{el} in V	1,5	3	3	3
Kapazität in mAh	700 - 1.000	1.400 - 1.700	220 - 240	70 - 90
W_{el} in Wh	1,05 - 1,5	4,2 - 5,1	0,66 - 0,72	0,21 - 0,27
m in g	9	16	3,1	1,2
$\frac{W_{el}}{m}$ in $\frac{Wh}{g}$	0,117 - 0,167	0,263 - 0,319	0,213 - 0,232	0,175 - 0,225

Literaturverzeichnis

- [1] **Zhang, Xiaoqing und Sessler, Gerhard M.** Vibration energy harvesting with piezoelectrets and electrets. In: *Journal of Physics: Conference Series* 1052 (2018), S. 012140. ISSN: 1742-6588. DOI: 10.1088/1742-6596/1052/1/012140.
- [2] **Sampigethaya, Krishna und Poovendran, Radha.** Aviation Cyber-Physical Systems: Foundations for Future Aircraft and Air Transport. In: *Proceedings of the IEEE* 101.8 (2013), S. 1834–1855. ISSN: 0018-9219. DOI: 10.1109/JPROC.2012.2235131.
- [3] **Durand-Estèbe, P. u. a.** Energy Harvesting for Wireless in Flight Testing on A321 Aircraft. Hrsg. von **More Electric Aircraft, ONERA.** TOULOUSE, 2015.
- [4] **dos Santos, Luís Gustavo.** EMBRAER Perspective on the Challenges for the Introduction of Scheduled SHM (S-SHM) Applications into Commercial Aviation Maintenance Programs. In: *Key Engineering Materials* 558 (2013), S. 323–330. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.558.323.
- [5] **Briand, Danick und Yeatman, Eric M.** Micro energy harvesting. Bd. 12. *Advanced micro & nanosystems.* Weinheim: Wiley-VCH, 2015. ISBN: 978-3-527-67293-6. DOI: 10.1002/9783527672943.
- [6] **Bundesverband der Deutschen Luftverkehrswirtschaft.** Klimaschutz im Luftverkehr: Analyse der Klimaschutzinstrumente im Luftverkehr zur CO₂-Reduktion. URL: <https://www.bdl.aero/de/publikation/analyse-der-klimaschutzinstrumente-im-luftverkehr-zur-co2-reduktion/>.
- [7] **Lee, D. S. u. a.** The contribution of global aviation to anthropogenic climate forcing for 2000 to 2018. In: *Atmospheric environment (Oxford, England : 1994)* 244 (2021), S. 117834. ISSN: 1352-2310. DOI: 10.1016/j.atmosenv.2020.117834.
- [8] **Ray, Chase A. und Anton, Steven R.** Multilayer piezoelectret foam stack for vibration energy harvesting. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 28.3 (2017), S. 408–420. ISSN: 1045-389X. DOI: 10.1177/1045389X16657420.
- [9] **Zelenika, Saša u. a.** Energy Harvesting Technologies for Structural Health Monitoring of Airplane Components-A Review. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 20.22 (2020). DOI: 10.3390/s20226685.
- [10] **Holzmann, Hendrik u. a.** Demonstration of energy harvesting with piezoelectrets in aircraft structures with a simplified structure based on a NASA wingbox model. In: *In Proceedings of ISMA2020* (2020), S. 2763–2774.
- [11] **Holzmann, Hendrik u. a.** Investigation of biogenic materials and ferroelectrets for energy harvesting on vibrating aircraft structures. In: *CEAS Aeronautical Journal* 2.10 (2021), S. 299. ISSN: 1869-5582. DOI: 10.1007/s13272-021-00502-0.
- [12] **Anton, Steven R. und Sodano, Henry A.** A review of power harvesting using piezoelectric materials (2003–2006). In: *Smart Materials and Structures* 16.3 (2007), R1–R21. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/0964-1726/16/3/R01.
- [13] **Safaei, Mohsen, Sodano, Henry A. und Anton, Steven R.** A review of energy harvesting using piezoelectric materials: state-of-the-art a decade later (2008–2018). In: *Smart Materials and Structures* 28.11 (2019), S. 113001. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/ab36e4.

-
- [14] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Ferroelectret nanogenerator with large transverse piezoelectric activity. In: *Nano Energy* 50 (2018), S. 52–61. ISSN: 22112855. DOI: 10.1016/j.nanoen.2018.05.016.
- [15] **Sessler, Gerhard M. und Hillenbrand, J.** Figure of merit of piezoelectret transducers for pulse-echo or transmit-receive systems for airborne ultrasound. In: *Applied Physics Letters* 103.12 (2013), S. 122904. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.4821647.
- [16] **Di Sante, Raffaella.** Fibre Optic Sensors for Structural Health Monitoring of Aircraft Composite Structures: Recent Advances and Applications. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 15.8 (2015), S. 18666–18713. DOI: 10.3390/s150818666. URL: <https://www.mdpi.com/1424-8220/15/8/18666/html#B53-sensors-15-18666>.
- [17] **Rivers, Melissa.** NASA Common Research Model. URL: <https://commonresearchmodel.larc.nasa.gov/>.
- [18] **Glynne-Jones, P. u. a.** An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 110.1-3 (2004), S. 344–349. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2003.09.045.
- [19] **Mitcheson, P. D. u. a.** MEMS electrostatic micropower generator for low frequency operation. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 115.2-3 (2004), S. 523–529. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2004.04.026.
- [20] **Pondrom, Perceval.** Elektret- und Piezoelektret-Wandler für Körperschallaufnahme und Energy-Harvesting. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2018.
- [21] **Kornbluh, Roy D. u. a.** Electroelastomers: applications of dielectric elastomer transducers for actuation, generation, and smart structures. In: *Smart Structures and Materials 2002: Industrial and Commercial Applications of Smart Structures Technologies*. Hrsg. von **McGowan, Anna-Maria R.** SPIE Proceedings. SPIE, 2002, S. 254–270. DOI: 10.1117/12.475072.
- [22] **Kaal, William.** Dielektrische Elastomer-Stapelaktoren mit gelochten Elektroden für strukturdynamische Anwendungen. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [23] **Rafique, Sajid.** Piezoelectric Vibration Energy Harvesting. Cham: Springer International Publishing, 2018. ISBN: 978-3-319-69440-5. DOI: 10.1007/978-3-319-69442-9.
- [24] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Mechanical energy harvesting with ferroelectrets. In: *IEEE Electrical Insulation Magazine* 36.6 (2020), S. 47–58. ISSN: 0883-7554. DOI: 10.1109/MEI.2020.9222634.
- [25] **Erturk, Alper und Inman, D. J.** Piezoelectric energy harvesting. Chichester: Wiley, 2011. ISBN: 047068254X.
- [26] **Anton, Steven R.** Multifunctional Piezoelectric Energy Harvesting Concepts. Dissertation. Virginia Polytechnic Institute and State University, 2011.
- [27] **Anton, Steven R. und Inman, Daniel J.** Vibration energy harvesting for unmanned aerial vehicles. In: *Active and Passive Smart Structures and Integrated Systems 2008*. Hrsg. von **Ahmadian, Mehdi.** SPIE Proceedings. SPIE, 2008, S. 692824. DOI: 10.1117/12.774990.
- [28] **Sappati, Kiran Kumar und Bhadra, Sharmistha.** Piezoelectric Polymer and Paper Substrates: A Review. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 18.11 (2018). DOI: 10.3390/s18113605.
- [29] **Keddis, Sherif Adel Thabet.** Energy Harvesting in der Praxis: Anwendungen auf Basis piezoelektrischer PVDF-Folien. Dissertation. 2020.
- [30] **Li, Huidong, Tian, Chuan und Deng, Z. Daniel.** Energy harvesting from low frequency applications using piezoelectric materials. In: *Applied Physics Reviews* 1.4 (2014), S. 041301. DOI: 10.1063/1.4900845.

-
- [31] **Bauer, Siegfried, Gerhard-Mulhaupt, Reimund und Sessler, Gerhard M.** Ferroelectrets: Soft Electroactive Foams for Transducers. In: *Physics Today* 57.2 (2004), S. 37–43. ISSN: 0031-9228. DOI: 10.1063/1.1688068.
- [32] **Ma, Xingchen, Zhang, Xiaoqing und Fang, Peng.** Flexible film-transducers based on polypropylene piezoelectrets: Fabrication, properties, and applications in wearable devices. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 256 (2017), S. 35–42. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2017.01.014.
- [33] **Daryadel, Mahsa und Azdast, Taher.** A newly developed layered model to analytically predict the piezoelectric property of polymeric foams: Cellular geometry consideration. In: *Journal of Applied Polymer Science* 139.17 (2022), S. 52025. ISSN: 0021-8995. DOI: 10.1002/app.52025.
- [34] **Savolainen, A. und Kirjavainen, K.** Electrothermomechanical Film. Part I. Design and Characteristics. In: *Journal of Macromolecular Science: Part A - Chemistry* 26.2-3 (1989), S. 583–591. ISSN: 0022-233X. DOI: 10.1080/00222338908051994.
- [35] **Tateishi, Kazuyoshi und Hoshino, Yasushi.** Corona Current Control by Mesh Grid. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* IA-17.6 (1981), S. 606–609. ISSN: 0093-9994. DOI: 10.1109/TIA.1981.4504011.
- [36] **Wegener, Michael und Bauer, Siegfried.** Microstorms in cellular polymers: a route to soft piezoelectric transducer materials with engineered macroscopic dipoles. In: *Chemphyschem : a European journal of chemical physics and physical chemistry* 6.6 (2005), S. 1014–1025. ISSN: 1439-4235. DOI: 10.1002/cphc.200400517.
- [37] **Böse, Holger,** Hrsg. Smart Materials: Eigenschaften und Einsatzpotenziale für die Mechatronik. 1. Auflage. Konstruktionspraxis. Würzburg: Vogel Communications Group, 2023. ISBN: 978-3834333889.
- [38] **Zhang, Xiaoqing, Sessler, Gerhard M. und Hillenbrand, Joachim.** Improvement of piezoelectric coefficient of cellular polypropylene films by repeated expansions. In: *Journal of Electrostatics* 65.2 (2007), S. 94–100. ISSN: 03043886. DOI: 10.1016/j.elstat.2006.07.006.
- [39] **Sessler, Gerhard M. und Hillenbrand, J.** Electromechanical response of cellular electret films. In: *10th International Symposium on Electrets (ISE 10). Proceedings (Cat. No.99 CH36256)*. IEEE, 22-24 Sept. 1999, S. 261–264. ISBN: 0-7803-5025-1. DOI: 10.1109/ISE.1999.832037.
- [40] **Lekkala, Jukka u. a.** EMF force sensor - A flexible and sensitive electret film for physiological applications. In: *Med. Biol. Eng. Comput.* 34, 67 (1996).
- [41] **Neugschwandtner, Gerhard S. u. a.** Large and broadband piezoelectricity in smart polymer-foam space-charge electrets. In: *Applied Physics Letters* 77.23 (2000), S. 3827–3829. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.1331348.
- [42] **Gerhard-Mulhaupt, R.** Less can be more. Holes in polymers lead to a new paradigm of piezoelectric materials for electret transducers. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 9.5 (2002), S. 850–859. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2002.1038668.
- [43] **Kressmann, Reiner.** Linear and nonlinear piezoelectric response of charged cellular polypropylene. In: *Journal of Applied Physics* 90.7 (2001), S. 3489–3496. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.1398597.
- [44] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Piezoelectric properties of irradiation-crosslinked polypropylene ferroelectrets. In: *Applied Physics Letters* 91.18 (2007), S. 182901. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.2803316.
- [45] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Quasi-static and dynamic piezoelectric d 33 coefficients of irradiation cross-linked polypropylene ferroelectrets. In: *Journal of Materials Science* 44.10 (2009), S. 2459–2465. ISSN: 0022-2461. DOI: 10.1007/s10853-009-3312-3.

-
- [46] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Low-Cost, Large-Area, Stretchable Piezoelectric Films Based on Irradiation-Crosslinked Poly(propylene). In: *Macromolecular Materials and Engineering* 299.3 (2014), S. 290–295. ISSN: 14387492. DOI: 10.1002/mame.201300161.
- [47] **Hu, Z. und Seggern, Heinz von.** Breakdown-induced polarization buildup in porous fluoropolymer sandwiches: a thermally stable piezoelectret. In: *Journal of Applied Physics* 99.2 (2006), S. 024102. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.2161825.
- [48] **Zhang, Xiaoqing, Hillenbrand, J. und Sessler, Gerhard M.** Ferroelectrets with improved thermal stability made from fused fluorocarbon layers. In: *Journal of Applied Physics* 101.5 (2007), S. 054114. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.2562413.
- [49] **Wang, Xuewen u. a.** Mechanical and electrical properties of laminated polytetrafluoroethylene films. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 18.1 (2011), S. 57–63. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2011.5704493.
- [50] **Zhukov, Sergey, Fedosov, Sergey und Seggern, Heinz von.** Piezoelectrets from sandwiched porous polytetrafluoroethylene (ePTFE) films: influence of porosity and geometry on charging properties. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 44.10 (2011), S. 105501. ISSN: 0022-3727. DOI: 10.1088/0022-3727/44/10/105501.
- [51] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Quasi-static and dynamic piezoelectric responses of layered polytetrafluoroethylene ferroelectrets. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 47.1 (2014), S. 015501. ISSN: 0022-3727. DOI: 10.1088/0022-3727/47/1/015501.
- [52] **Zhukov, Sergey u. a.** Analytical prediction of the piezoelectric d33 response of fluoropolymer arrays with tubular air channels. In: *Scientific reports* 8.1 (2018), S. 4597. DOI: 10.1038/s41598-018-22918-1.
- [53] **Zhang, Xiaoqing, Sessler, Gerhard M. und Wang, Yujie.** Fluoroethylenpropylene ferroelectret films with cross-tunnel structure for piezoelectric transducers and micro energy harvesters. In: *Journal of Applied Physics* 116.7 (2014), S. 074109. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.4893367.
- [54] **Wang, Yujie, Wu, Liming und Zhang, Xiaoqing.** Energy harvesting from vibration using flexible fluoroethylenpropylene piezoelectret films with cross-tunnel structure. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 22.3 (2015), S. 1349–1354. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2015.7116321.
- [55] **Zhang, Xiaoqing u. a.** Vibration-based energy harvesting with piezoelectrets having high d31 activity. In: *Applied Physics Letters* 108.19 (2016), S. 193903. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.4948649.
- [56] **Holzmann, Hendrik, Park, Ye Ji und Atzrodt, Heiko.** Simulation-Based Design and Experimental Validation of a Ferroelectret Strain Energy Harvester for Lightweight Structures. In: *Proceedings of ASME 2021 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems (SMASIS 2021)*. DOI: 10.1115/SMASIS2021-68305.
- [57] **Ma, Xingchen u. a.** Soft, Multifunctional, Robust Film Sensor Using a Ferroelectret with Significant Longitudinal and Transverse Piezoelectric Activity for Biomechanical Monitoring. In: *ACS applied materials & interfaces* 14.45 (2022), S. 51291–51300. DOI: 10.1021/acsami.2c14378.
- [58] **Sborikas, Martynas u. a.** Screen printing for producing ferroelectret systems with polymer-electret films and well-defined cavities. In: *Applied Physics A* 114.2 (2014), S. 515–520. ISSN: 0947-8396. DOI: 10.1007/s00339-013-7998-3.
- [59] **Zhukov, Sergey u. a.** Biodegradable cellular polylactic acid ferroelectrets with strong longitudinal and transverse piezoelectricity. In: *Applied Physics Letters* 117.11 (2020), S. 112901. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/5.0023153.

-
- [60] **Ben Dali, Omar u. a.** Biodegradable 3D-printed ferroelectret ultrasonic transducer with large output pressure. In: *2021 IEEE International Ultrasonics Symposium (IUS)*. IEEE, 2021, S. 1–4. ISBN: 978-1-6654-0355-9. DOI: 10.1109/IUS52206.2021.9593738.
- [61] **Ma, Xingchen u. a.** Disposable Sensors Based on Biodegradable Polylactic Acid Piezoelectret Films and Their Application in Wearable Electronics. In: *SSRN Electronic Journal* (2022). DOI: 10.2139/ssrn.4092669.
- [62] **Ma, Xingchen u. a.** Biodegradable and Bioabsorbable Polylactic Acid Ferroelectrets with Prominent Piezoelectric Activity. In: *Advanced Electronic Materials* (2023), S. 2201070. ISSN: 2199-160X. DOI: 10.1002/aelm.202201070.
- [63] **Sappati, Kiran Kumar und Bhadra, Sharmistha.** Piezoelectric Polymer and Paper Substrates: A Review. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 18.11 (2018).
- [64] **Kim, Hyeoung Woo u. a.** Energy Harvesting Using a Piezoelectric “Cymbal” Transducer in Dynamic Environment. In: *Japanese Journal of Applied Physics* 43.9A (2004), S. 6178–6183. ISSN: 0021-4922. DOI: 10.1143/JJAP.43.6178.
- [65] **Xue, Yuan u. a.** Comparative study of transducers for air-borne sound based on normal and irradiation cross-linked polypropylene piezoelectret films. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 25.1 (2017), S. 228–234. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2018.006492.
- [66] **Sessler, Gerhard M., Hrg.** Electrets. Second Enlarged Edition. Bd. 33. Topics in Applied Physics. Berlin und Heidelberg: Springer, 1987. ISBN: 978-3-540-70750-9. DOI: 10.1007/3-540-17335-8.
- [67] **Kim, Kwang Jin und Tadokoro, Satoshi.** Electroactive polymers for robotic applications: Artificial muscles and sensors. London: Springer, 2007. ISBN: 9781846283727.
- [68] **Harrison, J. S. und Ounaies, Z.** Polymers, Piezoelectric. 2001. DOI: 10.1002/0471216275.esm067.
- [69] **Jaffe, Bernard.** Piezoelectric ceramics. Bd. v. 3. Non-metallic solids. London: Academic Press, 1971. ISBN: 9780323155687.
- [70] **Anton, S. R. und Farinholt, K. M.** An evaluation on low-level vibration energy harvesting using piezoelectret foam. In: *Proceedings of SPIE 2012 Smart Structures and Materials+Nondestructive Evaluation & Health Monitoring Conference*. 2012, 83410G. DOI: 10.1117/12.915432.
- [71] **Anton, Steven R., Farinholt, Kevin M. und Erturk, Alper.** Piezoelectret foam-based vibration energy harvesting. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 25.14 (2014), S. 1681–1692. ISSN: 1045-389X. DOI: 10.1177/1045389X14541501.
- [72] **Pondrom, Perceval u. a.** Vibration-based energy harvesting with stacked piezoelectrets. In: *Applied Physics Letters* 104.17 (2014), S. 172901. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.4874305.
- [73] **Pondrom, Perceval u. a.** Energy harvesting with single-layer and stacked piezoelectret films. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 22.3 (2015), S. 1470–1476. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2015.7116339.
- [74] **Zhang, Xiaoqing, Wu, Liming und Sessler, Gerhard M.** Energy harvesting from vibration with cross-linked polypropylene piezoelectrets. In: *AIP Advances* 5.7 (2015), S. 077185. DOI: 10.1063/1.4928039.
- [75] **Ben Dali, Omar u. a.** Cantilever-based ferroelectret energy harvesting. In: *Applied Physics Letters* 116.24 (2020), S. 243901. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/5.0006620.
- [76] **Ben Dali, Omar u. a.** Ferroelectret energy harvesting with 3D-printed air-spaced cantilever design. In: *Nano Select* 10 (2021), S. 5810. ISSN: 2688-4011. DOI: 10.1002/nano.202100210.

-
- [77] **Luo, Z., Zhu, D. und Beeby, S. P.** Multilayer ferroelectret-based energy harvesting insole. In: *Journal of Physics: Conference Series* 660 (2015), S. 012118. ISSN: 1742-6588. DOI: 10.1088/1742-6596/660/1/012118.
- [78] **Fang, Peng u. a.** Fabrication, Structure Characterization, and Performance Testing of Piezoelectret-Film Sensors for Recording Body Motion. In: *IEEE Sensors Journal* 18.1 (2018), S. 401–412. ISSN: 1530-437X. DOI: 10.1109/JSEN.2017.2766663.
- [79] **Halim, Miah Abdul u. a.** A Frequency Up-Converted Hybrid Energy Harvester Using Transverse Impact-Driven Piezoelectric Bimorph for Human-Limb Motion. In: *Micromachines* 10.10 (2019). DOI: 10.3390/mi10100701.
- [80] **Gonzalez-Losada, Pedro u. a.** Flexible ferroelectret for zero power wearable application. In: *2022 IEEE International Conference on Flexible and Printable Sensors and Systems (FLEPS)*. IEEE, 2022, S. 1–4. ISBN: 978-1-6654-4273-2. DOI: 10.1109/FLEPS53764.2022.9781488.
- [81] **Shi, Junjie und Beeby, Steve P.** The effect of fabric properties on the performance of a textile based ferroelectret generator toward human body energy harvesting. In: *Smart Materials and Structures* 31.4 (2022), S. 045015. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/ac56b8.
- [82] **Ma, Xingchen u. a.** Highly Sensitive, Ultra-Reliable Flexible Piezoelectret Sensor for Non-Contact Sitting Motion Tacking and Physiological Signal Monitoring. In: *SSRN Electronic Journal* (2023). DOI: 10.2139/ssrn.4363391.
- [83] **Luo, Zhenhua u. a.** Energy harvesting study on single and multilayer ferroelectret foams under compressive force. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 22.3 (2015), S. 1360–1368. ISSN: 1070-9878. DOI: 10.1109/TDEI.2015.7116323.
- [84] **Wu, Nan u. a.** Cellular Polypropylene Piezoelectret for Human Body Energy Harvesting and Health Monitoring. In: *Advanced Functional Materials* 25.30 (2015), S. 4788–4794. ISSN: 1616301X. DOI: 10.1002/adfm.201501695.
- [85] **Hillenbrand, J., Pondrom, P. und Sessler, Gerhard M.** Electret transducer for vibration-based energy harvesting. In: *Applied Physics Letters* 106.18 (2015), S. 183902. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.4919875.
- [86] **Pondrom, Perceval u. a.** Compact electret energy harvester with high power output. In: *Applied Physics Letters* 109.5 (2016), S. 053906. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.4960480.
- [87] **Ghavami, Mahyar, Azizi, Saber und Ghazavi, Mohammad Reza.** On the dynamics of a capacitive electret-based micro-cantilever for energy harvesting. In: *Energy* 153 (2018), S. 967–976. ISSN: 03605442. DOI: 10.1016/j.energy.2018.04.034.
- [88] **Suzuki, Yuji.** Recent progress in MEMS electret generator for energy harvesting. In: *IEEE Transactions on Electrical and Electronic Engineering* 6.2 (2011), S. 101–111. ISSN: 19314973. DOI: 10.1002/tee.20631.
- [89] **Sgardelis, Pavlos und Pozzi, Michele.** An FE model of a cellular polypropylene: exploring mechanical properties. In: *Smart Sensors, Actuators, and MEMS VIII*. Hrsg. von **Fonseca, Luis, Prunnila, Mika und Peiner, Erwin**. SPIE Proceedings. SPIE, 2017, S. 1024609. DOI: 10.1117/12.2266265.
- [90] **Sgardelis, Pavlos und Pozzi, Michele.** Cellular polypropylene electromechanical properties: exploring the nonlinear region. In: *Journal of Theoretical and Applied Physics* 12.2 (2018), S. 93–100. ISSN: 2251-7227. DOI: 10.1007/s40094-018-0287-y.

-
- [91] **Holzmann, Hendrik u. a.** Design and optimization of lightweight bending strain energy harvesters using irradiation cross-linked polypropylene ferroelectret. In: *Smart Materials and Structures* (2023). ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/ace812.
- [92] **Park, Y. J., Seipel, B. und Holzmann, H.** Piezoelectret Based Energy Harvesting From Human Body Motions With Respect to Implementation of Self-Powering Wearable Devices. In: DOI: 10.1115/SMASIS2021-67338.
- [93] **Park, Ye Ji und Holzmann, Hendrik.** Simulation von Ferroelektret Energy Harvesting Systemen durch Anpassung der Leistungskonditionierung an typische Wandlereigenschaften. In: *Smarte Strukturen und Systeme*. Hrsg. von **Wiedemann, Martin und Melz, Tobias**. 2022, S. 28–36.
- [94] **Liang, Junrui und Liao, Wei-Hsin.** Impedance Modeling and Analysis for Piezoelectric Energy Harvesting Systems. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 17.6 (2012), S. 1145–1157. ISSN: 1083-4435. DOI: 10.1109/TMECH.2011.2160275.
- [95] **Guyomar, Daniel und Lallart, Mickaël.** Recent Progress in Piezoelectric Conversion and Energy Harvesting Using Nonlinear Electronic Interfaces and Issues in Small Scale Implementation. In: *Micromachines* 2.2 (2011), S. 274–294. DOI: 10.3390/mi2020274.
- [96] **Kong, Na u. a.** Resistive Impedance Matching Circuit for Piezoelectric Energy Harvesting. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 21.13 (2010), S. 1293–1302. ISSN: 1045-389X. DOI: 10.1177/1045389X09357971.
- [97] **Guan, Mingjie und Liao, Wei-Hsin.** Studies on the circuit models of piezoelectric ceramics. In: *International Conference on Information Acquisition, 2004. Proceedings*. IEEE, 2004, S. 26–31. ISBN: 0-7803-8629-9. DOI: 10.1109/ICIA.2004.1373314.
- [98] **Kaal, W., Herold, S. und Melz, T.** Modeling approaches for electroactive polymers. In: *Conference "Electroactive Polymer Actuators and Devices" (EAPAD) 2010*. 2010, S. 764211. DOI: 10.1117/12.848756.
- [99] **Mitcheson, P. D. u. a.** Energy Harvesting From Human and Machine Motion for Wireless Electronic Devices. In: *Proceedings of the IEEE* 96.9 (2008), S. 1457–1486. ISSN: 0018-9219. DOI: 10.1109/JPROC.2008.927494.
- [100] **Pondrom, Perceval u. a.** Elektret- und Piezoelektret-Energy-Harvester. In: *DAGA*. 2016, S. 1171–1174.
- [101] **Wen, Shihao, Xu, Qingsong und Zi, Bin.** Design of a New Piezoelectric Energy Harvester Based on Compound Two-Stage Force Amplification Frame. In: *IEEE Sensors Journal* 18.10 (2018), S. 3989–4000. ISSN: 1530-437X. DOI: 10.1109/JSEN.2018.2820221.
- [102] **Duan, Xiangjian und Cao, Dongxing.** Low-frequency resonant vibration energy harvester using piezoelectric stacks with force magnification frames. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 531.1 (2019), S. 012005. ISSN: 1757-8981. DOI: 10.1088/1757-899X/531/1/012005.
- [103] **Ferguson, William J.G. u. a.** Auxetic structure for increased power output of strain vibration energy harvester. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 282 (2018), S. 90–96. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2018.09.019.
- [104] **Liang, Haitong, Hao, Guangbo und Olszewski, Oskar Z.** A review on vibration-based piezoelectric energy harvesting from the aspect of compliant mechanisms. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 331 (2021), S. 112743. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2021.112743.
- [105] **Zhou, Can u. a.** Direct-Acting Piezoelectric Jet Dispenser With Rhombic Mechanical Amplifier. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology* 8.5 (2018), S. 910–913. ISSN: 2156-3950. DOI: 10.1109/TCPMT.2018.2821147.
-

-
- [106] **Kraus, Roman u. a.** Entwicklung aktiver Motorlagerungen auf Basis von Piezoaktoren. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 116.1 (2014), S. 72–77. ISSN: 0001-2785. DOI: 10.1007/s35148-014-0019-9.
- [107] **Pozzi, Michele, Guo, Shijun und Zhu, Meiling.** Harvesting energy from the dynamic deformation of an aircraft wing under gust loading. In: *Health Monitoring of Structural and Biological Systems 2012*. Hrsg. von **Kundu, Tribikram**. SPIE Proceedings. SPIE, 2012, S. 834831. DOI: 10.1117/12.917039.
- [108] **Pozzi, Michele u. a.** Experimental characterisation of macro fibre composites and monolithic piezoelectric transducers for strain energy harvesting. In: *Health Monitoring of Structural and Biological Systems 2012*. Hrsg. von **Kundu, Tribikram**. SPIE Proceedings. SPIE, 2012, S. 834832. DOI: 10.1117/12.917094.
- [109] **Arms, S. W. u. a.** Energy Harvesting Wireless Sensors. In: *Energy harvesting technologies*. Hrsg. von **Priya, Shashank und Inman, D. J.** New York: Springer, 2009, S. 195–208. ISBN: 9780387764634. DOI: 10.1007/978-0-387-76464-17.
- [110] **Arms, S. W. u. a.** Energy harvesting wireless sensors and networked timing synchronization for aircraft structural health monitoring. In: *Smart Structures and Materials 2005: Smart Electronics, MEMS, BioMEMS, and Nanotechnology*. Hrsg. von **Varadan, Vijay K.** SPIE Proceedings. SPIE, 2005, S. 16–20. DOI: 10.1109/WIRELESSVITAE.2009.5172414.
- [111] **Becker, Thomas, Elefsiniotis, Alexandros und Kiziroglou, Michail E.** Thermoelectric Energy Harvesting in Aircraft. In: *Micro Energy Harvesting*. Hrsg. von **Briand, Danick, Yeatman, Eric und Roundy, Shad**. Advanced Micro and Nanosystems. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2015, S. 415–434. ISBN: 9783527672943. DOI: 10.1002/9783527672943.ch20.
- [112] **Allmen, L. V. u. a.** Aircraft Strain WSN Powered by Heat Storage Harvesting. In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 64.9 (2017), S. 7284–7292. ISSN: 0278-0046. DOI: 10.1109/TIE.2017.2652375.
- [113] **Estrada, Jose, Zurek, Philip und Popovic, Zoya.** Harvesting of aircraft radar altimeter sidelobes for low-power sensors. In: *2018 International Applied Computational Electromagnetics Society Symposium (ACES)*. IEEE, 2018, S. 1–2. ISBN: 978-0-9960-0787-0. DOI: 10.23919/ROPACES.2018.8364265.
- [114] **The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc.** IEEE Standard on Piezoelectricity. Piscataway, NJ, USA. DOI: 10.1109/IEEESTD.1988.79638.
- [115] **Chopra, Anil K.** Dynamics of structures: Theory and applications to earthquake engineering. Englewood Cliffs, N. J.: Prentice-Hall, 1995. ISBN: 0-13-855214-2.
- [116] **Lunze, Jan.** Regelungstechnik 1. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. ISBN: 978-3-642-13807-2. DOI: 10.1007/978-3-642-13808-9.
- [117] **Markert, Richard.** Strukturodynamik: Skript zur Vorlesung Strukturodynamik für Maschinenbauer. 1., verb. Aufl. Darmstadt: Techn. Univ. Fachgebiet Strukturodynamik, 2011. ISBN: 9783981416312.
- [118] **Kranz, Burkhard.** Beitrag zur numerischen Beschreibung des funktionellen Verhaltens von Piezoverbundmodulen: Zugl.: Chemnitz, Techn. Univ., Dissertation, 2012. Bd. 65. Berichte aus dem IWU. Auerbach: Verl. Wiss. Scripten, 2012. ISBN: 978-3-942267-52-6.
- [119] **Allik, Henno und Hughes, Thomas J. R.** Finite element method for piezoelectric vibration. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 2.2 (1970), S. 151–157. ISSN: 0029-5981. DOI: 10.1002/nme.1620020202.

-
- [120] **Thomas, O., Deü, J.-F. und Ducarne, J.** Vibrations of an elastic structure with shunted piezoelectric patches: efficient finite element formulation and electromechanical coupling coefficients. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 80.2 (2009), S. 235–268. ISSN: 00295981. DOI: 10.1002/nme.2632.
- [121] **Dinkler, D., Kowalsky, U. und Schuster, K.** Finite-macro-element for modelling thin structures with integrated piezoelectric sensor-actor-elements. In: *Archive of Applied Mechanics* 80.2 (2010), S. 151–160. ISSN: 0939-1533. DOI: 10.1007/s00419-009-0299-9.
- [122] **Kurch, Matthias.** Entwicklung einer Simulationsumgebung für die Auslegung piezoelektrischer Energy Harvester. Diss. Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [123] **MAHR, W.** Messen und Verarbeiten von Ladungssignalen piezoelektrischer Aufnehmer/Measuring and processing charge signals from piezoelectric transducers. In: *teme* 49.JG (1982), S. 149–158. ISSN: 0171-8096. DOI: 10.1524/teme.1982.49.jg.149.
- [124] **Tichý, Jan, Gautschi, Gustav H. und Gautschi, G.** Piezoelektrische Meßtechnik: Physikalische Grundlagen, Kraft-, Druck- und Beschleunigungsaufnehmer, Verstärker. Berlin und Heidelberg: Springer, 1980. ISBN: 9783540094487.
- [125] **Markert, Richard.** Schwingungsmesstechnik. 1. Aufl. 2005.
- [126] **Peeters, Bart u. a.** The PolyMAX Frequency-Domain Method: A New Standard for Modal Parameter Estimation? In: *Shock and Vibration* 11.3-4 (2004), S. 395–409. ISSN: 1070-9622. DOI: 10.1155/2004/523692.
- [127] **Allemang, Randall.** The Modal Assurance Criterion – Twenty Years of Use and Abuse. In: *Sound and Vibration Magazine* (2003).
- [128] **Pastor, Miroslav, Binda, Michal und Harčarik, Tomáš.** Modal Assurance Criterion. In: *Procedia Engineering* 48 (2012), S. 543–548. ISSN: 18777058. DOI: 10.1016/j.proeng.2012.09.551.
- [129] **Nefske, Donald J. und Sung, S. H.** Correlation_of_a_coarse_mesh_finite_element_model_(MAC_FRAC). In: (2002).
- [130] **Vassberg, John u. a.** Development of a Common Research Model for Applied CFD Validation Studies. In: *26th AIAA Applied Aerodynamics Conference*. Reston, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 8182008, S. 2001. ISBN: 978-1-60086-987-7. DOI: 10.2514/6.2008-6919.
- [131] **Palt, K.** Boeing 787-9 Dreamliner. URL: http://www.flugzeuginfo.net/acdata_php/acdata_boeing_7879_en.php.
- [132] **Kenway, Gaetan, Kennedy, Graeme und Martins, Joaquim.** Aerostructural optimization of the Common Research Model configuration. In: *15th AIAA/ISSMO Multidisciplinary Analysis and Optimization Conference*. Reston, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 6162014, S. 2014. ISBN: 978-1-62410-283-7. DOI: 10.2514/6.2014-3274.
- [133] **Bräunling, Willy J. G.** Flugzeugtriebwerke: Grundlagen, Aero-Thermodynamik, ideale und reale Kreisprozesse, thermische Turbomaschinen, Komponenten, Emissionen und Systeme. 4. Aufl. VDI-Buch. Berlin: Springer Vieweg, 2015. ISBN: 9783642345395. DOI: 10.1007/978-3-642-34539-5. URL: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-34539-5>.
- [134] **Boeing.** Airport Compatibility - Airplane Rescue and Fire Fighting. URL: http://www.boeing.com/commercial/airports/rescue_fire.page.
- [135] **Schmelz, Jonas.** Konstruktion und Simulation eines Demonstrators für Energy-Harvesting an Flugzeugstrukturen mit Piezoelektretfolien. Master-Thesis. Technische Universität Darmstadt, 2020.

-
- [136] **Akbar, Mahesa u. a.** Evaluation on Piezoaeroelastic Energy Harvesting Potential of A Jet Transport Aircraft Wing with Multiphase Composite by means of Iterative Finite Element Method. In: *International Journal of Technology* 13.4 (2022), S. 803. ISSN: 2086-9614. DOI: 10.14716/ijtech.v13i4.5468.
- [137] **Catherines, John J., Mixon, John S. und Scholl, Harland F.** Vibrations measured in the Passenger Cabins of two Jet Transport Aircraft. Washington, D. C., 1975.
- [138] **DLR.** HALO flight test – turbulence, vibration and new techniques. URL: https://www.dlr.de/dlr/en/desktopdefault.aspx/tabid-10081/151_read-17677/year-all/#/gallery/22849.
- [139] **Lu, Yu u. a.** Vibration energy harvesters for wireless sensor networks for aircraft health monitoring. In: *2016 IEEE Metrology for Aerospace (MetroAeroSpace)*. IEEE, 22.06.2016 - 23.06.2016, S. 25–32. ISBN: 978-1-4673-8292-2. DOI: 10.1109/MetroAeroSpace.2016.7573180.
- [140] **Giuliano, Alessandro, Marsic, Vlad und Zhu, Meiling.** Implementation and Testing of an Elastic Strain Powered Wireless Sensing System for Energy-Autonomous Applications. In: *2012 IEEE International Conference on Green Computing and Communications*. IEEE, 20.11.2012 - 23.11.2012, S. 681–684. ISBN: 978-1-4673-5146-1. DOI: 10.1109/GreenCom.2012.110.
- [141] **Perfetto, Sara.** Optimization of a vibration absorber with piezoelectric energy harvesting capabilities. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2018.
- [142] **Goga, V. und Hučko, B.** Phenomenological Material Model of Foam Solids. In: *Strojnícky casopis – Journal of Mechanical Engineering* 65.1 (2015), S. 5–20. DOI: 10.1515/scjme-2016-0001.
- [143] **Wu, Liming, Zhang, Xinwu und Zhang, Xiaoqing.** Mechanical and piezoelectric performance of cross-linked polypropylene films treated with extending. In: *Ceramics International* 41 (2015), S. 218–222. ISSN: 02728842. DOI: 10.1016/j.ceramint.2015.03.243.
- [144] **Gao, Shan, Ao, Hongrui und Jiang, Hongyuan.** Properties and Performance of General Piezoelectric Materials on a Novel Cantilevered Energy Harvester. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 562.1 (2019), S. 012098. ISSN: 1757-8981. DOI: 10.1088/1757-899X/562/1/012098.
- [145] **Morel, A. u. a.** Dielectric Losses Considerations for Piezoelectric Energy Harvesting. In: *Journal of Low Power Electronics* 14.2 (2018), S. 244–254. ISSN: 1546-1998. DOI: 10.1166/jolpe.2018.1562.
- [146] **Liang, Junrui, Shu-Hung Chung, Henry und Liao, Wei-Hsin.** Dielectric loss against piezoelectric power harvesting. In: *Smart Materials and Structures* 23.9 (2014), S. 092001. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/0964-1726/23/9/092001.
- [147] **Kaal, William und Herold, Sven.** Design and Modelling of Dielectric Elastomer Actuators. In: *Actuator Conference*. Hrsg. von **Borgmann, Hubert**. Bremen, 2012.
- [148] **Farnsworth, Michael, Tiwari, Ashutosh und Dorey, Rob.** Modelling, Simulation and Optimisation of a Piezoelectric Energy Harvester. In: *Procedia CIRP* 22.1 (2014), S. 142–147. ISSN: 22128271. DOI: 10.1016/j.procir.2014.07.152.
- [149] **Nocedal, Jorge und Wright, Stephen J.** Numerical optimization. 2nd ed. Springer series in operations research. New York: Springer, 2006. ISBN: 0387303030.
- [150] **Tamm, Christoph.** Ein Beitrag zur parametrischen Modellbildung strukturdynamischer Systeme entlang der Produktlebensphasen. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2021.
- [151] **Mhiri, Omar.** Leistungsoptimierung von Piezoelektret-Energy-Harvestern mithilfe von Übersetzungsmechanismen. Bachelor-Thesis. 2020.
- [152] **Kuckelkorn, Moritz.** Automatisierter Modellabgleich einer Balkenstruktur mit Piezoelektretfolien mithilfe einer experimentellen Modalanalyse. Master-Thesis. 2021.

-
- [153] **Lien, I. C. und Shu, Y. C.** Array of piezoelectric energy harvesters. In: *Active and Passive Smart Structures and Integrated Systems 2011*. Hrsg. von **Ghasemi-Nejhad, Mehrdad N.** SPIE Proceedings. SPIE, 2011, 79770K. DOI: 10.1117/12.880260.
- [154] **Li, Junfei u. a.** Acoustic metamaterials capable of both sound insulation and energy harvesting. In: *Smart Materials and Structures* 25.4 (2016), S. 045013. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/0964-1726/25/4/045013.
- [155] **Pranav, U. S. u. a.** Metamaterial Based Energy Harvester. In: *Procedia Computer Science* 93 (2016), S. 74–80. ISSN: 18770509. DOI: 10.1016/j.procs.2016.07.184.
- [156] **Hu, Guobiao, Tang, Lihua und Das, Raj.** Metamaterial-inspired piezoelectric system with dual functionalities: energy harvesting and vibration suppression. In: *Active and Passive Smart Structures and Integrated Systems 2017*. Hrsg. von **Park, Gyuhae.** SPIE Proceedings. SPIE, 2017, S. 101641X. DOI: 10.1117/12.2260396.
- [157] **Li, Ying u. a.** Design of mechanical metamaterials for simultaneous vibration isolation and energy harvesting. In: *Applied Physics Letters* 111.25 (2017), S. 251903. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.5008674.
- [158] **Hu, Guobiao, Tang, Lihua und Das, Raj.** Internally coupled metamaterial beam for simultaneous vibration suppression and low frequency energy harvesting. In: *Journal of Applied Physics* 123.5 (2018), S. 055107. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.5011999.
- [159] **Sugino, C. und Erturk, A.** Analysis of multifunctional piezoelectric metastructures for low-frequency bandgap formation and energy harvesting. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 51.21 (2018), S. 215103. ISSN: 0022-3727. DOI: 10.1088/1361-6463/aab97e.
- [160] **Alshaqqaq, M. und Erturk, A.** Graded multifunctional piezoelectric metastructures for wideband vibration attenuation and energy harvesting. In: *Smart Materials and Structures* 30.1 (2021), S. 015029. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/abc7fa.
- [161] **Gao, Shanshi, Gain, Asit Kumar und Zhang, Liangchi.** A metamaterial for wearable piezoelectric energy harvester. In: *Smart Materials and Structures* 30.1 (2021), S. 015026. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/abca09.
- [162] **Govindaraman, Loganathan T. u. a.** Metamaterials for Energy Harvesting. In: *Encyclopedia of Smart Materials*. Elsevier, 2022, S. 522–534. ISBN: 9780128157336. DOI: 10.1016/B978-0-12-815732-9.00127-3.
- [163] **Lee, Geon u. a.** Piezoelectric energy harvesting using mechanical metamaterials and phononic crystals. In: *Communications Physics* 5.1 (2022). DOI: 10.1038/s42005-022-00869-4.
- [164] **Wang, Xingguo u. a.** Research on dual-functional characteristics of piezoelectric metamaterial beams for vibration reduction and power generation. In: *AIP Advances* 12.2 (2022), S. 025326. DOI: 10.1063/5.0083987.
- [165] **Wen, Zhihui u. a.** A perspective on elastic metastructures for energy harvesting. In: *Applied Physics Letters* 120.2 (2022), S. 020501. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/5.0078740.
- [166] **Manushyna, D., Atzrodt, H. und Deschauer, N.** Conceptual development of vibroacoustic metamaterial structures for thin-walled composite structures for aerospace applications. In: *2020 Fourteenth International Congress on Artificial Materials for Novel Wave Phenomena (Metamaterials)*. IEEE, 2020, S. 409–411. ISBN: 978-1-7281-6104-4. DOI: 10.1109/Metamaterials49557.2020.9285021.

-
- [167] **Riess, S. u. a.** Vibroacoustic Metamaterials for enhanced acoustic Behavior of Vehicle Doors. In: *2021 Fifteenth International Congress on Artificial Materials for Novel Wave Phenomena (Metamaterials)*. IEEE, 2021, S. 374–376. ISBN: 978-1-7281-5018-5. DOI: 10.1109/Metamaterials52332.2021.9577065.
- [168] **Holzmann, Hendrik, Stoll, Georg und Atzrodt, Heiko.** Energy Harvesting for Lightweight Design by Means of Ferroelectret Transmission Mechanisms Arranged in Clusters. In: *SAE Technical Paper Series*. SAE Technical Paper Series. SAE International400 Commonwealth Drive, Warrendale, PA, United States, 2022. DOI: 10.4271/2022-01-0949.
- [169] **Gianni, Carmine u. a.** Low-power global navigation satellite system-enabled wireless sensor network for acoustic emission localisation in aerospace components. In: *Structural Control and Health Monitoring* 27.6 (2020). ISSN: 1545-2255. DOI: 10.1002/stc.2525.
- [170] **Bilbao, Argenis u. a.** Ultra-low power wireless sensing for long-term structural health monitoring. In: *Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems 2011*. Hrsg. von Tomizuka, Masayoshi. SPIE Proceedings. SPIE, 2011, S. 798109. DOI: 10.1117/12.879247.
- [171] **Pillai, Vijay u. a.** An Ultra-Low-Power Long Range Battery/Passive RFID Tag for UHF and Microwave Bands With a Current Consumption of 700 nA at 1.5 V. In: *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers* 54.7 (2007), S. 1500–1512. ISSN: 1057-7122. DOI: 10.1109/TCSI.2007.897768.
- [172] **Sharma, Chirag R., Furse, Cynthia und Harrison, Reid R.** Low-Power STDR CMOS Sensor for Locating Faults in Aging Aircraft Wiring. In: *IEEE Sensors Journal* 7.1 (2007), S. 43–50. ISSN: 1530-437X. DOI: 10.1109/JSEN.2006.886866.
- [173] **Ohigashi, Hiroji.** Electromechanical properties of polarized polyvinylidene fluoride films as studied by the piezoelectric resonance method. In: *Journal of Applied Physics* 47.3 (1976), S. 949–955. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.322685.

Eigene Veröffentlichungen mit Bezug zur Dissertation:

Konferenzbeiträge:

- **H. Holzmann; M. Weber; H. Atzrodt; A. Dafnis; S. Perfetto; Y. J. Park; T. Melz, K.-U. Schröder** Innovative Konzepte des Energy Harvesting aus biogenen Werkstoffen und Piezoelektretfolien an vibrierenden Flugzeugstrukturen, Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress (DLRK), (2019)
- **H. Holzmann; J. Schmelz; H. Atzrodt; Y. J. Park** Demonstration of energy harvesting with piezoelectrets in aircraft structures with a simplified structure based on a NASA wingbox model. In: In Proceedings of ISMA2020, S. 2763–2774. (2020)
- **H. Holzmann; Y. J. Park; H. Atzrodt** Simulation-Based Design and Experimental Validation of a Ferroelectret Strain Energy Harvester for Lightweight Structures. In: Proceedings of ASME 2021 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems (SMASIS) (2021)
- **Y. J. Park; B. Seipel; H. Holzmann** Piezoelectret Based Energy Harvesting From Human Body Motions With Respect to Implementation of Self-Powering Wearable Devices. Proceedings of the ASME 2021 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems. ASME 2021 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems. Virtual, Online. September 14–15, 2021. V001T04A002. ASME. <https://doi.org/10.1115/SMASIS2021-67338>
- **Y. J. Park; H. Holzmann** Simulation von Ferroelektret Energy Harvesting Systemen durch Anpassung der Leistungskonditionierung an typische Wandlerereigenschaften. In: Martin Wiedemann und Tobias Melz (Hg.): Smarte Strukturen und Systeme. TAGUNGSBAND DES 4SMARTS-SYMPOSIUMS, S. 28–36. (2022)

Journalbeiträge:

- **H. Holzmann; M. Weber; Y. J. Park; S. Perfetto; H. Atzrodt; A. Dafnis** Investigation of biogenic materials and ferroelectrets for energy harvesting on vibrating aircraft structures. In: CEAS Aeronaut J 2 (10), S. 299. (2021)
- **H. Holzmann; G. Stoll; H. Atzrodt** Energy Harvesting for Lightweight Design by Means of Ferroelectret Transmission Mechanisms Arranged in Clusters, SAE Int. J. Adv. and Curr. Prac. in Mobility 5(2):866-875, (2023), <https://doi.org/10.4271/2022-01-0949>.
- **H. Holzmann; Y. J. Park; G. Stoll; H. Atzrodt; Herold, Sven** Design and optimization of lightweight bending strain energy harvesters using irradiation cross-linked polypropylene ferroelectret. In: Smart Mater. Struct.(2023), 10.1088/1361-665X/ace812

Konferenzvorträge mit Bezug zur Dissertation ohne Veröffentlichung

- Werkstoffwoche 2019, Dresden
- MSE-Kongress 2020, Darmstadt

Betreute studentische Arbeiten mit fachlichem Bezug zur Dissertation

- Lukas Bender, Moritz Kuckelkorn, Anne Marie Lehmann, Nils Poth, Anil Yilmaz: Konzeption und Simulation von Energy-Harvestern für den Einsatz an Flugzeugstrukturen basierend auf Piezoelektureten, Advanced Design Project (2019)

-
- Jonas Schmelz: Konstruktion und Simulation eines Demonstrators für Energy- Harvesting an Flugzeugstrukturen mit Piezoelektretfolien, Master-Thesis (2020)
 - Omar Mhiri: Leistungsoptimierung von Piezoelektret-Energy-Harvestern mithilfe von Übersetzungsmechanismen, Bachelor-Thesis (2020)
 - Christopher Reus: Leistungsoptimierung von Energy-Harvestern aus Piezoelektret-Stapeln mithilfe von Übersetzungsmechanismen, Bachelor-Thesis (2020)
 - Franka Martins: Entwicklung eines analytischen Ersatzmodells für Piezoelektret-Energy-Harvester zur effizienten Simulation mit Finite-Elemente-Modellen, Bachelor-Thesis (2021)
 - Moritz Kuckelkorn: Automatisierter Modellabgleich einer Balkenstruktur mit Piezoelektretfolien mithilfe einer experimentellen Modalanalyse, Master-Thesis (2021)
 - Xiaohui Su: Energy Harvesting für den zuverlässigen Betrieb von Überwachungssystemen, Master-Thesis (2022)
 - Christian Roth: Optimierung der globalen Leistungsbilanz von Piezoelektret Energy-Harvestern durch die Ausführung als vibroakustisches Metamaterial, Master-Thesis (2022)
 - (Co-Betreuung) Taimur Khan: Implementierung eines Elektronikmoduls zur Leistungskonditionierung von Energy Harvestern basierend auf Piezoelektret-Wandlern, Master-Thesis (2022)