
Elektrothermische Polymerantriebe für Braille-Flächendisplays

Electrothermal polymer actuators for Braille-surface-displays

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation von Christian Nakić aus Frankfurt am Main
Tag der Einreichung: 21.11.2022, Tag der Prüfung: 30.3.2023
Darmstadt – D 17

1. Gutachten: Prof. Ph.D. Thomas P. Burg
2. Gutachten: Prof. Dr. rer. nat. habil. Peter P. Pott



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich Elektrotechnik und
Informationstechnik
Forschungsgruppe Mikrotechnik und
Elektromechanische Systeme

Elektrothermische Polymerantriebe für Braille-Flächendisplays
Electrothermal polymer actuators for Braille-surface-displays

Genehmigte Dissertation von Christian Nakić aus Frankfurt am Main

1. Gutachten: Prof. Ph.D. Thomas P. Burg
2. Gutachten: Prof. Dr. rer. nat. habil. Peter P. Pott

Tag der Einreichung: 21.11.2022

Tag der Prüfung: 30.3.2023

Darmstadt – D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-236552

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/23655>

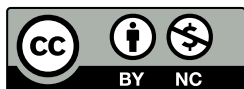
Dieses Dokument wird bereitgestellt von TUprints,
E-Publishing-Service der TU Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUprints: 2023

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

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

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Nicht kommerziell – 4.0 International

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

Erklärungen laut Promotionsordnung

§8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde. In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, 21.11.2022

Christian Nakić

»Raus mit der Sprache, Doktor - was ist das?«
»Das ist, äh, eine Doktorarbeit.«
»Eine Doktorarbeit?« lachte Smeik. »Jetzt bin ich aber erleichtert.
Ich dachte schon, es sei eine schreckliche Krankheit.«
»Das ist eine Doktorarbeit gewissermaßen auch.«

Walter Moers - Rumo & Die Wunder im Dunkeln

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand in meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am ehemaligen *Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme (M+EMS)* der *Technischen Universität Darmstadt*, in dem durch das *Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF)* geförderten Verbundforschungsprojekt *MOBILizE* (Verbund-Nr. 01153856, Förderkennzeichen 16SV6403) sowie in vielen Stunden meiner Freizeit.

Ich bedanke mich bei Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak †, der mir die Gelegenheit gab, auf dem spannenden und vielseitigen Gebiet der Mikrosystem- und Feinwerktechnik zu arbeiten, mir sehr großen Freiraum bei der Umsetzung gewährte und mich durch seine Diskussionsbereitschaft stets unterstützte. Dank an Matthias Staab und Christian Hatzfeld † für die Idee zu dieser Arbeit sowie Herrn Grotz und Herrn Baumann im Unternehmen *Metec* und Herrn Lehnberger im Unternehmen *ANDUS* für die Zusammenarbeit im BMBF-Forschungsprojekt *MOBILizE*. Dank auch an Herrn Nadig an der *Deutsche Blindenstudienanstalt e.V.* für die Durchführung der Probandentests und Prof. Vogel an der *Westfälische Hochschule Zwickau* sowie Herrn Lellinger am *Fraunhofer LBF* und Frau Theresa Stegmann am *Fachgebiet und Institut für Werkstoffkunde* für die Charakterisierung von Materialproben und die gemeinsame Ausarbeitung wissenschaftlicher Konferenzbeiträge. Dank gebührt auch an Prof. Thomas Burg am *Fachgebiet Integrierte Mikro-Nano-Systeme* und Prof. Peter Pott im *Institut für Medizingerätetechnik*, die sich bereit erklärten, diese Arbeit zu begutachten. Dank gebührt zudem allen Studierenden und Hilfwissenschaftlern, die diese Arbeit mit ihrem Engagement begleiteten und unterstützten.

Großer Dank gebührt auch allen Kollegen am *Fachgebiet M+EMS* für die tägliche Zusammenarbeit, die Unterstützung im Labor und in Lehrveranstaltungen sowie die schöne und inspirierende gemeinsame Zeit auf Klausurtagungen, Konferenzen und im Büro. Darunter danke ich Carsten Neupert insbesondere für die große Unterstützung rund um die *Projektseminare zur Praktischen Entwicklungsmethodik (PEM)*. Und besonderer Dank gebührt Johannes Bieker und Florian Klug für unvergessliche Kaffeepausen, Feierabende und Urlaube, von denen hoffentlich noch viele folgen werden.

Besonderer Dank gebührt zudem meiner gesamten Familie, meinen Freunden und Mitbewohnern, die immer an mich glaubten und mich stets mit neuer Energie und Motivation versorgten. Darunter insbesondere an meine Mutter Beate Nakić und meine Schwester Natascha Nakić.

Meinen Korrekturlesern Johannes Bieker, Florian Klug, Johannes Leichthammer, Johanna Schillings und Beate Nakić danke ich zudem für das wertvolle Feedback und für die sprachliche Korrektur dieser Arbeit.

Darmstadt, November 2022

Christian Nakić

Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Nutzung polymerer elektrothermischer Aktoren in Braille-Displays untersucht. Die Analyse des Stands der Technik umfasst 152 Publikationen und gibt Übersicht sowohl über verwendete Hilfsmittel für Blinde und Sehbehinderte als auch über erprobte Antriebstechnologien und -konzepte in taktilen Displays. Aus dem Stand der Technik werden zudem Anforderungen an die zu entwickelnde elektrothermische Aktorik abgeleitet und ein Antriebskonzept mit einem bistabilen Mechanismus entwickelt.

Neben den im Stand der Technik bekannten Fertigungsprozessen mit teuren und langwierig zu verarbeitenden Materialien wie SU-8 werden bei der Material- und Prozessauswahl kommerziell erhältliche Folienmaterialien berücksichtigt, um Fertigungszeiten und -kosten reduzieren zu können. Durch die Erprobung von Prozessen aus der Leiterplattentechnologie werden grundlegende Schritte für einen Technologietransfer von der Einzelstückfertigung im Labor hin zu einer wirtschaftlichen Herstellung in hohen Stückzahlen unternommen.

Durch eine umfassende Materialrecherche von Kunststoffen werden Zusammenhänge zwischen den Erweichungstemperaturen, dem Wärmeausdehnungskoeffizienten und dem Elastizitätsmodul erarbeitet und interessante Materialkandidaten identifiziert. Weiterhin werden in dieser Arbeit erstmals mit unterschiedlichen Kunststoffen baugleiche elektrothermische Referenzaktoren hergestellt, die vergleichsweise leicht zu fertigen sind und mit denen die Materialeigenschaften direkt in der Anwendung als Aktor verglichen werden können.

Zur Charakterisierung der Aktoren wird ein Motion-Analyzer realisiert, mit dem In-plane-Bewegungen mit einer Auflösung von $2,4\ \mu\text{m}$ und einem Messfehler von ca. 1,4% gemessen werden können. Zur gleichzeitigen Erfassung von Out-of-plane-Bewegungen der Aktoren wird ein Lasertriangulationsmesssystem integriert, das einen maximalen Fehler von $19,3\ \mu\text{m}$ in dem relevanten Messbereich aufweist. Darüber hinaus wird der Messstand mit einer Regelung zur Einspeisung einer konstanten elektrischen Leistung und einem Kraftsensor ausgestattet, durch den die Blockierkräfte von elektrothermischen Aktoren mit maximalen Fehlern von $0,275\ \text{mN}$ erfasst werden können.

Zum Entwurf von elektrothermischen Aktoren werden ausführliche Materialcharakterisierungen vorgenommen und Modellierungsmethoden diskutiert. Im Fokus der Untersuchungen steht der Hochtemperaturkunststoff PEEK, der im Vergleich zu anderen Polymeren vielversprechende Werte für die dem Aktorprinzip zugrundeliegende Wärmeausdehnung besitzt. Für PEEK werden daher im relevanten Bereich von $0\text{...}125^\circ\text{C}$ die temperaturabhängigen Verläufe für das Elastizitätsmodul und den Wärmeausdehnungskoeffizient sowie eine Querkontraktionszahl von 0,38 bestimmt. Zur Abschätzung der auf den Aktoren abgestrahlten Wärmestrahlung werden zudem für die eingesetzten Materialien die optischen Emissionsgrade bestimmt.

Zur Modellbildung werden sowohl analytische als auch FEM-Methoden für Pseudobimorph-Aktoren entwickelt und anhand von Messdaten der charakterisierten Referenzaktoren validiert. Bei der Modellierung stellt sich der Konvektionskoeffizient als geometrieabhängiger und auch modellabhängiger Parameter heraus, der in den FEM-Methoden einen hohen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse aufweist. Der Konvektionskoeffizient wird daher für die untersuchten Referenzaktoren mit unterschiedlichen Methoden bestimmt und je nach Modellierungsansatz auf anwendbare Bereiche eingegrenzt.

Abschließend sind in dieser Arbeit mehrere Antriebsentwürfe sowohl für Braille-Liniendisplay als auch für Braille-Flächendisplay dargelegt. Die Antriebe werden dabei mit einem Formgesperre ausgestattet, das es den Antrieben ermöglicht, die erreichten Auslenkungen in zwei Positionen ohne weitere Leistungszufuhr zu halten. Mit eigens entwickelten Fertigungsprozessen werden zu jedem Entwurf Aktoren hergestellt und hinsichtlich der Auslenkungen, den erreichbaren

Kräften sowie der Leistungsaufnahme charakterisiert. Die Charakterisierungsergebnisse werden den jeweiligen berechneten Werten aus der Modellbildung gegenübergestellt. Die im Rahmen der Arbeit entwickelten Aktoren für Flächendisplays werden neben PEEK auch aus dem UV-strukturierbaren Photoresist SUEX aufgebaut, mit dem bessere Aktoreigenschaften erzielt werden können als mit den aufgebauten Antrieben aus PEEK.

Mit den realisierten Out-of-plane-Aktoren für Liniendisplays werden Leerlaufauslenkungen von $543\ \mu\text{m}$ erreicht, was die Forderung von $500\ \mu\text{m}$ ausreichend erfüllt. Zudem kann im Experiment die prinzipielle Funktionsfähigkeit des Einrastmechanismus nachgewiesen werden. Die realisierten Aktoren aus SUEX zum Einsatz in Flächendisplays weisen eine bidirektionale Auslenkung von $-253\dots+322\ \mu\text{m}$ sowie erreichbare Kräfte von $7\ \text{mN}$ auf und erfüllen die gestellte Anforderung damit ebenfalls. Je nach Antriebsvariante liegen die Schaltzeiten im Bereich von $5\dots10\ \text{s}$ und die benötigten Schaltenergien zum Heben der Pins bei $0,68\dots0,79\ \text{J}$ oder bei bis zu $1,26\ \text{J}$. Im Ausblick der Arbeit werden Optimierungsvorschläge zur Verbesserung der Ansprechzeiten und des Wirkungsgrades der entwickelten Aktoren dargestellt und darüber hinaus ein weiterführendes Antriebskonzept für Braille-Flächendisplays aufgezeigt.

Abstract

In this work, the use of polymer electrothermal actuators in Braille displays is investigated. The presented state of technology includes 152 publications and gives an overview of aids used for the blind and visually impaired as well as tested drive technologies and concepts in tactile displays. Requirements for the electrothermal actuator to be developed are derived from the state of the art and a drive concept with a bistable mechanism is developed.

In addition to previously used and well-known manufacturing processes with expensive and time-consuming materials such as SU-8, which are expensive and time-consuming to process, commercially available materials are taken into account in order to reduce production times and costs. By investigation of processes from printed circuit board technology, fundamental steps are taken to transfer the technology from single-unit production in the laboratory to economical production in high volumes.

A comprehensive material study of polymers illustrates correlations between softening temperatures, the coefficient of thermal expansion and the modulus of elasticity and allows identification of interesting material candidates. Furthermore, for the first time, in this work electrothermal reference actuators of identical geometry are produced with different polymers, which are comparatively easy to manufacture and allow the comparison of the material properties directly in the application as an actuator.

For the characterization of the actuators a motion analyzer is realized, which measures in-plane deflections with a resolution of $2.4\ \mu\text{m}$ and a measurement error of approximately 1.4%. For the simultaneous acquisition of out-of-plane motions of the actuators a laser triangulation measurement system is integrated, which shows a maximum error of $19.3\ \mu\text{m}$ in the relevant measuring range. In addition, the measuring system is equipped with a loop control for constant electrical power supply and a force sensor, which allows measurement of the electrothermal actuators blocking forces with maximum errors of 0.275 mN.

For the design of electrothermal actuators, detailed material characterizations are performed and modeling methods are discussed. The investigations focus on the high-temperature polymer PEEK, which shows promising values of the thermal expansion for the underlying actuator principle. Therefore, for PEEK, the temperature-dependent curves for the modulus of elasticity and the coefficient of thermal expansion are determined in the relevant range from $0\text{...}125^\circ\text{C}$ as well as a Poisson's ratio of 0.38. In addition, to estimate the thermal radiation of the actuators, the optical emission coefficients are determined for the used materials.

Finally, several designs are presented in this work for actuators for Braille line displays as well as for Braille area displays. The actuators are provided with a latching mechanism, which allows to fix the achieved deflections of the actuators in two positions without further power supply. With specifically developed manufacturing processes, actuators are produced in each design and characterized regarding the achievable deflections, the forces and the power consumption. The characterization results are compared with the respectively calculated values from the used FEM-model. Besides PEEK, the developed actuators of this work for surface displays are additionally made of the UV-structurable photoresist SUEX, which leads to better actuator properties than achievable with actuators made of PEEK.

The realized out-of-plane actuators for Braille line displays demonstrated an deflection of $543\ \mu\text{m}$, which sufficiently meets the requirement of $500\ \mu\text{m}$. In addition, the basic functionality of the latching mechanism is shown in the experiment. For Braille area displays the realized actuators made by SUEX demonstrate bidirectional deflections of $-253\text{...}+322\ \mu\text{m}$ as well as achievable forces of 7 mN and thus also meet the requirements. Depending on the actuator type, the switching times are in the range of $5\text{...}10\ \text{s}$ and the switching energies to lift the pins are in range of $0.68\text{...}0.79\ \text{J}$ or

up to 1.26 J. In the outlook of the work, optimization methods for the improvement of the response times and the efficiency of the developed actuators are presented and furthermore an advanced actuator concept for Braille surface displays is illustrated.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Motivation der Arbeit	1
1.1	Kommerzielle flächige haptische Anzeigeelemente für Blinde	2
1.2	Antriebstechnologien für Braille-Displays	4
1.3	Vergleich der Aktorprinzipien	15
1.4	Bauformen elektrothermischer Mikroaktoren	18
1.5	Aufbau und Zielstellung dieser Arbeit	20
2	Konzept eines elektrothermischen Braille-Displays	22
2.1	Allgemeine Anforderungen an elektrothermische Aktorik in Braille-Displays	22
2.2	Pseudobimorph-Aktoren als bevorzugte Aktorbauform	26
2.3	Bistabiles Antriebskonzept	28
2.4	Eigenschaften der elektrothermischen Braille-Antriebe	35
3	Messtand für elektrothermische In-plane- und Out-of-plane-Aktoren	37
3.1	Leistungsregelung und bidirektionale Ansteuerung	38
3.2	In-plane-Messungen mittels Bilderkennung	39
3.3	Out-of-plane-Messungen mittels Lasertriangulation	40
3.4	Temperaturmessung mittels Infrarotkamera	42
3.5	Kraftmessung	43
3.6	Dynamische Charakterisierung	45
4	Auswahl geeigneter Polymermaterialien	47
4.1	Gegenüberstellung relevanter Materialeigenschaften	47
4.2	Kenngrößen zur maximalen Einsatztemperatur	49
4.3	Referenzaktoren zum Vergleich geeigneter Kunststoffe	54
4.4	Auswahl von Kunststoffen zum Aufbau von Braille-Antrieben	59
5	Bestimmung relevanter Materialparameter	61
5.1	Definitionen der Wärmeausdehnung	61
5.2	Charakterisierung mechanischer Materialeigenschaften für PEEK-Folien	64
5.3	Thermisch relevante Materialparameter	71
5.4	Optische Eigenschaften mit Einfluss auf die Temperaturverteilung	75
5.5	Übersicht über genutzte Materialparameter	79
6	Modellierung elektrothermischer Antriebe	81
6.1	Analytische Modellierung über Netzwerkmodelle	82
6.1.1	Eingrenzung des Konvektionskoeffizienten	85
6.1.2	Dynamik am Beispiel des thermischen Einschaltverhaltens	91
6.1.3	Wirkungsgrad und leistungsbezogene Nutzarbeit	96
6.1.4	Skalierungsverhalten	107
6.2	Modellierung mittels FEM-Analyse	109
6.2.1	Vernetzung von Aktorgeometrien mit dünnen Heizelementen	110
6.2.2	Thermische Simulationsmodelle und Bestimmung der jeweiligen Konvektionskoeffizienten	112
6.2.3	Mechanische Simulationsdomäne	120
6.2.4	Übertragbarkeit auf andere FEM-Geometrien	125

7	Antriebe für Braille-Liniendisplay	127
7.1	Entwurf der Antriebe	127
7.2	Herstellung von Antrieben aus SU-8 und SUEX	130
7.3	Charakterisierung der Aktoren	132
7.4	Erprobung von Aktoren aus PEEK-Folien	137
7.5	Eignung der Antriebe für Braille-Zeilendisplay	139
8	Antriebe für Braille-Flächendisplay	142
8.1	Aktorgeometrie und Matrixanordnung	142
8.2	Gesamtentwurf	151
8.3	Herstellung von Antrieben aus PEEK mit Leiterplatten-Technologie	154
8.4	Herstellung von Antrieben aus SUEX	157
8.5	Charakterisierung der Antriebe	160
8.5.1	Erreichbare Auslenkungen und Kräfte	161
8.5.2	Dynamisches Verhalten und Energiebedarf der Antriebe	166
8.6	Skalierung für großflächige Braille-Display	169
8.6.1	Verdrahtungskonzept	169
8.6.2	Zeitmultiplex-Ansteuerung	171
8.6.3	Größe und Leistungsbedarf	172
8.7	Eignung der Antriebe für Braille-Flächendisplay	174
9	Fazit und Ausblick	178
9.1	Zusammenfassung der Forschungsergebnisse	178
9.2	Weiterführende Arbeitspakete, Optimierungsmöglichkeiten und anknüpfendes Antriebskonzept für Braille-Display	182
9.3	Weiterführende Anwendungen	190
A	Liste aller polymeren elektrothermischen Aktoren	193
B	Probantentests zur Bestimmung der Eindringtiefe und Nachgiebigkeit	205
B.1	Braille-Schrift und Zeichenauswahl	207
B.2	Durchführung und Ergebnisse	210
C	Materialtabellen	212
D	Charakterisierung von Referenzaktoren	219
D.1	Referenzaktoren aus PEEK	222
D.2	Referenzaktoren aus SUEX	228
D.3	Referenzaktoren aus PI	233
D.4	Referenzaktoren aus PEI	238
D.5	Vergleich der Temperaturprofile	243
E	Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten über dimensionslose Kenngrößen der Wärmelehre	245
F	Beschleunigtes Einschaltverhalten mit geregelter Heizleistung	250
G	Netzwerkmodell für Impulsansteuerung der Aktoren	253

H	Mechanische Modellierung eines Pseudobimorph-Aktors	258
H.1	Modell mit konstanter Krümmung zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung	258
H.2	Starrkörperhebelmodell zur Bestimmung der Blockierkraft	262
H.3	Biegebalkenmodelle zur Bestimmung der Blockierkraft	264
H.4	Elastomechanisches Modell	266
H.5	Vergleich der analytischen Modelle	269
I	FEM-Vernetzungsmethoden in Ansys	271
J	Additive Fertigung von Gehäusen und Braille-Pins	282
K	Formschluss bei mechanischer Belastung	284
L	Tempern von PEEK-Folien	286
M	Prozessprotokolle und Masken	288
N	Charakterisierung von Braille-Flächenantrieben	295
N.1	In-plane-Aktoren aus SUEX	298
N.2	In-plane-Aktoren aus PEEK	303
N.3	Out-of-plane-Aktoren aus SUEX	308
N.4	Out-of-plane-Aktoren aus PEEK	315
	Literaturverzeichnis	321

1 Einleitung und Motivation der Arbeit

Die Miniaturisierung und Mobilisierung des Computers hat es dem Menschen möglich gemacht, zu jeder Zeit auf sehr viele Informationen zuzugreifen und diese zu nutzen. Blinde und Sehbehinderte sind aufgrund von Störungen des visuellen Sinneskanals von dieser Entwicklung bisher weitgehend ausgeschlossen. Nach Daten der Weltgesundheitsorganisation (engl. World Health Organization, WHO) waren im Jahr 2010 fast 285 Millionen Menschen weltweit in ihrer Sehfähigkeit eingeschränkt, wobei 39 Millionen eine Vollblindheit aufweisen und bei 246 Millionen die Sehfähigkeit stark eingeschränkt ist [1]. Die Gesamtzahl sehbehinderter Menschen steigt an und wird nach aktuellen Schätzungen bis 2030 auf 55 Mio. Blinde und 330 Mio. Sehbehinderte ansteigen [2, 3]. Obwohl laut WHO über 80% aller Sehbehinderungen und Erblindungen verhindert oder geheilt werden könnten [4], existiert daher ein großer Bedarf an der Bereitstellung digitaler Informationen für Blinde und Sehbehinderte.

Bisher nutzen Blinde und sehbehinderte Menschen vielfältige technische Hilfsmittel, die digitale Informationen für den taktilen oder auditiven Sinneskanal bereitstellen. *Kurze* und *Prescher* fassen in ihren Veröffentlichungen die von Blinden und Sehbehinderten verwendeten Techniken zusammen [5, 6]. Verbreitet sind Schwellpapierdrucker oder Braille-Drucker zum Stanzen haptisch wahrnehmbarer Braille-Symbole in Papier [7]. Neuere Entwicklungen ermöglichen auch das Drucken von fühlbarer Tinte mit herkömmlichen Druckern [8]. Die technischen Prinzipien lassen allerdings kaum die Verwendung in mobilen Geräten zu.

Als zusätzlichen Informationskanal nutzen Blinde daher verstärkt die Sprachausgabe zum Hören von Texten durch Screenreader, die auf Computersystemen für Blinde installiert werden und visuelle Bildschirminhalte in Sprache konvertieren [5, 11]. Systeme mit Audioausgabe umfassen neben Screenreadern auch Mobiltelefone mit audiounterstützter Bedienung [12, 13] oder kameraunterstützte Bilderkennungssysteme mit Objekterkennung [14, 15]. Textlesesysteme zum Vorlesen von z.B. Buchseiten [16, 17] nutzen Scanner mit Texterkennung sowie Sprachausgabe und lassen sich ähnlich auch in Mobiltelefonen mit Kamera integrieren [18, 19]. Studien zur Nutzung von Screenreadern zeigen allerdings, dass dabei noch häufig Fehlinformationen ausgegeben werden, die durch Seitenlayouts oder Konflikten zwischen dem Screenreader und anderen Anwendungen entstehen [20]. Komplexere Informationen, wie z.B. Grafikelemente oder Tabellen, können zudem bisher nicht vollständig dargestellt werden. Studien zur Ergonomie zeigen zudem, dass z.B. taktile Displays im Vergleich zu Screenreadern den blinden Nutzern vielseitigere Interaktionsmöglichkeiten bieten [21, 22].

Im Bereich der taktilen Ausgabegeräte werden bisher vor allem Braille-Zeilen wie in [Abb. 1](#) verwendet, die mit Computer-Tastaturen verbunden oder darin integriert werden können. Tragbare



Abbildung 1: Beispiele für kommerzielle Braille-Zeilen: a) Braille-Zeile *InfoDot 40* zur Verwendung mit herkömmlichen Tastaturen [9]; b) Tastatur mit integrierter Braille-Zeile [10]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Organizer mit einzelnen Braille-Zeilen sind bereits in vielfältigen Ausführungen kommerziell erhältlich. [Tabelle 1](#) zeigt die verwendeten Techniken und exemplarische Systeme zur Ausgabe digitaler Informationen für Blinde und Sehbehinderte. *Hakobyan et al.* fassen darüber hinaus zahlreiche weitere mobile Assistenzsysteme zusammen, die über die reine Ausgabe von digitalen Inhalten hinausgehen und in den Bereichen Navigation, Hinderniserkennung, Raumwahrnehmung und Produktidentifizierung eingesetzt werden [23]. Die Vielzahl der existierenden und der in Entwicklung befindlichen Systeme macht deutlich, dass Assistenzsysteme für Blinde und Sehbehinderte gerade im mobilen Bereich benötigt werden.

Um räumliche Zusammenhänge und grafische Informationen zu vermitteln, eignen sich darüber hinaus insbesondere dynamisch taktile Flächendisplays [5]. Kommerziell erhältlich ist z.B. das *Hyperbraille F* der Firma *metec*, mit dem Objekte wie Tabellen, Textabsätze und Menüs dargestellt werden können [15, 24]. Die softwaregesteuerte Aufteilung des großflächigen Displays in mehrere Ausgabefenster erlaubt eine gleichzeitige Anzeige von Menüs und PC-Bildschirmhalten wie z.B. Tabellen oder Webseiten [25]. Die kapazitive Tasteroberfläche ermöglicht den Nutzern zudem eine taktile Interaktion mit den Texten und Menüs. Durch die aus Piezokeramiken bestehenden Antriebs Elemente besitzt das Gerät ein Gewicht von ca. 4 kg und Abmessungen von 36,5 x 24,5 x 4,2 cm³ und ist damit kaum für den mobilen Gebrauch geeignet. Aufgrund hoher Anschaffungskosten von ca. 50.000 € kommt das *Hyperbraille*-Display allerdings erst vereinzelt im Rehabilitationsbereich zur Anwendung.

Tabelle 1: Gängige Techniken zur Ausgabe digitaler Informationen für Blinde und Sehbehinderte.

Ausgabe	Technik	Kommerzielles Beispiel (Hersteller)	Quelle
Visuell	Bildschirmlesegerät / Digitale Lupe	<i>Mobilux digital Touch HD (Eschenbach)</i>	[26]
Permanent taktil	Schwellpapierdrucker Braille-Drucker	<i>Schwellkopierer (PIAF)</i> <i>BTec 100 (Blista Brailletec)</i>	[27] [28]
Dynamisch taktil	Braille-Zeile Mehrfach-Braille-Zeile Braille-Flächendisplay	<i>Braille sens U2 mini (HIMS Inc)</i> <i>Blitab (BLITAB Technology)</i> <i>Hyperflat (metec Ingenieur-AG)</i>	[29] [30–33] [34]
Audio und dyn. taktil	Notizgeräte / mobile Computer	<i>BrailleSense Polaris (HIMS Inc)</i>	[35]
Audio	Screenreader-Software Textlesesystem / Lesesprechgerät / Scanner mit Texterkennung und Sprachausgabe Mobiltelefone Bildererkennungssystem mit Sprachausgabe	<i>NVDA (NV Access)</i> <i>HedoScan K (hedo Reha-Technik)</i> <i>BlindShell (BlindShell)</i> <i>OrCam MyEye 2 (OrCam Inc)</i>	[5, 11] [16, 17] [12, 13] [14, 15]

In den folgenden Abschnitten werden die bisherigen Forschungs- und Entwicklungsergebnisse auf dem Gebiet der Braille-Displays dargestellt. Darauf aufbauend werden in [Abschnitt 1.5](#) die Ziele und der weitere Aufbau dieser Arbeit dargestellt.

1.1 Kommerzielle flächige haptische Anzeigeelemente für Blinde

Wegen des hohen Bedarfs existiert eine Vielzahl von Unternehmen, die flächige Braille-Anzeigegeräte auf den Markt bringen. Sowohl *Prescher* [5] als auch *Gay et al.* [36] fassen in ihren Veröffentlichungen taktile Anzeigeelemente in unterschiedlichen Entwicklungsstadien zusammen.

Abb. 2 zeigt Geräte, die sich zurzeit im Entwicklungsstadium oder in der Markteinführung befinden sollen. Hierzu zählt das neun-zeilige Braille-Ausgabegerät *Canute 360* [30, 37] von *Bristol Braille Technology* mit 2160 Pins und ca. 2,8 kg, das vor allem die Darstellung mehrzeiliger Formeln erlaubt und das Lesen von Tabelleninhalten und Texten erleichtert. Der durch einen Elektromotor getriebene Mechanismus ermöglicht das sequenzielle Setzen aller Braille-Reihen mit einer Setzzeit von jeweils 0,3 s [38]. Weitere Geräte sind u.a. die Mehrfach-Braille-Zeile *Blitab* von *BLITAB Technology GmbH* [30–33], das Braille-Flächendisplay von *Polymer Braille* oder das Braille-Flächendisplay *Graphiti* von *Orbit Research* [39], die sich nach Angaben der Herstellerwebseiten in Entwicklung oder in der Markteinführung befinden sollen.

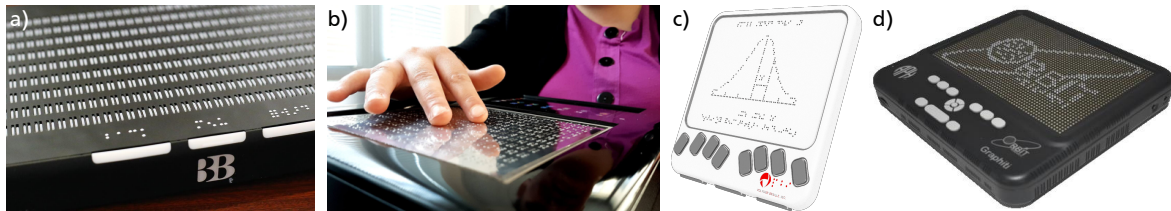


Abbildung 2: Flächige Braille-Anzeigegeräte in der Markteinführung: a) Mehrfach-Braille-Zeile *Canute 360* von *Bristol Braille Technology* [30, 37]; b) Mehrfach-Braille-Zeile *Blitab* von *BLITAB Technology GmbH* [31]; c) Braille-Flächendisplay von *Polymer Braille* [40]; d) Braille-Flächendisplay *Graphiti* von *Orbit Research* [39]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Kommerziell erhältlich war das *Itacti* Braille-Display von *Smart Technology* mit einem Punkt-Abstand von 2,54 mm und 128 x 64 Pins, das aufgrund einer niedrigen Zuverlässigkeit der verwendeten elektrorheologischen Flüssigkeit im Antriebsmechanismus allerdings nicht mehr am Markt erhältlich ist [41, 42].



Abbildung 3: *Itacti* Braille-Display von *Smart Technology* entnommen aus [41, 43].

Zurzeit kommerziell erhältlich sind bisher insbesondere die Braille-Flächendisplays des Unternehmens *metec*. Die Weiterentwicklung des *Hyperbraille F* zum kleineren *Hyperflat* in Abb. 4 zeigt, dass auch für Braille-Anzeigeelemente ein Trend zu kleineren, leichteren und mobilen Geräten

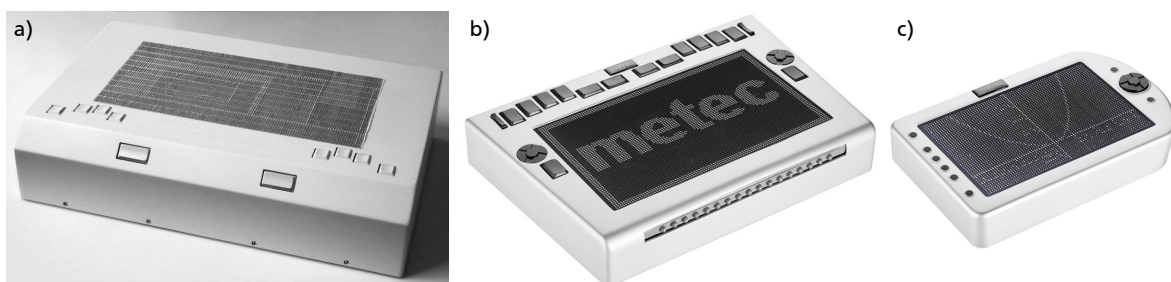


Abbildung 4: Kommerzielle Braille-Flächendisplays des Unternehmens *metec*: a) Vorentwicklung *BrailleDis 9000* [5, 44]; b) Serienprodukt *Hyperbraille F* [24, 45]; c) Serienprodukt *Hyperflat* [34]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

besteht. [Tabelle 2](#) fasst die technischen Eigenschaften der *metec*-Braille-Displays zusammen. Das in der Markteinführung befindliche *Hyperflat* ermöglicht mit einem vergleichsweise geringen Gewicht von 2,3 kg, Abmessungen von 26 x 17 x 4 cm³ und einem Lithium-Ionen-Akkumulator mit 4000 mAh als erstes Braille-Flächendisplay auch einen mobilen Einsatz.

Tabelle 2: Technische Eigenschaften von Braille-Flächendisplays der Firma *metec* basierend auf [5].

Eigenschaft	DMD 12060 [5]	BrailleDis 9000 [5]	BrailleDis 7200 [5]	Hyperbraille F [24]	Hyperflat [34]
Maße in cm	51 x 40 x 8,5	41 x 23,5 x 9,5	41 x 25,5 x 6	36,5 x 24,5 x 4,2	26 x 17 x 4
Gewicht	ca. 20 kg	ca. 8 kg	ca. 5,5 kg	ca. 4 kg	ca. 2,3 kg
Pins gesamt	7200	7200	7200	6240	3648
Pin-Anordnung	60 x 120	60 x 120	60 x 120	60 x 104	48 x 76
Pin-Abstand	3,08 mm	2,5 mm	2,5 mm	2,5 mm	2,5 mm
Hubhöhe	0,7...0,8 mm	0,7 mm	0,7 mm	0,7 mm	0,7 mm
Aktuatorik	elektro- magnetisch	piezo- elektrisch	piezo- elektrisch	piezo- elektrisch	piezo- elektrisch

1.2 Antriebstechnologien für Braille-Displays

Um die Abmessungen und das Gewicht von kommerziellen Braille-Flächendisplays weiter zu reduzieren, wurden in Forschung und Industrie bereits eine Vielzahl technischer Lösungsansätze erprobt. Die meisten der entwickelten Geräte und Demonstratoren insbesondere für kommerzielle Braille-Anzeigeelemente basieren auf piezoelektrischen Antrieben [46]. Prinzipiell eignen sich viele Antriebstechnologien, je nach eingesetzter Technologie existieren aber Hürden in Miniaturisierung, Energieverbrauch, Robustheit, Kosten oder auch der Größe des Gesamtsystems.

Übersicht über die erprobten Technologien zu haptischen Anzeigeelementen finden sich dazu bereits in vielen Literaturquellen. *Leonardis et al.* [47], *Matysek* [46], *Vitushinsky* [48], *Hafez* [49] und *Jungmann* [50] fassen Aktorprinzipien für Braille-Displays zusammen. *Kern* [51], *Ishizuka* [52], *Jones* [53] und *Vidal-Verdú* [54] schaffen zudem eine weiterführende Übersicht über Technologien in haptischen Anzeigeelementen und die Datenbank *Science.gov* [55] listet eine umfassende Sammlung wissenschaftlicher Arbeiten zu Braille-Displays. Das Potential und die technologischen Herausforderungen zeigen insbesondere *Bruckner* und *Schonecker* in einer Technologiestudie zu Braille-Displays [41].

Generell lassen sich die Antriebsprinzipien dabei nach dem adressierten Sinnesreiz unterscheiden [52]. Zur Erzeugung haptischer Reize sind dazu statisch-taktile, vibrotaktile, elektrotaktile (elektrokutan [56, 57] oder Elektrovibration [58–61]) oder auch thermotaktile [62] Anzeigeelemente bekannt. Diese Arbeit gibt im Folgenden einen zusammenfassenden Überblick über erprobte Technologien, fasst deren wesentlichen Eigenschaften und Funktionsprinzipien für haptische Displays zusammen und fokussiert vor allem Technologien, die in statisch-taktile Displays eingesetzt werden können. Grundlegende Anforderungen hierfür werden von *Runyan* und *Blazie* [63] zusammengefasst, die als nominale Werte einen Aktorhub von 0,5 mm und die Blockierkraft eines Pins von 100 mN nennen.

Zum Vergleich der jeweiligen Stärken und Schwächen der Funktionsprinzipien werden im Folgenden neben piezoelektrischen, elektrostatischen, elektromagnetischen, elektrodynamischen, pneumatischen und thermopneumatischen Antrieben auch thermische Festkörperantriebe, Antriebe mit Formgedächtnis-Effekten und elektro- und magnetorheologischen Effekten sowie Sortierantriebe zum Drucken haptischer Bildpunkte dargestellt.

Piezoelektrische Antriebe

Der inverse piezoelektrische Effekt beschreibt die Verformung von elektrisch polarisierten Elementarzellen beim Anlegen eines äußeren elektrisches Feldes an kristalline Materialien. Da nur sehr geringe Dehnungen bspw. für Stapelaktoren im Bereich $0,1...0,15\%$ [71] erzeugt werden, wird zur Realisierung haptischer Anzeigeelemente i.d.R. eine mechanische Übersetzung zum Erreichen der notwendigen Auslenkung integriert. *Hayward et al.* zeigen, dass sich zum Aufbau von vibrotaktilen Anzeigen z.B. vertikal angeordnete Piezo-Biege wandler eignen [64, 72], siehe [Abb. 5 a](#). Die verwendeten Aktoren mit einem Raster von $1 \times 1 \text{ mm}^2$ ermöglichen mit einer Steuerspannung von $\pm 40 \text{ V}$ die Darstellung haptischer Signale mit Bildwiederholraten bis zu 700 Hz . *Watanabe et al.* zeigen den Aufbau einer vibrotaktilen Anzeige mit Piezo-Stapelaktoren im Array mit einem Raster von $4 \times 4 \text{ mm}^2$ [65], siehe [Abb. 5 b](#). Ähnlich wie bei *Kwon et al.* [73] bilden voneinander getrennte Kammern über dem Piezo-Array eine hydraulische Übersetzung des Aktorhubs und führen zu einer lokalen Wölbung einer PDMS-Membran bis zu $300 \mu\text{m}$. Das hydraulische Übersetzungsverhältnis bleibt dabei ohne die mechanische Belastung des Fingers in einem Frequenzbereich von $10...100 \text{ Hz}$ stabil. Auch *Ninomiya et al.* präsentieren ähnliche Piezo-Stapelaktoren mit hydraulischer Übersetzung [74]. Als Schwäche nennen *Bruckner* und *Schonecker* die Erwärmung beim dynamischen Betrieb der piezoelektrischen Aktoren [41], die durch dielektrische Verluste verursacht wird.

Gängiger ist daher die Verwendung von piezokeramischen Biege wandlern (Trimorphwandler), die in den kommerziellen Braille-Displays von *metec* eingesetzt werden. In den kommerziell erhältlichen Antriebsmodulen für Braille-Zeilen werden die Piezo-Biege wandler dabei nach [Abb. 5 c](#) horizontal zur Bedienoberfläche angeordnet [75]. In Braille-Flächendisplays kommt die vertikale Anordnung nach [Abb. 5 d](#) zur Anwendung [66]. Die verwendeten Trimorphwandler erreichen dabei einen Hub der Tastköpfe von ca. $0,7 \text{ mm}$ über die Tastoberfläche [24, 34]. Die Steifigkeit des Biege wandlers und der verwendeten Umlenkung erlaubt dabei eine Lesekraft von ca. 300 mN , bis der Tastkopf unter der Tastoberfläche verschwindet. Nachteilig für Braille-Displays ist allerdings die entstehende Bauhöhe bei der vertikalen Anordnung zur Tastoberfläche. Zudem

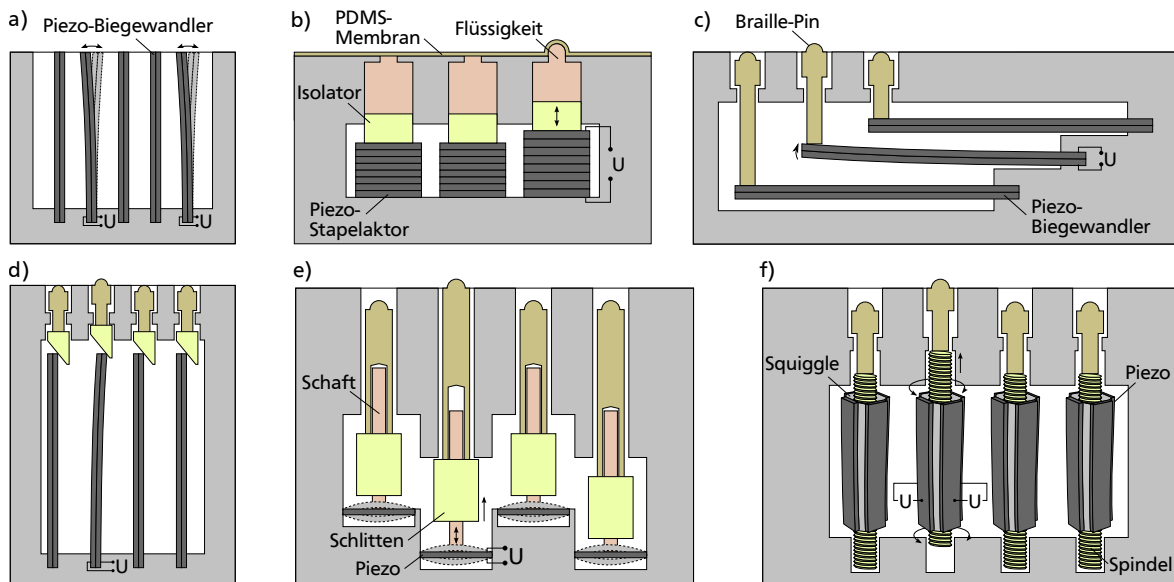


Abbildung 5: Piezo-Antriebe für taktile Displays: a) Display mit vibrotaktilen Biege wandlern nach [64]; b) Piezo-Stapelaktoren mit hydraulischer Übersetzung nach [65]; c) Piezo-Biege wandler in horizontaler Anordnung für Braille-Zeilen nach [46, 66]; d) Piezo-Biege wandler in vertikaler Anordnung mit Umlenkung für Braille-Displays nach [66]; e) Ultraschall-Antriebe mit Stick-Slip-Effekt nach [67, 68]; f) Squiggle[®]-Motoren nach [69, 70].

macht die Verwendung von Piezoaktoren den Einsatz hoher Steuerspannungen von mehreren Hundert Volt notwendig, welche eine aufwändige Steuerelektronik und Isolation der spannungsführenden Komponenten mit sich bringt.

Eine besondere Bauform unter den piezoelektrischen Antrieben stellen die piezoelektrischen Linearantriebe dar. Piezoelektrisch erzeugte mechanische Schwingungen werden dabei in eine schrittförmige lineare Bewegung eines beweglichen Schlittens oder einer Spindel übersetzt. *Cho et al.* präsentieren einen Antrieb für ein taktiles Display mit einem Raster von $3 \times 3 \text{ mm}^2$, der auf dem Haftgleit Effekt (auch Stick-Slip-Effekt) beruht [67]. *Velázquez et al.* [68] betreiben eine taktile Anzeige mit ähnlichen piezoelektrisch angetriebenen Ultraschallmotoren von *Piezo-Tech Co.*, siehe [Abb. 5 e](#). Auch Squiggle[®]-Motoren von *New Scale Technologies* können durch ihre geringe Baugröße mit $1,8 \times 1,8 \times 6 \text{ mm}^3$ für Braille-Displays eingesetzt werden [69], wobei die Aktoren nach [Abb. 5 f](#) eine miniaturisierte Spindel antreiben. Die Designstudie *Squibble* [70] stellt ein taktiles Display mit 779 Antrieben vor [41], die sich in einem Raster von $3 \times 3 \text{ mm}^2$ anordnen lassen [76]. Die piezoelektrischen Linearantriebe weisen prinzipbedingt keine Begrenzung der erreichbaren Auslenkung auf, stellen aber erhöhte Anforderungen an die Ansteuerelektronik.

Elektrostatische Antriebe

Elektrostatische Antriebe nutzen i.d.R. die Coulomb-Kraft zwischen zwei Elektroden aus, um eine mechanische Verformung einer oder beider Elektroden und ggf. des dazwischen liegenden Dielektrikums zu bewirken. *Fukushige* und *Hata* stellen spiralförmige elektrostatische Wanderkeilantriebe vor, die taktile Displays gemäß [Abb. 6 a](#) ermöglichen können [77]. Die Antriebe können im Raster von $1 \times 1 \text{ mm}^2$ angeordnet werden und erreichen mit beweglichen Elektroden aus hochelastischem, dünnem, metallischen Glas ($\text{Pd}_{76}\text{Cu}_7\text{Si}_{17}$) maximale Auslenkungen von $180 \mu\text{m}$ und Kräfte von $0,83 \text{ mN}$. Durch die begrenzte Dehnbarkeit von Metallen und Halbleitern und die hohen Herstellungskosten von metallischen Gläsern konnten sich mikrotechnisch hergestellte, elektrostatische Antriebe bisher nicht für statische Displays durchsetzen.

Vielversprechendere Ansätze liefern dagegen vor allem elektrostatische Antriebe mit polymeren Materialien. *Konyo et al.* erproben kammartig angeordnete Aktoren aus einem ionisch leitfähigen Polymer für ein vibrotaktil Display, das z.B. zur Darstellung der Oberflächenrauheit unterschiedlicher Materialien an einem Finger befestigt wird [78, 79]. Die Aktoren mit einem Biegekörper aus Nafion[™], einem Copolymer aus Tetrafluorethylen und Perfluorsulfonsäure, und Elektroden aus Platin erzeugen bei Anlegen eines elektrischen Feldes eine Krümmung, welche mit der schrägen Anordnung in [Abb. 6 b](#) direkt an die berührende Haut übertragen wird. Die Aktoren mit einer Länge von 5 mm und einer Breite von 2 mm werden im Raster von $1,2 \times 1 \text{ mm}^2$ angeordnet. Diese erlauben mit geringen Ansteuerspannungen von $1,5 \text{ V}$ die Darstellung haptischer Reize in einem Frequenzbereich $76 \dots 276 \text{ Hz}$. Weitere Studien zeigen, dass die Aktoren mit tieferen Frequenzen bis zu 5 Hz und höheren Ansteuerspannungen auch zur Darstellung eines statischen Drucks auf den Finger genutzt werden können [80]. Auch *Kato et al.* verwenden Nafion[™] als leitfähiges Polymer zum Aufbau eines statischen Displays, bei dem die Biegeaktoren mit kleinen Halbkugeln aus Kunststoff versehen und waagrecht zwischen einer dünnen Membran aus PDMS und einer flexiblen Polyimidfolie mit organischen Feldeffekttransistoren platziert werden [81]. [Abb. 6 c](#) zeigt den schematischen Aufbau der Antriebe, die mit einer Gesamtdicke von 1 mm mechanisch flexibel verformbar sind. Mit Ansteuerspannung der Aktoren von 3 V und einer maximalen Schaltfrequenz von 2 Hz können Auswölbungen der PDMS-Membran bis zu $0,4 \text{ mm}$ erreicht werden.

Ren et al. beschreiben dielektrische Polymeraktoren für Braille-Displays aus aufgerollten PVDF-Schichten und dazwischenliegenden Elektroden [82]. Durch das Aufrollen der polymeren Schichten auf eine vorgespannte Feder und die vertikale Anordnung nach [Abb. 6 d](#) kann die Querdehnung des Polymers zum Hub eines Braille-Pins genutzt werden. Mit einer Länge von 34 mm werden Auslenkungen bis zu 1 mm und Kräfte bis zu 750 mN allerdings erst

bei Feldstärken von ca. 100 MV/m erreicht, was bei der Schichtdicke von $5\text{--}6 \mu\text{m}$ einer sehr hohen Ansteuerspannung im Bereich $500\text{--}600 \text{ V}$ entspricht. *Gorny et al.* aus derselben Forschergruppe präsentieren ebenfalls gerollte dielektrische Polymeraktoren aus PVDF, die Auslenkungen von $0,5 \text{ mm}$ und Kräfte von mehr als 500 mN bei Spannungen unterhalb von 200 V erreichen [76]. *Chakraborti et al.* nutzen einen ähnlichen Effekt an Silikon-Röhren, welche von außen mit kohlehaltigem Schmiermittel (Nyogel 765G) als Elektrode versehen und unter Vorspannung mit einer leitfähigen wässrigen Lösung als innere Elektrode gefüllt werden (siehe Abb. 6 e) [83, 97]. Mit einer Länge von 25 mm werden bei Spannungen von 100 kV Auslenkungen von $0,5 \text{ mm}$ erreicht. Bei höheren Spannungen von ca. 135 kV steigen die erreichbaren Auslenkungen auf über $1,3 \text{ mm}$ und die erreichbaren Kräfte auf einen Bereich von 35 bis ca. 52 mN . *Spinks et al.* stellen ähnliche Aktoren aus Polypyrrol her, die mit Elektroden aus Platin bestückt und durch aufgeschmolzenes Polystyrol versiegelt werden [98].

Bar-Cohen präsentiert einen Ansatz mit geringerem Fertigungsaufwand, bei dem ein dielektrisches Polymer als Film zum Einsatz kommt [84–86]. Abb. 6 f zeigt den prinzipiellen Aufbau mit einem Silikonfilm und strukturierten Elektroden auf beiden Seiten. Durch gezieltes Anlegen einer Steuer-spannung an die Zeilen- und Reihenelektroden verformt sich das Elastomer unter dem elektrostatischen Druck und versetzt die darüber liegenden Braille-Pins in der Höhe. Aufbauend auf dem Konzept von *Bar-Cohen* entwickeln *Heydt* und *Chhokar* ein ähnliches Braille-Display, bei dem das elektroaktive Polymer als vorgespannte Membran zum Einsatz kommt [87]. Die Membran wird dabei über einer Lochplatte angeordnet und durch Federn so vorgespannt, dass keine Deformation

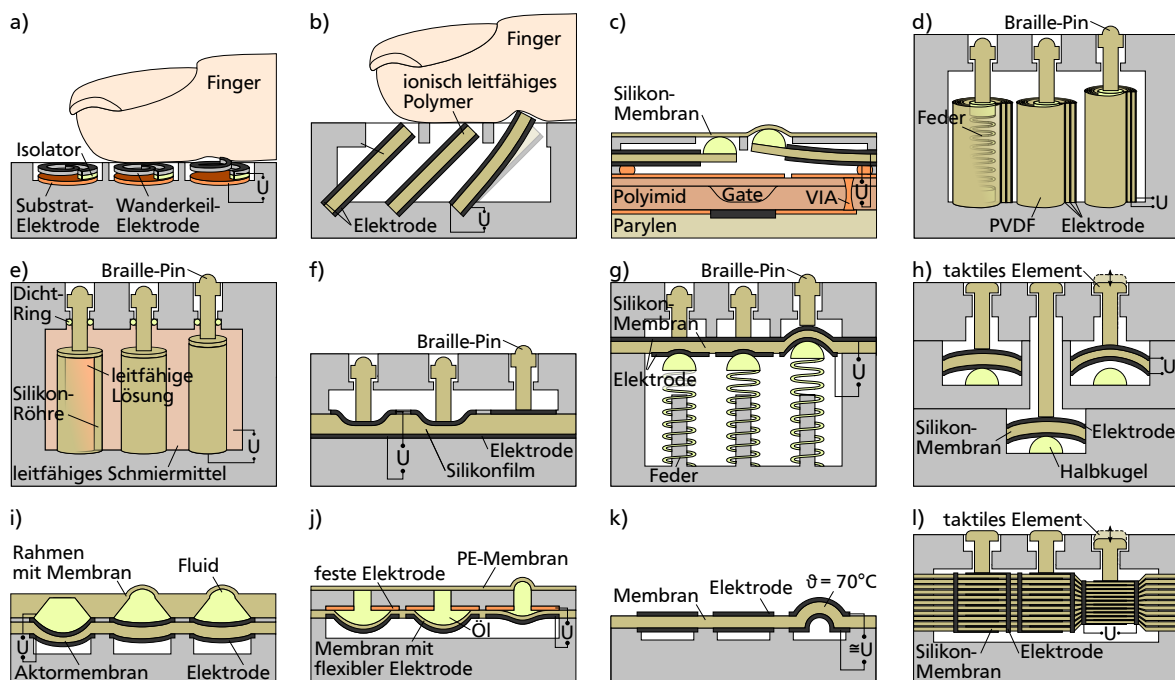


Abbildung 6: Elektrostatische Antriebe für taktile Displays: a) Spiralförmige elektrostat. Wanderkeilantriebe nach [77]; b) Vibrotaktile Biegewandler aus Nafion nach [78, 79]; c) Statische Biegewandler aus Nafion nach [81]; d) Gerollte dielektrische Elastomerfolien nach [76, 82]; e) Silikonröhren mit Elektroden auf Innen- und Außenflächen nach [83]; f) Membrankrümmung durch elektrostatischen Druck nach [84–86]; g) Durch Federn vorgespannte Elastomer-membran nach [87]; h) Ingespannte Elastomer-membran nach [88–90]; i) Elastomer-membran mit hydraulischer Übersetzung nach [91]; j) Elastomeraktor mit dielektrischem Fluid nach [92]; k) Statisch bistabile Membran durch Heizung über Glastemperatur nach [93–95]; l) Vibrotaktile Stapelaktoren nach [46, 50, 96].

an der Oberfläche dieser Membran erzeugt wird. Bei Anlegen einer Spannung an die Membran vergrößert sich die Elektrodenfläche, sodass wie in [Abb. 6 g](#) dargestellt eine Auswölbung der Membran entsteht. Auch die Arbeitsgruppe um *Choi et al.* nutzt die Deformation einer Elastomermembran für ein vibrotaktiler Display, bei dem ein vergleichsweise hartes Silikon KE441 von *ShinEtsu* zum Einsatz kommt [88–90]. Aus Schichten mit einer Schichtdicke von jeweils 50 µm werden Stapel mit einer Höhe von ca. 0,75 mm aufeinander laminiert. Die kreisförmigen Stapel werden in eine ringförmige Halterung mit geringfügig kleinerem Durchmesser eingespannt und wie in [Abb. 6 h](#) über miniaturisierten Kugeln positioniert, sodass eine definierte Vorwölbung der Membran auftritt. Die Aktoren werden aufgrund des Bauraums in zwei Schichten angeordnet und erreichen mit Spannung von 2,5 kV eine Dickenänderung bis zu 3,5% bzw. in diesem Fall von ca. 26 µm.

Lee und *Phung* aus derselben Arbeitsgruppe zeigen, dass sich die Auslenkungen von dielektrischen Elastomeraktoren durch hydraulische Übersetzung vergrößern lassen [99]. [Abb. 6 i](#) zeigt den Aufbau eines taktilen Displays mit Aktoren mit einlagigen dielektrischen Aktoren aus einer 90 µm dicken Silikonfolie und einer mit Öl gefüllten Kavität, welche zur Tasteroberfläche hin mit einer dünnen Silikonmembran begrenzt ist. Die Aktoren mit 4 mm Durchmesser erreichen bei einer Ansteuerspannung von 7 kV eine statische Auslenkung bis zu 340 µm und Kräfte von 40 mN. Mit steigender Anregungsfrequenz sinkt die erreichbare Auslenkung, sodass bei 3 Hz eine Auslenkung von 240 µm und bei 10 Hz noch eine Auslenkung von 120 µm erreicht wird. *Phung* beschreibt zudem einen ähnlichen Mechanismus, der eine mechanische Übersetzung mit einem Festkörper anstatt eines Fluides realisiert, wodurch sich die erreichbaren Auslenkungen auf 140 bis 350 µm steigern lassen [91]. *Sîrbu et al.* entwickeln das Konzept weiter, in dem der elektrostatische Druck nicht über einer Elastomermembran aufgebaut wird, sondern direkt in ein dielektrisches Fluid eingebracht wird [92]. [Abb. 6 j](#) zeigt den Aufbau eines taktilen Displays, bei dem Öl aus einer hydraulischen Kammer mit einer festen und einer flexiblen Elektrode verdrängt wird und eine 10 µm dünne Polyethylenmembran an der Tasteroberfläche auswölbt. Durch die hydraulische Übersetzung der Elektroden mit einem Durchmesser von 15 mm auf einen Kammerdurchmesser von 5 mm kann die Membran an der Tasteroberfläche mit Ansteuerspannungen von 4 kV, einer Frequenz von 1 Hz und einer Kraft von ca. 7 mN auf über 0,85 mm aufgewölbt werden.

Niu et al. präsentieren ein statisches taktiler Display mit ähnlichen Aktoren, die ihre Auslenkung darüber hinaus bistabil in zwei Positionen halten können [93–95]. Durch Aufheizen der aufgewölbten Membranen aus Poly(tert-Butylacrylat) über die Glasübergangstemperatur von 45...70 °C und anschließendes Abkühlen friert die Auswölbung ein und bleibt auch bei anschließendem Abschalten der elektrischen Spannung nahezu bestehen, siehe [Abb. 6 k](#). Die Membranen mit einem Durchmesser von 1,5 mm werden in einem Raster 2,5 x 2,5 mm² angeordnet und erreichen bei einer Gleichspannung von ca. 1,3 kV eine Auswölbung der Membran bis zu 594 µm. Zum Aufheizen auf ca. 70 °C wird dabei eine der Elektroden für 10 s mit einem Wechselstrom von 2,5 mA bei 60 Hz beaufschlagt. Nach dem Abkühlen und Abschalten der Speisespannung sinkt die Auswölbung der Membran bei einmaligem Schaltvorgang nur geringfügig auf 577 µm. Langzeitversuche zeigen allerdings, dass das Material durch die hohe thermomechanische Beanspruchung nach 4000 Zyklen nur noch eine Auswölbung von 340 µm an der Membran erzeugt.

Einen weiteren Ansatz verfolgt *Jungmann* und entwickelt dielektrische Elastomeraktoren für taktile Displays, welche aus bis zu 100 Schichten Silikon und aufgespritzten Graphitschichten als Elektroden bestehen [50, 96], siehe [Abb. 6 l](#). *Matysek* aus derselben Forschergruppe entwickelt damit Demonstratoren für vibrotaktile Displays, in denen Aktoren mit bis zu 40 dielektrischen Schichten mit einer Schichtdicke von jeweils 20 µm verbaut werden [46]. Mit Ansteuerspannungen von 500 V können taktile Stimuli im Frequenzbereich von 30...600 Hz nachgewiesen werden. Ähnlich hergestellte Aktoren mit 40 Schichten und Filmdicken von jeweils 50 µm oder 70 Schichten und jeweils 30 µm Filmdicke erreichen eine Auslenkung von etwa 300 µm [46].

Elektromagnetische und elektrodynamische Antriebe

Elektrodynamische Antriebe beruhen auf der Wirkung der Lorentzkraft oder der Reluktanzkraft [113]. Unter dem Begriff Elektromotor sind zahlreiche Bauformen bekannt, die eine rotierende Bewegung erzeugen. Bei elektromagnetischen Antrieben beruht die Funktion i.d.R. nur auf der Reluktanzkraft. Verbreitete Bauformen sind bspw. Hubmagneten mit linearer Bewegung sowie Schritt- und Servomotoren mit rotierender Bewegung. In den ersten taktilen Displays wurden elektrodynamische und elektromagnetische Antriebe verwendet, die sich zwar leicht ansteuern lassen, aber einen deutlich größeren Bauraum als piezoelektrische Antriebe besitzen.

Shinohara et al. präsentieren miniaturisierte Schrittmotoren in vertikaler Anordnung mit 4,2 mm Durchmesser, welche taktile Elemente jeweils durch eine angetriebene Spindel in der Höhe verstellen [100]. Durch Platzierung in drei zueinander versetzten Lagen wie in *Abb. 7 a* können die Antriebe in einem Raster von $3 \times 3 \text{ mm}^2$ angeordnet werden. *Wagner et al.* präsentieren ein taktilen Display mit horizontal angeordneten elektromagnetischen Servoantrieben [101], siehe *Abb. 7 b*. Das Stapeln der Aktoren in 6 übereinander angeordnete Lagen und die entsprechenden mechanischen Umlenkmechanismen zum Heben der taktilen Elemente lassen dabei allerdings nur den Aufbau kleiner Demonstratoren mit 6×6 Pins zu.

Yeh und Liang zeigen mit einem miniaturisierten Umlenkmechanismus nach *Abb. 7 c*, dass sich mit einer Bauhöhe von 53 mm Braille-Module mit 2×4 Pins aufbauen lassen [102]. Auch *Karastoyanov et al.* [103–105] und *Balabozov et al.* [106, 107] präsentieren elektromagnetische Antriebe, die für taktilen Displays wie in *Abb. 7 d* in drei Ebenen versetzt zueinander angeordnet werden. Durch Kombination des Stößels mit einem Permanentmagneten sind die Antriebe bistabil und benötigen in den beiden Ruhelagen keinen Haltestrom. Die Länge der Antriebe und die Anordnung in mehreren Lagen wirken sich allerdings bei allen elektromagnetischen Antrieben negativ auf die Bauhöhe aus, was vor allem für den Aufbau mobiler Geräte ungünstig ist.

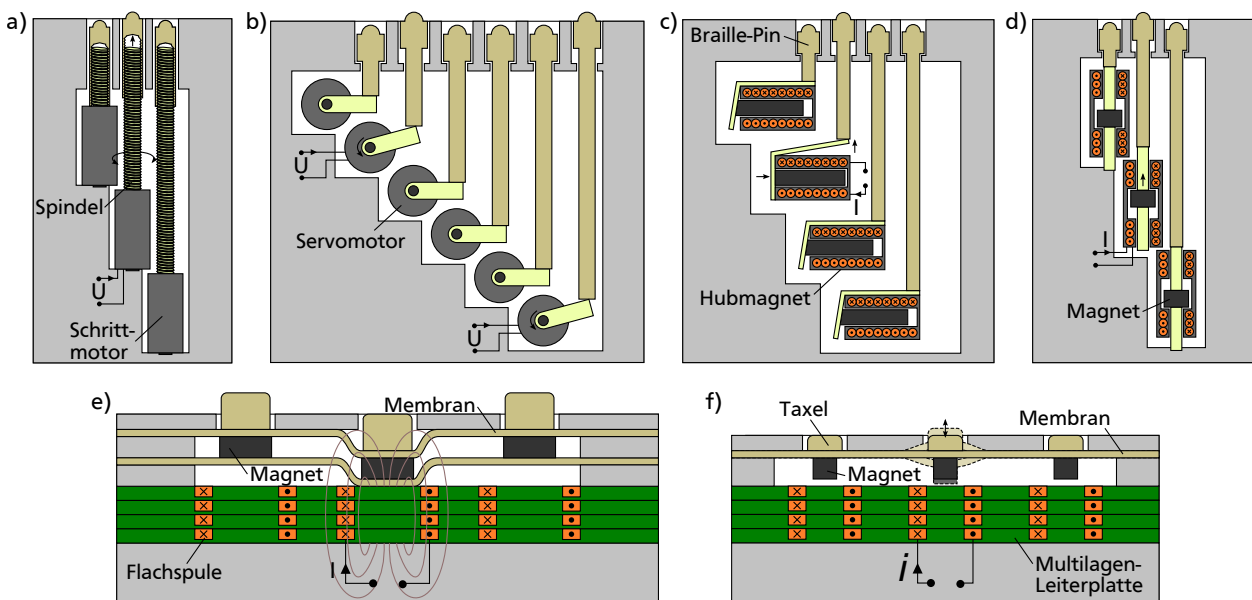


Abbildung 7: Elektromagnetische Antriebe für taktilen Displays: a) Vertikaler Spindeltrieb nach [100]; b) Servomotoren in horizontaler Anordnung nach [101]; c) Hubmagneten in horizontaler Anordnung nach [102]; d) Bistabile Hubmagneten mit vertikaler Anordnung in 3 Lagen nach [103–107]; e) Hubmagneten mit vertikaler Anordnung in einer Lage nach [108–111]; f) Hubmagneten für ein vibrotaktilen Display nach [112].

Zárate et al. präsentieren daher ein statisch taktiles Display mit miniaturisierten Hubmagneten in einer Lage [108–110], siehe Abb. 7 e, mit dem hohe Kräfte von 40 mN und Auslenkungen von 0,55 mm erreicht werden [108]. Die permanente Leistungsaufnahme liegt dabei allerdings bei einem hohem Wert von 1,7 W/Taxel und bedingt durch die Baugröße der Hubmagneten wird nur ein Raster von 8 mm erreicht. Benali-Khoudja et al. nutzen kleinere Hubmagneten und präsentieren mit den Demonstratoren Vital 1 - 3 vibrotaktile Displays mit Hubmagneten und auf Leiterplatten hergestellten Spulen nach Abb. 7 f, die einen Abstand von 5 mm bzw. 3 mm zwischen den Pins aufweisen [112]. Sehr ähnliche Konzepte stellen zudem Fukuda et al. [114] und Deng et al. [115] vor. Asamura et al. zeigen weiterhin einen vibrotaktile elektrodynamischen Stimulator, der allerdings nicht im Array ausgeführt wird [116]. Durch den hohen Stromverbrauch und den teils aufwändigen Aufbau konnten sich elektromagnetische und elektrodynamische Antriebe bisher allerdings nicht für Braille-Displays durchsetzen.

Formgedächtnis-Antriebe

Formgedächtnislegierungen (FGL) sind Materialien, die ihre Gitterstruktur in Abhängigkeit der Temperatur verändern können. In der Niedertemperaturphase bilden die Materialien dabei einen Martensit mit tetragonal raumzentrierter Einheitszelle, in der Hochtemperaturphase bildet sich ein Austenit mit kubisch-flächenzentrierter Einheitszelle. Bei der hysteresebehafteten Umwandlung kommt es durch die unterschiedlichen Geometrien der Einheitszellen auch zu einer Deformation von makroskopischen Bauteilen.

Taylor et al. präsentieren Antriebe für ein taktiles Display mit Drähten aus Nitinol, die den Formgedächtniseffekt nutzen und wie in Abb. 8 a durch Druckfedern vorgespannt sind [117]. Mit einer Drahtlänge von 120 mm erreichen die Antriebe maximale Auslenkungen von 1,7 mm. Arif reduziert die Bauhöhe durch die Entwicklung von Braille-Antrieben mit einer v-förmigen Anordnung der Formgedächtnisdrähte [118]. Durch die v-förmige Anordnung der Drähte nach Abb. 8 b wird eine Kniehebelstruktur mit einer Breite von ca. 9 cm erzeugt, die in mehreren Lagen übereinander angeordnet wird. Velázquez et al. präsentieren mit einem verbesserten Konzept ein taktiles Display mit 8 x 8 Pins, bei dem die Antriebe aus jeweils zwei antagonistischen Druckfedern aus Formgedächtnisdraht bestehen [119, 124]. Durch einzelne Bestromung der Federn können die Taxel aus einer mittleren Ruhestellung jeweils nach oben oder unten gedrückt werden. Die Kosten für eines der Braille-Module wird mit ca. 200 USD angegeben. Haga et al. zeigen, dass sich mit denselben Antrieben nach Abb. 8 c ein magnetisch bistabiler Mechanismus realisieren lässt [120, 121]. Die beweglichen Hubstifte der Antriebe werden dafür mit einem Permanentmagneten versehen, der zwischen zwei ferromagnetischen Platten aus Eisen bewegt werden kann. Zhao et al. entwickeln mit Drähten aus Nitinol vibrotaktile Braille-Antriebe nach Abb. 8 d [122].

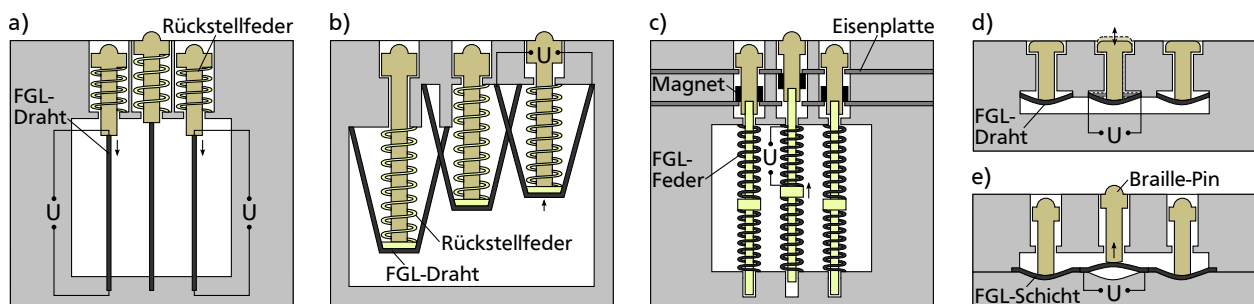


Abbildung 8: Braille-Antriebe mit Formgedächtnis-Effekt: a) Mit Druckfedern vorgespannte Formgedächtnisdrähte nach [117]; b) V-förmig angeordnete Formgedächtnisdrähte nach [118]; c) Antagonistisch arbeitende Formgedächtnis-Druckfedern nach [119–121]; d) Vibrotaktile Antrieb nach [122]; e) Batchgefertigte Bimetallschichten mit Formgedächtniseffekt nach [48, 123].

Einen ähnlichen Aufbau nutzt *Wellman*, um ein vibrotaktiler Display mit v-förmig angeordneten Formgedächtnisdrähten und Flüssigkeitskühlung aufzubauen [125].

Um einen aufwändigen Aufbau von Antrieben mit Formgedächtnis-Drähten zu vermeiden, werden vermehrt batchfertige Systeme untersucht. *Vitushinsky* nutzt den Formgedächtniseffekt an Bimetallschichten aus Titan-Nickel-Kupfer und Titan-Nickel-Hafnium zum Aufbau eines taktilen Displays mit 10x10 taktilen Elementen [48, 123], siehe Abb. 8 e. Mit einer freistehenden Länge der Bimetallschicht von 3,4 mm und einem Heizimpuls von ca. 100 mW für 150 ms können Auslenkungen bis zu 0,7 mm erreicht werden, die maximale erzeugte Kraft liegt allerdings nur bei 2,2 mN. Eine größere Variante der Antriebe mit einer freistehenden Länge von 6 mm erreicht Auslenkungen bis zu 1,2 mm und Kräfte bis zu 16 mN.

Pneumatische Antriebe

Zum Einbringen eines haptischen Reizes in die Haut umfassen pneumatisch betriebene Displays i.d.R. ein druckerzeugendes System und ein Ventil-Array. *Makino et al.* präsentieren ein System, bei dem die Haut des Fingers mittels Unterdruck in eine Bohrung mit 2,4 mm Durchmesser gesaugt wird [126], siehe Abb. 9 a. Um die Dehnung der Haut zu verringern, weisen die Bohrungen allerdings eine 6 mm durchmessende Fase auf und begrenzen damit die Auflösung des Displays. Problematisch für den praktischen Nutzen ist bei dem Aufbau vor allem die Dichtigkeit zur Haut.

Pneumatisch betriebene Displays nutzen daher i.d.R. ein Fluid, das nicht direkt auf die Haut, sondern auf kleine Stößel oder eine Membran wirkt. *Caldwell et al.* präsentieren ein Array mit 4x4 pneumatisch angetriebenen Stiften [127], siehe Abb. 9 b. Bei einem maximalen Betriebsdruck von 6 bar können Hübe bis zu 5 mm und Kräfte von 3 N pro Stift erreicht werden. *Moy et al.* präsentieren ein taktiler Display mit 5x5 pneumatischen Kammern in einem Raster von 2,5x2,5 mm², die über eine Membran aus PDMS abgedichtet werden [128], siehe Abb. 9 c. Bei einem Druck von 4 bar und einem Kammerdurchmesser von 1 mm kann die Membran um bis zu 0,7 mm verwölbt werden. Die eingesetzten klassischen Ventile lassen allerdings keinen

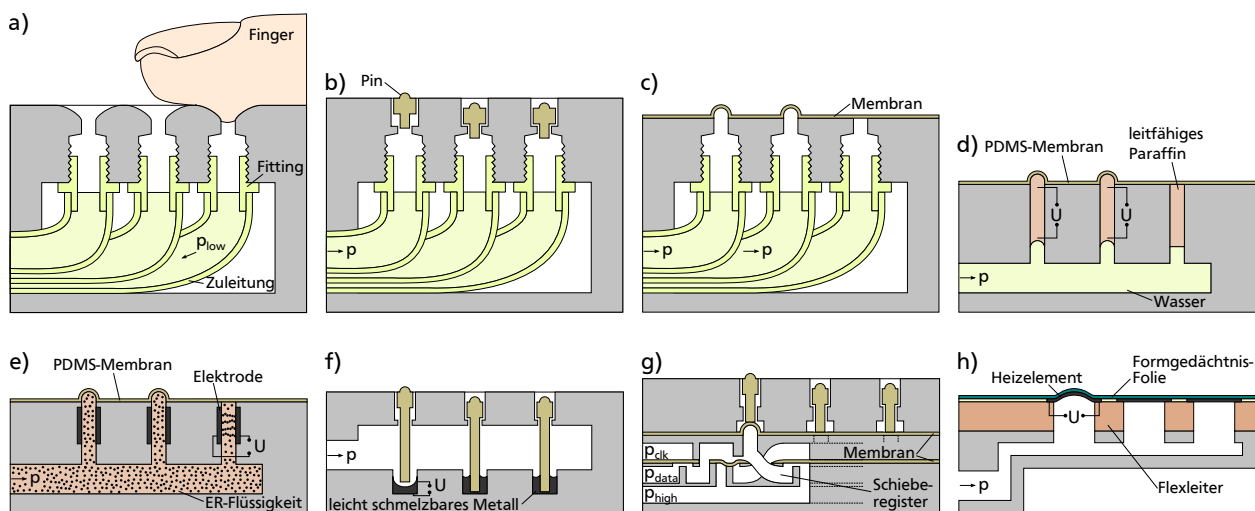


Abbildung 9: Pneumatische Braille-Antriebe: a) Direkte Aktuierung der Haut nach [126]; b) Hydraulisch bewegte Stifte nach [127]; c) Pneumatisch aktuiertbare Membran nach [128]; d) Bistabile miniaturisierte Phasenübergangsventile aus Paraffin nach [129]; e) Miniaturisierte elektrorheologische Ventile nach [130, 131]; f) Selektive pneumatische Aktuierung taktiler Elemente durch niedrigschmelzbares Metall nach [132]; g) Miniaturisierte pneumatische Schieberegister aus pneumatischen Schaltern nach [133, 134]; h) Polymermembran mit Formgedächtniseigenschaften nach [135, 136].

Aufbau kompakter taktile Anzeigergeräte zu. Daher werden zunehmend auch miniaturisierte Ventilmatrizen zum Aufbau taktile Displays erprobt.

Wilhelm entwickelt ein taktiles Display mit miniaturisierbaren thermischen Phasenübergangsventilen, bei dem anstatt Luft ein aufschmelzbares Paraffin zur Auswölbung einer Membran führt [129, 137]. Die leitfähigen Röhrcen mit einem Volumen von $15,39 \text{ mm}^3$ können in 12,7 s aufgeschmolzen werden, sodass der eingebrachte Druck lokal auf die Membran aufgeprägt und die Auswölbung nach einem Abkühlvorgang innerhalb von 17 s bistabil eingefroren werden kann, siehe [Abb. 9 d](#). Einen ähnlichen bistabilen Mechanismus zeigen *Soule und Lazarus*, bei dem als bistabiles Material Fieldsches Metall (51% In + 32,5% Bi + 16,5% Sn) zum Einsatz kommt [138]. *Fricke* beschreibt ein ähnliches mikrofluidisches Braille-Display mit elektrorheologischen Ventilen, bei dem eine elektrorheologische Flüssigkeit zur Auswölbung einer Membran führt [130, 131], siehe [Abb. 9 e](#). *Nakashige et al.* präsentieren nach [Abb. 9 f](#) ein Array aus luftgetriebenen Stößeln, welche in eine niedrigschmelzenden Metallfassung eingebracht sind [132]. Durch selektives Heizen können einzelne Stößel gelöst und über Druckluft bewegt werden. Einen weiteren Ansatz verfolgt *Russomanno* mit miniaturisierten pneumatischen Schaltern, die über mikrofluidische Kanäle in mehreren Lagen PDMS hergestellt werden [133, 134]. Mit den Schaltern werden pneumatische Schieberegister realisiert, die nach [Abb. 9 g](#) eine serielle Ansteuerung beliebig langer Braille-Reihen mit wenigen pneumatischen Zuleitungen ermöglichen. *Moraes et al.* beschreiben einen Herstellungsprozess für ähnliche PDMS-Multilayerstrukturen und stellen dabei Teststrukturen für ein Braille-Display mit 9×12 taktilen Elementen her [139]. *Besse* entwickelt ein pneumatisches Display mit Membranen aus dem polyurethan-basierten Formgedächtnispolymer SMPMM4520 von *SMP Technologies* [110, 135, 136, 140, 141]. Die in einem Raster von $4 \times 4 \text{ mm}^2$ angeordneten Membranen mit einem Durchmesser von 3 mm und Schichtdicken von $40 \mu\text{m}$ werden durch Aufheizen und gleichzeitiges Beaufschlagen mit einem Druck von 300 mbar aufgewölbt und die erreichte Auslenkung von über $300 \mu\text{m}$ in das Formgedächtnispolymer einprogrammiert, siehe [Abb. 9 h](#). Die Eigensteifigkeit der Membran erhält die Form auch bei Kräfteinwirkungen von über 100 mN. Bei erneutem Aufheizen der Membran kehrt diese in den unverformten Zustand zurück.

Thermopneumatische Antriebe

Um eine zentrale Druckversorgung wie bei pneumatischen Antrieben zu vermeiden, wurden für taktile Displays unterschiedliche thermopneumatische Systeme entwickelt. Der Hub wird dabei durch die Ausdehnung eines Mediums bei Erwärmung erzeugt. *Vidal-Verdú* und *Navas-González* beschreiben den Aufbau eines Braille-Displays mittels thermopneumatischer Aktoren [142, 143]. Entsprechend [Abb. 10 a](#) wird dabei Aceton mit einem Siedepunkt von $56,2^\circ\text{C}$ oder Methanol mit einem Siedepunkt von 65°C in Kupferröhren mit einer flexiblen Membran eingebracht und durch die Bestromung einer angelöteten Signaldiode aufgeheizt. Die im Raster von $2,54 \times 2,54 \text{ cm}^2$

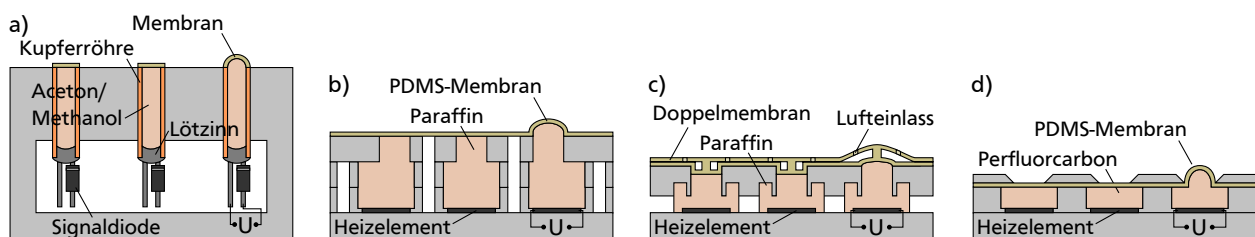


Abbildung 10: Thermopneumatische Braille-Antriebe: a) Mit Aceton oder Methanol gefüllte Kupferröhren nach [142, 143]; b) Kammern mit Paraffin nach [144, 145]; c) Paraffin unter thermisch isolierender Membran nach [146]; d) Mit Perfluorcarbon gefüllte Kammern nach [73, 147].

angeordneten Aktoren erreichen mit einer relativ hohen Leistungsaufnahme von 600 mW pro taktilem Bildpunkt (Taxel) Auslenkungen von über 1 mm und Blockierkräfte von über 100 mN.

Im EU-Projekt *ANAGRAPHS* wurde der Aufbau eines mobilen Braille-Displays mit miniaturisierbaren thermopneumatischen Antrieben mit Paraffin untersucht [148]. Lee und Lucyszyn erproben mikrotechnische Fertigungsverfahren zum Aufbau taktile Displays und beschreiben den Aufbau eines Braille-Displays mit Paraffin-Aktoren, die beim Aufschmelzen einen Volumenzuwachs bis zu 15% aufweisen [144, 145]. Abb. 10 b zeigt den Aufbau einer Paraffin gefüllten Kammer aus drei mikromechanisch strukturierten Siliziumschichten auf einem Glassubstrat und einer Versiegelung mit einer Silikon-Membran. Durch Aufheizen der Heizelemente ergeben sich bei einer Leistungsaufnahme von 600 mW Auswölbungen von ca. 500 μm , wobei der Aufheizvorgang durch die nur an einer Seite liegenden Heizelemente mit ca. 42 s einer sehr niedrigen Dynamik unterliegt. Um die Oberflächentemperatur des taktile Displays zu reduzieren und den Wirkungsgrad zu erhöhen, entwerfen Green et al. Paraffin-Aktoren mit einer mechanischen Übersetzung in der versiegelnden Membran [146]. Die Membran besteht dabei nach Abb. 10 c aus zwei Schichten mit Lufteinlässen, die beim Aufheizen des Paraffins eine thermische Isolierung bilden.

Kwon et al. erproben zudem den Einsatz von Perfluorcarbon in mikrotechnisch hergestellten thermopneumatischen Antrieben [73, 147]. Ein unter einer Silikonmembran eingebrachtes flüssiges Perfluorcarbon 3M PF-5060 mit einer Siedetemperatur von 56°C wird dabei wie in Abb. 10 d dargestellt durch Kammern getrennt und durch mikrotechnisch hergestellte Heizelemente auf 115°C erhitzt. Bei einer statischen Leistungsaufnahme von 750 mW verwölbt sich die deckende PDMS-Membran durch den Dampfdruck und erreicht Auslenkungen bis zu 1,37 mm. Die Charakterisierung zeigt allerdings, dass das Funktionsprinzip einer sehr niedrigen Dynamik unterliegt. Die Ansprechzeiten von 44 bis 96 s können bei einer Leistungssteigerung auf 2500 mW pro Antrieb auf gerade einmal 12 bis 15 s gesenkt werden.

Thermische Festkörperantriebe

Zum Aufbau von Braille-Displays kann auch die thermische Ausdehnung von Festkörpern genutzt werden. Rose patentiert dazu bereits 1981 ein Braille-Anzeigegerät, bei dem Braille-Pins unterhalb der Tastfläche durch Druckfedern vorgespannt werden [149]. Das Bestromen einer Bimetall-Feder mit einer Leistungsaufnahme im Bereich von 10 W [495] löst einen Klemmmechanismus, sodass Braille-Pins wie in Abb. 11 dargestellt in eine erhöhte und tastbare Position gedrückt werden. Zum gemeinsamen Zurücksetzen aller gelösten Braille-Pins ist dabei ein händisch betätigter Mechanismus mit einer Handkurbel vorgesehen, bei dem eine bewegliche Bodenplatte die Vorspannung auf alle im Display verbauten Druckfedern aufbringt und ein Verklemmen der Bimetall-Federn ermöglicht. Nachteilig bei dem dargelegten Konzept sind die sehr langsamen Bildwiederholraten von ca. 1 bis 2 min/Seite und die sehr hohen Kräfte auf die Boden- und Tast-

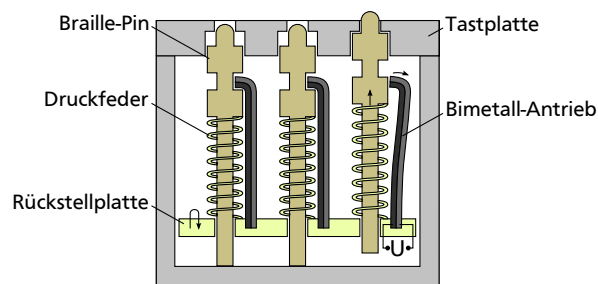


Abbildung 11: Elektrothermischer Braille-Antrieb mit bistabilem Mechanismus aus Bimetall-Federn nach [149].

platte durch die gleichzeitige Betätigung aller Vorspannelemente, welche bei großen Displays zum Verbiegen der Tastplatte und zum Versagen des Rücksetzmechanismus führen kann [63].

Elektro- und Magnetorheologische Effekte

Elektro- und magnetorheologische Effekte führen in erster Linie zu einer Steifigkeitsänderung in Flüssigkeiten oder einer entsprechenden Gel-Matrix. Eingebrachte leitfähige oder magnetische Partikel in den Flüssigkeiten reagieren dabei auf ein angelegtes Feld und ordnen sich z.B. kettenförmig an, sodass lokale Steifigkeitsänderungen entstehen. Durch die beim Lesen aufgebrachte Kraft des Fingers können so taktile Reize wahrgenommen werden.

Monkman beschreibt diesen Effekt für ein taktiles Display mit flächigen Elektroden unter einer flexiblen Membran aus PDMS und einer leitfähigen Elektrode [150], siehe [Abb. 12 a](#). Durch die eingebrachte Kraft eines Fingers kann die magnetorheologische Flüssigkeit verdrängt werden, sodass ein ertastbares Höhenprofil auf dem Display zurückbleibt. *Klein et al.* zeigen ein taktiles Element, welches nach [Abb. 12 b](#) mit einem elektrorheologischen Scherelement gebremst werden kann [131, 151]. *Matysek* beschreibt diesen Mechanismus für ein Display, bei dem eine flächig eingebrachte Folie aus Weichschaum die taktile Elemente nach Eindrücken in die elektrorheologische Flüssigkeit wieder in die erhabene Position zurück bringen kann [46].

Mit dem kommerziellen Itacti Braille-Display von *Smart Technology* wurde die prinzipielle Machbarkeit zur Herstellung eines elektrorheologischen Braille-Displays gezeigt [42]. Als problematisch erweist sich allerdings das Sedimentieren der Partikel über längere Zeitabschnitte, durch das sich feste Ablagerungen am Boden des Gerätes oder in den Tastköpfen bilden können [41, 42].

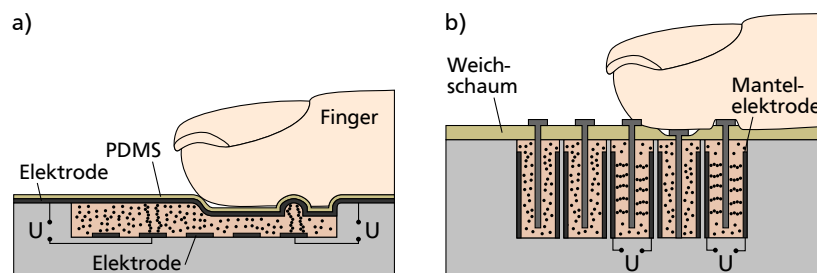


Abbildung 12: Braille-Antriebe mit elektrorheologischen Flüssigkeiten: a) Flächige Elektroden mit Verdrängungsprinzip nach [150]; b) Mantelelektroden mit Scherprinzip nach [46, 131, 151].

Ähnliche Effekte lassen sich auch mit magnetorheologischen Flüssigkeiten erreichen, welche ihre viskoelastischen Eigenschaften im magnetischen Feld ändern. *Ishizuka et al.* präsentieren ein taktiles Display mit einem magnetorheologischen Fluid unter einer PDMS-Membran [152], siehe [Abb. 13 a](#). Abseits der Steifigkeitsänderung präsentieren *Tamilarasan et al.* eine Entwurfsstudie zum Aufbau eines Braille-Anzeigeelements mit einer magnetorheologischen Flüssigkeit, die sich bei Anlegen eines Magnetfeldes lokal verformt und eine ertastbare Wölbung erzeugt [153], siehe [Abb. 13 b](#). Die Spulen zum Aufbau des Magnetfeldes bleiben mit einem Durchmesser von 15 mm allerdings deutlich zu groß für das übliche Braille-Raster von 2,5 mm.

Wie bei den elektrorheologischen Flüssigkeiten stellt die Entmischung der Flüssigkeiten ein Problem bei der Realisierung magnetorheologischer Displays dar. Zudem stellt der definierte Aufbau der Magnetfelder eine Herausforderung dar.

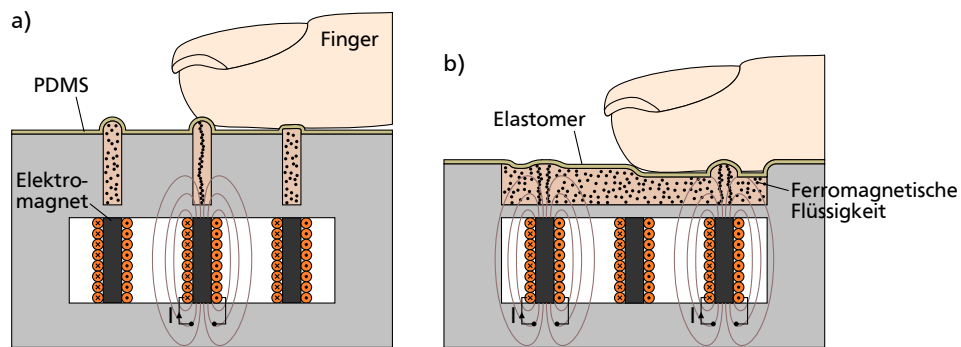


Abbildung 13: Braille-Antriebe mit magnetorheologischen Flüssigkeiten: a) Gekapseltes ferromagnetisches Fluid nach [152]; b) Ausführung nach [50, 154].

Reversibles Drucken haptischer Bildpunkte

Das taktile Display *Tactonom* von *Inventivio* befindet sich noch in Entwicklung und setzt ertastbare Kugeln in eine rasterförmige Passform [36, 155]. Elektromagneten steuern dabei die Verteilung von 10.591 ferromagnetischen Kugeln auf dem Display. Das Display wird dabei immer vollständig aktualisiert, die Aktualisierung eines Teilbereichs ist nicht möglich. Abb. 14 zeigt eine mögliche Umsetzung des Funktionsprinzips nach [156], bei der Stahlkugeln durch einen Hubmagneten über oder unter eine Blende sortiert werden, sodass nur die oben liegenden Stahlkugeln als haptische Bildpunkte fühlbar sind. Bauartbedingt nimmt das Gesamtgerät allerdings immer mindestens die zweifache Fläche des eigentlichen haptischen Displays ein und ist damit prinzipbedingt für den mobilen Gebrauch eher ungeeignet.

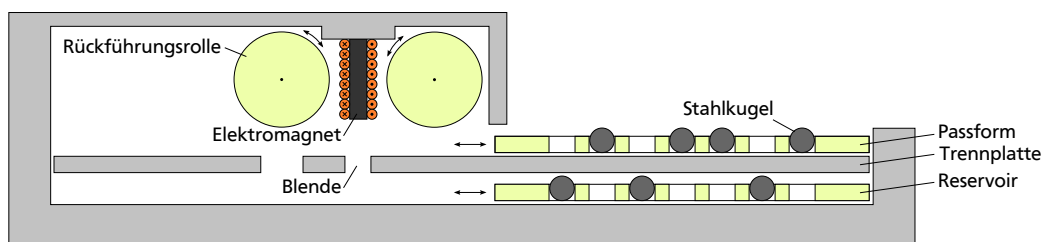


Abbildung 14: Setzen ferromagnetischer taktiler Bildelemente nach [156].

Aufbauend auf dem gegebenen Überblick über die Vielzahl an Antriebs- und Aktuierungsformen werden diese im folgenden Abschnitt miteinander verglichen und hinsichtlich ihrer Vor- und Nachteile bewertet.

1.3 Vergleich der Aktorprinzipien

Die bisherigen Ausführungen zeigen, dass sich mit vielfältigen Technologien Demonstratoren für taktile Displays realisieren lassen, die meisten bieten allerdings Nachteile bezüglich der Miniaturisierbarkeit, der Herstellungskosten, des Montageaufwandes oder der erreichbaren Displayeigenschaften. Bis dato existiert daher ein großes Forschungsinteresse, neben der bisher kommerzialisierten piezoelektrisch-basierten Technologie auch weitere Antriebsprinzipien zu erproben. Dies zeigt auch der deutliche Anstieg der Veröffentlichungen zu der Thematik und des Entwicklungsaufwandes in den letzten Jahren in Abb. 15.

Im Fokus der Forschung stehen dabei insbesondere Technologien, die eine Batch-Fertigung ermöglichen, eine aufwändige Montage von Einzelantrieben für großflächige Displays vermeiden und sich für das enge Braille-Raster von $2,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$ ausreichend miniaturisieren lassen.

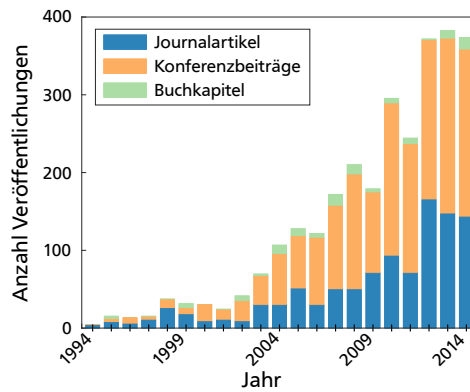


Abbildung 15: Anzahl der Veröffentlichungen zu unterstützenden Technologien für Blinde und Sehbehinderte. Neudarstellung mit Daten aus [157].

Staab [158] diskutiert insbesondere für den letztgenannten Punkt das theoretische Skalierungsverhalten für mikrotechnische Antriebe basierend auf den Grundlagen von *Kohl* [159]. Die theoretisch erreichbaren Stellwege und Kräfte sind dabei allerdings nicht nur abhängig von den eingesetzten Materialien, sondern hängen vor allem auch von der Geometrie und ggf. implementierten Getrieben mit Unter- oder Übersetzung der Bewegung ab. Zur Gegenüberstellung der Aktorprinzipien sammelt *Staab* die Energiedichten von Antriebsprinzipien aus unterschiedlichen Literaturquellen und zeigt, dass vor allem thermische Antriebsprinzipien hohe Energiedichten erwarten lassen [158]. Die eigene Gegenüberstellung in *Abb. 16* zeigt ebenfalls, dass tendenziell bei thermischen Antriebsprinzipien hohe Energiedichten auftreten. Im Vergleich zum erarbeiteten Stand der Technik im vorhergehenden *Abschnitt 1.2* lässt sich feststellen, dass von den aufgeführten Antriebsprinzipien in *Abb. 16* nur das thermomechanische Antriebsprinzip in taktilen Displays vor dieser Arbeit bisher nicht erprobt wurde und für thermomechanische Antriebsprinzipien daher ein dementsprechender Forschungsbedarf besteht.

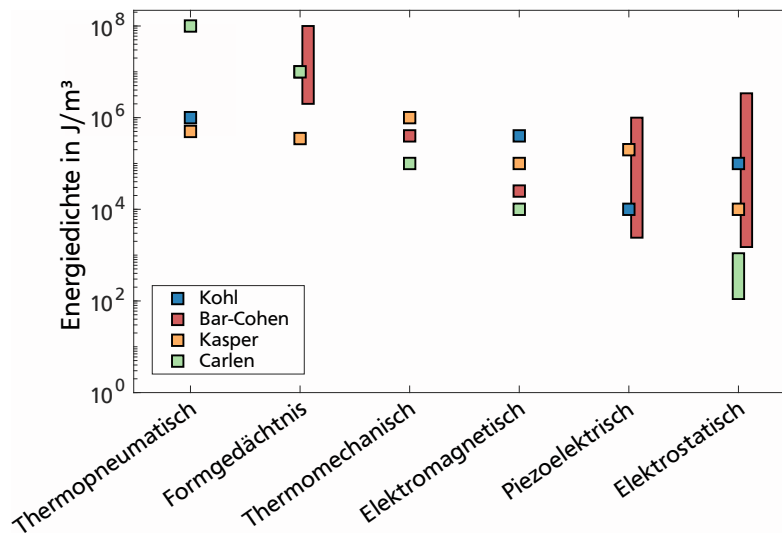


Abbildung 16: Energiedichte unterschiedlicher Antriebsprinzipien nach Angaben von *Kohl* [159], *Bar-Cohen* [84], *Kasper* [160] und *Carlen* [161].

Qualitative Vergleiche von Aktorprinzipien stellen u.a. *Leonardis* [47], *Ishizuka* [52] und *Vidal-Verdú* [54] in ihren Arbeiten vor, allerdings beziehen sich die Gegenüberstellungen meist auf einzelne Ausprägungsformen. Ein qualitativer Vergleich der diskutierten Aktorprinzipien mit übersichtlichen Stärken und Schwächen der Aktorprinzipien zeigt dagegen *Tabelle 3*, die sowohl auf

den Angaben von *Leonardis* [47], *Ishizuka* [52] und *Vidal-Verdú* [54] als auch auf eigenen und den Erfahrungswerten von *Besse* [136] beruht.

Vielversprechende untersuchte Aktorprinzipien sind besonders piezoelektrische Aktoren und dielektrische Elastomeraktoren. Das relativ hohe Gewicht und die Länge der häufig eingesetzten piezoelektrischen Biege wandler setzen der Miniaturisierung insbesondere in der Bauhöhe bisher allerdings enge Grenzen. Insbesondere wegen der hohen Stückkosten sind alternative Antriebsprinzipien von Interesse. Bisherige mobile Braille-Displays mit piezoelektrischen Antrieben sind zudem empfindlich gegen Flüssigkeiten, welche z.B. durch verschüttete Getränke eingebracht werden, in Einzelfällen wird auch von Ausfällen durch Pollen oder Staub berichtet [63]. Dielektrische Elastomeraktoren bieten hingegen Vorteile durch ihren einfachen Aufbau. Mit hohen Steuerspannungen und den bisher eingesetzten Materialien zeigen die Aktoren bei hoher Belastung allerdings oft noch keine ausreichende elektrische Durchschlagfestigkeit. Ansätze mit hydraulischen Übersetzungen wie bei *Sîrbu et al.* reduzieren die Materialbelastung, stellen aber hohe Anforderungen an die Dichtigkeit der mit Öl gefüllten Kammern. Der Einsatz von bistabilen Mechanismen wie bei *Niu et al.* erscheint vielversprechend, allerdings kann die zu überwindende Glasübergangstemperatur der eingesetzten Materialien zu einer Erwärmung der Tasteroberfläche auf bis zu 70°C führen [63, 94].

Elektromagnetische Aktoren wie bei *Zárate et al.* weisen gute Auslenkungen und Kräfte auf, besitzen allerdings eine sehr hohe Leistungsaufnahme und lassen sich bisher nicht weit genug im Bauraum reduzieren, um im gängigen Braille-Raster von 2,5 x 2,5 mm² eingesetzt zu werden. Pneumatische Ansätze bieten ein hohes Potential beim Einsatz von miniaturisierten Ventilmatrizen. Allerdings lassen sich die Ventilmatrizen je nach Technologie bisher entweder nicht miniaturisieren, um im Braille-Raster von 2,5 x 2,5 mm² eingesetzt werden zu können, oder die Ventilmatrizen weisen Nachteile hinsichtlich der Dynamik auf. Taktile Anzeigen basierend auf elektro- oder magnetorheologischen Effekten zeigen Nachteile hinsichtlich von festen Ablagerungen am Boden des Gerätes oder in den Tastköpfen, die durch Sedimentieren der Partikel über längere Zeitabschnitte entstehen [41, 42]. Das Drucken bzw. Sortieren haptischer Bildpunkte eignet sich prinzipbedingt kaum für den mobilen Einsatz.

Der Vergleich in [Tabelle 3](#) bestätigt, dass die thermomechanischen Antriebsprinzipien (d.h. thermopneumatische Kammern, Formgedächtnismaterialien, thermische Biege wandler) i.d.R. hohe Auslenkungen und Kräfte auf kleinem Bauraum zur Verfügung stellen können. Durch hohe thermische Zeitkonstanten und Wärmekapazitäten muss üblicherweise eine niedrige Dynamik in

Tabelle 3: Qualitativer Vergleich von Aktorprinzipien mit Angaben von [47, 52, 54, 136, 162].

Aktorprinzip	Dynamik	Bau- raum	Kraft	Stell- weg	Leistungs- aufnahme
Piezoelektrisch (Biege wandler)	++	+	-	++	++
Elektrostatisch (Metall)	++	+	+	--	++
Elektrostatisch (Elastomer)	+	+	--	-	++
Elektromagnetisch	++	-	+	+	--
Pneumatisch	-	-	++	+	-
Thermopneumatisch	--	+	++	+	--
Formgedächtnis	--	+	++	+	+
Thermisch (Biege wandler)	--	+	++	+	-
Elektro- / Magnetorheologisch	-	+	++	++	++
Drucken / Sortieren	--	--	++	++	--

Kauf genommen werden. Die üblicherweise hohe Leistungsaufnahme macht zudem den Einsatz bistabiler Mechanismen zweckmäßig, um die Taxel leistungslos in mehreren Zuständen halten zu können [63]. Antriebe mit Formgedächtnismaterialien sind bisher zudem kostenintensiv und lassen sich mit den kommerziell erhältlichen Drähten nur schwer miniaturisieren. Ansätze mit Dünnschicht-Formgedächtnismaterialien zeigen wiederum nur sehr geringe erzeugbare Kräfte.

Der Einsatz thermomechanischer Biegeumformer in Braille-Displays wurde vor dieser Arbeit bisher nicht erprobt. Durch die leichten polymeren Materialien und den einfachen Aufbau erscheinen diese Antriebe allerdings vielversprechend für den Einsatz in mobilen Geräten. Bisherige Untersuchungen und Vorarbeiten durch *Winterstein* [163], *Staab* [158] und *Eicher* [164] zeigen die Vorteile elektrothermischer Antriebe auf:

- hohe Energiedichte
- moderater Energiebedarf
- prinzipielle Massenfertigbarkeit durch Batch-Fertigung
- leicht bei Nutzung polymerer Materialien
- geringer elektronischer Ansteuerungsaufwand
- unanfällig gegenüber elektromagnetischen Feldern
- geräuschlos

1.4 Bauformen elektrothermischer Mikroaktoren

Die Verformung elektrothermischer Antriebe entsteht durch die gezielte Erwärmung von Festkörperstrukturen, welche sich i.d.R. aus mehreren Balken zusammensetzen. Da die thermische Längenausdehnung von einzelnen Balken je nach Material nur im Promillebereich liegt und für Aktoranwendungen wenig interessant ist, werden in der Literatur vielfältige komplexere Aktorbauformen vorgeschlagen. [Abb. 17](#) stellt die grundlegenden Bauformen elektrothermischer Mikroaktoren dar, für welche auch bereits *Winterstein* [163] und *Staab* [158] grundlegende Eigenschaften zusammentragen. Je nach Anordnung von erwärmten und nicht erwärmten Aktorstrukturen können Auslenkungen in der Herstellungsebene (In-plane-Aktoren) oder außerhalb der Herstellungsebene (Out-of-plane-Aktoren) erreicht werden.

Bimorph-Aktoren: Bereits 1925 beschreibt *Timoshenko* die analytischen Zusammenhänge für die Auslenkung von Bimetall-Schichten [175], welche generell auch als elektrothermische Bimorph-Aktoren verwendet werden können. Die gleichmäßige Erwärmung von zwei aneinander fixierten Metallschichten mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten führt zu einem Biegemoment und einer Krümmung des Materialverbundes. Bei geeigneter Materialwahl lassen sich mit dieser Bauform relativ hohe Auslenkungen und hohe Kräfte erzeugen. Erst 1988 werden damit von *Riehtmüller* und *Benecke* Bimorph-Mikroantriebe aus Silizium realisiert [165], die im Bezug zum Substrat eine Out-of-plane-Bewegung ermöglichen. Für In-plane Bewegungen erweist sich das Prinzip als wenig praktikabel, weil die Herstellung lateraler Strukturen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften in der schichtbasierten mikrotechnischen Fertigung üblicherweise mit hohem Aufwand verbunden ist.

Pseudobimorph-Aktoren: *Guckel et al.* stellen 1992 mit dem asymmetrischen Pseudobimorph-Aktor den ersten elektrothermischen In-plane-Aktor vor, dessen Bewegung durch einen Temperaturunterschied in zwei parallelen Schenkeln verursacht wird [173]. Der Temperaturunterschied an dem vollständig aus Nickel bestehende Aktor resultiert dabei aus der Bestromung der beiden elektrisch voneinander isolierten Schenkel, die einen unterschiedlichen Querschnitt besitzen und daher einen unterschiedlichen Wärmeeintrag in die Aktorstruktur ermöglichen. Eine symmetrische Variante des Pseudobimorph-Aktor entwickelt *Staab*, bei welchem der Wärmeeintrag

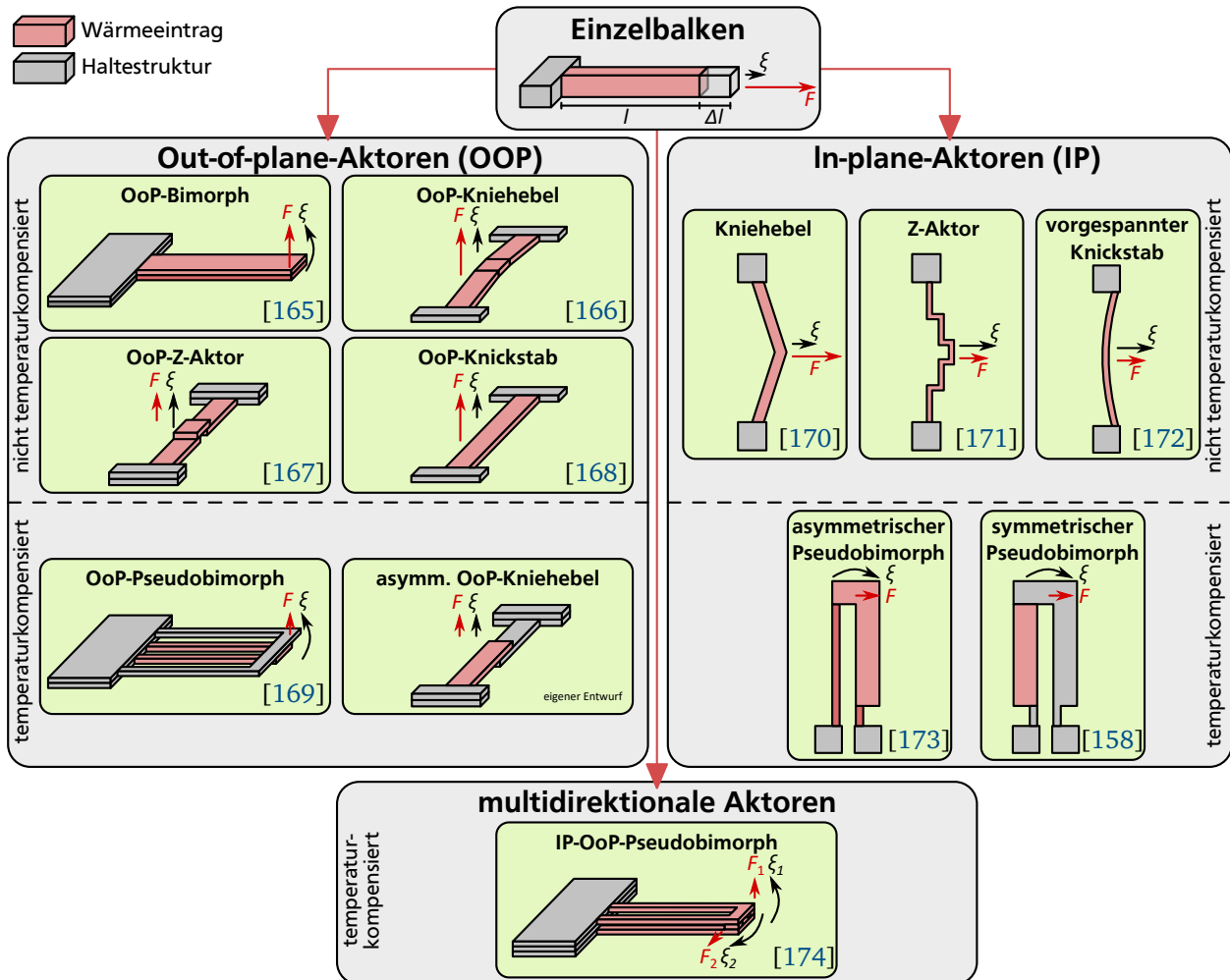


Abbildung 17: Bauformen elektrothermischer Mikroaktoren basierend auf [163]. Die eingezeichneten Vektoren ermöglichen einen qualitativen Vergleich der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte.

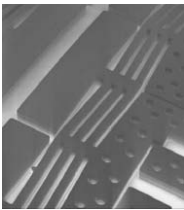
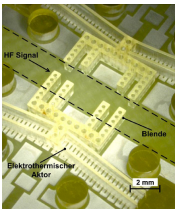
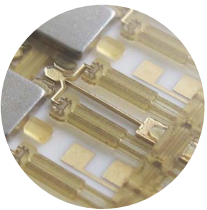
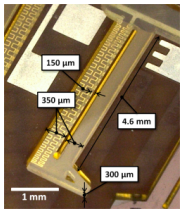
in den polymeren Grundkörper über metallische Heizelemente erfolgt [158]. Eine Out-of-plane-Variante des Pseudobimorphs entwickelt *Chen* aus dotiertem Silizium, bei welchem die beheizten Balken paarweise über elektrisch isolierte Einspannungen angesteuert werden können [169]. *Goetz et al.* präsentieren zudem eine multidirektionale Variante des Pseudobimorphs, die dessen vier beheizbare Balken mit symmetrischer Anordnung sowohl in In-plane- als auch in Out-of-plane-Richtung bewegt werden können [174]. Bedingt durch die Bauart lassen sich mit allen Pseudobimorph-Aktoren relativ hohe Auslenkungen erreichen, die Kräfte sind durch die geringe Eigensteifigkeit der Struktur aber eher gering.

Kniehebel-Aktoren: Alle weiteren Aktorbauformen basieren auf der Verspannung zweier schräg zueinander liegenden Balkenteile, wie z.B. bei dem durch *Cragun et al.* beschriebenen In-plane-Kniehebelaktor [170]. Die v-förmige Balkenstruktur bildet eine mechanische Übersetzung, welche bei Erwärmung zu einer Längenausdehnung der Balkenteile und somit zu einer Bewegung der Aktorspitze führt. Ähnliche Strukturen und damit eine ähnliche Funktionsweise weisen auch die In-plane-Variante des Z-Aktors [171], des vorgespannten Knickstabs [172] sowie die Out-of-plane-Varianten des Kniehebelaktors [166], des Z-Aktors [167] und Knickstabs [168] auf. Kniehebelaktoren weisen dabei in Aktuierungsrichtung eine hohe Eigensteifigkeit auf und können vergleichsweise hohe Stellkräfte erzeugen.

Relevante Bauformen

Tabelle 4 stellt die polymeren elektrothermischen Antriebe dar, die bereits zu Beginn dieser Arbeit realisiert sind. Eine ausführlichere Zusammenstellung aller realisierten elektrothermischen Aktoren und deren Systeme findet sich in Anhang A und zeigt, dass mit Pseudobimorph-Aktoren und Kniehebelaktoren vor allem zwei der Aktorgrundformen besonders häufig zum Einsatz kommen. Bei der Herstellung aus polymeren Werkstoffen, wie in den Arbeiten von Winterstein [163], Staab [158] und Eicher [164], kommen ausschließlich Pseudobimorph-Aktoren und Kniehebelaktoren zum Einsatz. Gründe hierfür liegen einerseits in der einfachen Aktorstruktur und Herstellbarkeit sowie der erreichbaren Performanz.

Tabelle 4: Bisher realisierte polymere elektrothermische Einzelaktoren. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Bezeichnung	Kniehebel	Kniehebel	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph
Anwendung	Schrittantrieb [164]	MEMS-Irisfilter [176, 177]	Relaismatrix [158]	Technologie-Demonstrator [163, 490]
Bild				
Material	SU-8	SU-8	SU-8	SU-8
Abmessungen	8 x 0,9 mm ²		4,575 x 0,875 mm ²	5,1 x 0,85 mm ²
Leistung	228 mW	700 mW	127 mW	200 mW
Auslenkung	34,1 µm	100 µm	67 µm	100 µm
Kraft	?	?	30 mN	> 100 mN

Wesentliche Unterschiede besitzen beide Bauformen hinsichtlich der mechanischen Hebelwirkung. Als Faustregel lässt sich formulieren, dass sich Pseudobimorph-Aktoren eher zur Erzeugung hoher Auslenkungen und Kniehebel-Aktoren eher zur Erzeugung hoher Kräfte eignen. Die Länge der eingezeichneten Vektoren in Abb. 17 zeigt einen qualitativen Vergleich der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte. Neben den erreichbaren mechanischen Eigenschaften unterscheiden sich die beiden Bauformen allerdings auch in der Temperaturkompensation. Für den Aufbau von Braille-Antrieben in dieser Arbeit werden vorrangig Pseudobimorph-Aktoren herangezogen.

Die gezeigten Pseudobimorph-Aktoren in Tabelle 4 sind aufgrund der geringen Auslenkungen allerdings nicht für den Einsatz in Braille-Displays geeignet. Weiterhin werden die Aktoren aus den genannten Vorarbeiten hauptsächlich aus dem Dickschicht-Photoresist SU-8 hergestellt und sind durch die hohen Kosten und eine langwierige Verarbeitung für Braille-Displays kaum interessant.

1.5 Aufbau und Zielstellung dieser Arbeit

Um die Forschungsfrage nach den Nutzen von elektrothermischen Aktoren für den Einsatz in Braille-Displays zu beantworten, werden im ersten Teil dieser Arbeit in Kapitel 2 zunächst gängige Anforderungen für mobile Braille-Displays dargestellt. Zudem werden die im weiteren Verlauf der Arbeit verfolgten Antriebskonzepte mit elektrothermischen Aktoren sowohl für

Braille-Liniendisplay als auch für Braille-Flächendisplay vorgestellt. Zur Charakterisierung der realisierten elektrothermischen In-plane- und Out-of-plane-Aktoren wird in dieser Arbeit ein geeignetes Messsystem realisiert und in [Kapitel 3](#) präsentiert.

Im zweiten Teil dieser Arbeit werden für die Herstellung elektrothermischer Aktoren grundlegende Untersuchungen für einen Technologietransfer durchgeführt, wobei der Einsatz von kommerziellen Folienkunststoffen angestrebt wird. Zur Bestimmung geeigneter Materialien werden in [Kapitel 4](#) die Eigenschaften zahlreicher Kunststoffe verglichen und für einige kommerziell erhältliche Folien deren thermomechanische Materialkennwerte ermittelt. Aus mehreren vielversprechenden Kunststoffen werden eigens entworfene Referenzaktoren mit verhältnismäßig einfacher Geometrie realisiert und hinsichtlich ihrer Performanz untersucht. Für die zum Einsatz kommenden Kunststoffe werden in [Kapitel 5](#) alle relevanten temperaturabhängigen Materialparameter mit geeigneten Methoden bestimmt.

Zur Dimensionierung werden am Beispiel der elektrothermischen Referenzaktoren in [Kapitel 6](#) analytische thermische und mechanische Modelle entwickelt, die den Wirkungsgrad und das Skalierungsverhalten der Aktoren beschreiben. Zur Auslegung von Braille-Antrieben werden zudem geeignete thermomechanische FEM-Modelle entwickelt und hierfür unterschiedliche Methoden zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten aufgezeigt und verglichen.

Darauf aufbauend wird im dritten Teil dieser Arbeit untersucht, ob polymere elektrothermische Aktoren Potential für mobile haptische Geräte bieten und sich als Antriebe für Braille-Displays eignen. Hierzu werden in [Kapitel 7](#) Antriebe für Braille-Liniendisplay und in [Kapitel 8](#) Antriebe für Braille-Flächendisplay entworfen und realisiert, die einen mechanisch bistabilen Mechanismus aufweisen. Im Rahmen einer betreuten Abschlussarbeit wird durch *El Khoury* [508] ein Entwurf für Braille-Zeilen ausgearbeitet und realisiert. *Winterstein* [163] nutzt diese Vorentwicklung für seine parallel durchgeführte wissenschaftliche Arbeit bereits für ein haptisches Icon einer Fernbedienung mit 6 x 6 Taxeln. In der vorliegenden Arbeit wird dieser Entwicklungsprozess zusammengefasst und darauf aufbauend eine eigene Antriebsgeometrie für Braille-Arrays entworfen und realisiert. Ziel ist dabei vorrangig die Realisierung eines Braille-Flächendisplay, bei dem die Antriebe im typischen Braille-Raster von 2,5 x 2,5 mm² angeordnet werden. Die realisierten elektrothermischen In-plane- und Out-of-plane-Aktoren für Braille-Antriebe werden hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte sowie der Schaltzeit und des Energiebedarfs untersucht.

Um die Nutzbarkeit von massenfertigungstauglichen Fertigungsverfahren zu untersuchen, werden bei der Herstellung in [Kapitel 7](#) und [8](#) Prozesse für drei unterschiedliche Fertigungstechnologien und mit mehreren Materialien erprobt. Zum Einsatz kommen dabei Prozesse der Oberflächenmikromechanik mit dem Dickschicht-Polymer SUEX, additive Fertigungsverfahren und der Laminaufbau in Leiterplattentechnik. Additive Fertigungsverfahren werden dabei durch zwei Abschlussarbeiten von *Ecer* [512] und *Ruppel* [513] untersucht, finden aber bei der Aktoherstellung im Rahmen dieser Arbeit keine Verwendung. Für die Realisierung von Referenzaktoren und Braille-Antrieben in [Kapitel 4](#) kommen in dieser Arbeit vorrangig Strukturierungsverfahren für folienartige Kunststoffe zum Einsatz. Eine Gegenüberstellung der erreichbaren Aktoreigenschaften zeigt die Eignung der erprobten Verfahren.

Zur Beurteilung der realisierten Antriebe werden diese hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte, des Energiebedarfs, der eingebrachten thermischen Leistung in das Gesamtsystem und der mechanischen Stabilität charakterisiert. Mit Untersuchungen zu erreichbarer Dynamik der Aktoren wird ermittelt, ob sich die vergleichsweise niedrige Dynamik elektrothermischer Aktoren für quasistatische Displays oder auch zur echtzeitfähigen Anzeige von Braille-Schrift eignet. Anhand der gewonnenen Messdaten und anhand von Probandentests wird in [Kapitel 7](#) und [8](#) jeweils eine Einschätzung zur Nutzbarkeit der entwickelten Antriebssysteme verfasst und in [Kapitel 9](#) Vorschläge zur Weiterentwicklung skizziert.

2 Konzept eines elektrothermischen Braille-Displays

Für den Einsatz elektrothermischer Aktoren in Braille-Displays werden in den folgenden Abschnitten zunächst grundlegende Anforderungen an die Aktorik diskutiert. Neben allgemeinen Anforderungen wie Auslenkung und Kraft der Antriebe werden auch spezifische Anforderungen an elektrothermische Aktorik in Braille-Displays erarbeitet. Zur Konzipierung von Antrieben werden im Anschluss geeignete Bauformen elektrothermischer Aktoren diskutiert und geeignete Antriebskonzepte sowohl für Braille-Liniendisplay als auch für Braille-Flächendisplay erarbeitet. Als mögliche Aktorbauformen elektrothermischer Mikroaktoren werden hierfür sowohl Kniehebelaktoren als auch Pseudobimorph-Aktoren in Betracht gezogen. Zur Reduzierung der statischen Leistungsaufnahme werden in beide Antriebskonzepte bistabile Mechanismen integriert, die auf einem Formgesperre zwischen einem Hubaktor (Out-of-plane) und einem Sperraktor (In-plane) beruhen. Abschließend werden mögliche Erweiterungen des Konzeptes hinsichtlich der Realisierbarkeit eines Rücksetz- und zerstörungsfreien Nachsetzverhalten diskutiert.

2.1 Allgemeine Anforderungen an elektrothermische Aktorik in Braille-Displays

Für Braille-Displays finden sich bereits zahlreiche Anforderungen in der Literatur, die sich jedoch teilweise unterscheiden. Grundlegende Anforderungen werden von *Runyan* und *Blazie* [63] beschrieben, im Folgenden zusammengefasst und darüber hinaus durch weitere Anforderungen ergänzt.

Baugröße, Aktorauslenkung und Gewicht

Die geometrischen Anforderungen an die Anzeigeelemente von Braille-Displays orientieren sich teilweise an dem gängigen Standard von Braille-Papier nach DIN 32976 [178], wobei für Braille-Papier hauptsächlich die 6-Punkt-Schrift mit einer Anordnung nach [Abb. 18 a](#) verwendet wird. Braille-Zeilen und Braille-Mehrfachzeilen orientieren sich an diesem Design, weisen pro Braille-Zelle aber oft zwei weitere Punkte zur Darstellung der 8-Punkt-Schrift auf, welche die 6-Punkt-Schrift um zahlreiche Sonderzeichen erweitert (vgl. [Abb. 18 b](#)). Als grundlegende geometrischen Abmessungen definieren *Runyan* und *Blazie* [63] hierfür einen nominalen Mittenabstand der Pins von 2,5 mm und einen Durchmesser der Pinköpfe von 1,5 mm. [Abb. 18 c](#) zeigt die Anordnung für Braille-Zellen mit 8 Punkten, die für Braille-Displays im Vollformat verwendet werden und bisher mit senkrecht verbauten Piezo-Biegewandlern realisiert werden [66].

Mit der zur Verfügung stehenden Grundfläche von 2,5 x 2,5 mm² pro Aktor lassen sich elektrothermische Aktoren nicht in einer einzigen Lage anordnen, daher müssen die Antriebe in mehreren Lagen angeordnet und entsprechende Durchführungen für die Braille-Pins der unteren Lagen vorgesehen werden. Detaillierte Vorschläge zur Anordnung der Aktoren in möglichst wenigen Lagen werden in [Kapitel 7](#) und [8](#) dargelegt. Trotz begrenztem Bauraum sollen die Aktoren nach

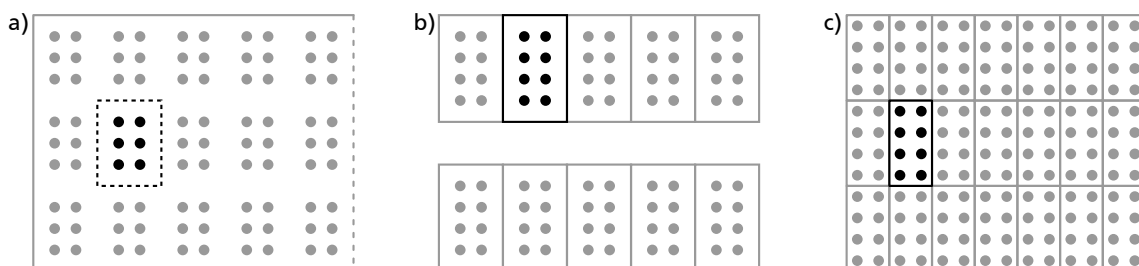


Abbildung 18: Anordnung von Braille-Punkten: a) 6-Punkt-Schrift auf Braille-Papier; b) Braille-Zellen mit 8-Punkten für Braille-Mehrfachzeilen; c) Dicht aneinandern liegende Zellen mit je 8-Punkten für Braille-Flächendisplay im Vollformat mit gleichmäßigem Raster und dem geringsten Bauraum.

Runyan und *Blazie* dabei eine Punkthöhe von mindestens 0,48 mm über der Tastplatte und eine Einsenkung der Punkte unter die Tastplatte von mindestens 0,025 mm ermöglichen [63], um deutlich voneinander trennbare fühlbare und nicht-fühlbare Zustände zu erzeugen. Als gängige Anforderung findet sich daher ein Aktorhub von mindestens 0,5 mm. Weiterhin muss für ein gleichmäßiges Tastbild auch ein maximaler Höhenunterschied zwischen den gesetzten Punkten von $\pm 0,05$ mm eingehalten werden [63]. **Tabelle 5** fasst die grundlegenden Anforderungen an Braille-Displays zusammen.

Tabelle 5: Grundlegende Anforderungen an Braille-Displays nach *Runyan* und *Blazie* [63].

Anforderung	Parameter	minimum	nominal	maximum
Bauraum	Mittenabstand der Pins	2,3 mm	2,5 mm	2,6 mm
	Durchmesser der Pinköpfe	1,4 mm	1,5 mm	1,6 mm
	Gesamte Bauhöhe			30 mm
Auslenkungen	Erreichbare Punkthöhe über der Tastplatte	0,48 mm	0,5 mm	0,9 mm
	Einsenkung der Punkte unter die Tastplatte	0,025 mm		
	Aktorhub	0,5 mm		
	Höhenunterschied zwischen gesetzten Punkten			$\pm 0,05$ mm
Kräfte	Blockierkraft eines Pins	50 mN	100 mN	150 mN
	Steifigkeit eines Pins		243 N/m*	

* Wert einer kommerziellen Braille-Zeile [75]

Insbesondere für tragbare mobile Braille-Anzeigergeräte werden die grundlegenden Anforderungen um die maximale Bauhöhe eines Braille-Displays von 30 mm erweitert. *Hakobyan et al.* definiert dabei Systeme als „mobil“, die tragbar, z.B. wie Mobiltelefone während Bewegung benutzbar, in bewegliche Systemen wie z.B. in öffentlichen Verkehrsmitteln integriert oder im bewegten Umfeld eines Nutzers angeordnet sind [23]. Voraussetzung hierfür ist auch, dass mobile Braille-Anzeigergeräte ein leichtes Gewicht aufweisen. Durch das tragbare Braille-Display *Hyperflat* von *metec* kann hier ein nominaler Anforderungswert von ca. 2,3 kg [34] definiert werden.

Stellkräfte und Steifigkeit

Zum Hub eines Braille-Pins müssen die Antriebe unterschiedlichen Kräften entgegen wirken. Die Gewichtskraft eines Kunststoff-Braille-Pins in kommerziellen Braille-Zeilen kann durch seine Masse von ca. 0,04 g nur mit ca. 0,4 mN abgeschätzt werden. Damit der Nutzer merken kann, falls sich ein Braille-Pin unter einem aufgelegten Finger erhebt, müssen die Antriebe den Braille-Pin mit mindestens weiteren 0,8 mN in Hubrichtung beaufschlagen, damit gemäß **Tabelle 6** ein Tastreiz oberhalb der Wahrnehmungsschwelle erzeugt werden kann. Die Gesamtkraft von 1,2 mN reicht zwar nicht aus, um einen Braille-Pin trotz aufgelegtem Finger zu heben, allerdings wird dem Nutzer ermöglicht, das Heben zu detektieren und den Braille-Pin für die Dauer des Hubvorgangs freizugeben. Dies stellt allerdings nur eine untere Grenze dar und reicht für viele Nutzer nicht aus. Um eine großzügige Reserve zu dieser unteren Wahrnehmungsschwelle einzuplanen sowie einer Reibung an der mechanischen Führung eines Braille-Pins und eventuellen Verschmutzungen vorzubeugen, sollten die Antriebe daher mindestens 5 mN an Hubkraft erzeugen können. *Runyan* und *Blazie* [63] fordern gemäß **Tabelle 5** sogar eine minimale Kraft von 50 mN und nennen 100 mN als nominalen Wert.

Zur Wahrnehmung und Einprägung eines haptischen Reizes in die Haut müssen die belasteten Braille-Pins beim Lesen mit dem Finger die dafür erforderlichen Kräfte aufbringen. *Runyan* und

Tabelle 6: Wahrnehmungsschwellen für statische taktile Stimulationen der Fingerspitze nach Kern entnommen aus [46, 179].

physikalischer Reiz	Eigenschaft	Wert
Kraft	Kraft	0,8 mN
	Druck	0,2 N/cm ²
Auslenkung	Deformation (statisch)	10 µm *
	Zweipunktschwelle	2 mm

* bei einer Relativbewegung zwischen Finger und Oberfläche vermindert sich der Schwellwert auf 0,85 µm

Blazie [63] fordern dafür zusätzlich zu der Haltekraft von mindestens 50 mN auch, dass sich die Taststifte weniger als 0,1 mm eindrücken. Dies entspricht einer Steifigkeit von 500 N/m und übersteigt damit ca. um das zweifache die Steifigkeit aktueller kommerzieller Braille-Zeilen. Da gängige Braille-Antriebe mit Piezo-Biege wandlern in der Regel eine Tastkraft von mindestens 17 cN zum Eindrücken eines 0,7 mm hohen Braille-Pins aufweisen [75], was einer Steifigkeit von nur 243 N/m der darunter liegenden Antriebe entspricht, kann dieser Wert als nominal betrachtet werden. *Bochereau et al.* beschreiben die wirkenden Kräfte auf einen Braille-Pin während des Lesevorgangs [180], wobei Normalkräfte in Abhängigkeit der Lesegeschwindigkeit von max. 1 N auftreten können. Neben der vertikalen Normalkraft wirken durch die Bewegung des Fingers beim Lesen der Braille-Schrift auch tangentiale Kräfte auf die Braille-Pins. Die tangentialen Kräfte ist dabei abhängig von der Punkthöhe und liegt für 0,5 mm hohe Pins bei ca. 50 mN [180].

Nachsetzverhalten und Sensorik

Während des Setzens eines Braille-Pins in die erhöhte Position kann es vorkommen, dass der Platz für einen oder mehrere Braille-Pins über der Tastoberfläche durch die Finger des Nutzers oder andere Objekte versperrt ist. *Runyan* und *Blazie* schildern hierzu, dass es durch die Nutzer zwar häufig in Kauf genommen wird, die Finger zum Setzen der Punkte von einer Braillezeile abheben zu müssen, dies aber unerwünscht ist [63]. Für Braille-Displays ist daher ein selbstständiges Nachsetzverhalten der Antriebe wünschenswert, das zu einem Anheben des Braille-Pins führt, sobald die Blockade aufgehoben wird. Auch bei einer Überbelastung und dem Falle eines Niederdrückens eines gesetzten Braille-Pins unter die Tastoberfläche ist ein Rücksetzverhalten wünschenswert. Beides wird in Braille-Displays mit Piezo-Biege wandlern durch die Eigensteifigkeit und Anordnung der Biege wandler erreicht. In Braille-Displays mit elektrothermischen Aktoren kann dies je nach umgesetztem Antriebskonzept durch konstruktive Maßnahmen erreicht werden. Ebenfalls zweckmäßig ist hierfür z.B. die Integration einer Zustandsüberwachung der Antriebe, sodass verschmutzte, blockierte oder defekte Antriebe identifiziert und instandgesetzt werden können. Wünschenswert zur Bedienung ist darüber hinaus eine sensorische Tastoberfläche zur Interaktion mit den dargestellten Inhalten auf dem Display, wie z.B. ein Antippen von Inhalten und Schaltflächen oder das Positionieren eines Cursors [63]. Hierfür eignen sich insbesondere kapazitive Tastoberflächen, die bereits bei kommerziellen Geräten im Einsatz sind.

Schaltfrequenz und Schaltspiele

Runyan und *Blazie* empfehlen zum Setzen der Pins eine minimale Schaltfrequenz von 10 Hz, allerdings reicht für Anwendung mit verringerter Interaktion (z.B. das Lesen einer Buchseite) auch eine Schaltfrequenz von 1 Hz aus [63]. Auch das Blinken eines Cursors kann mit einer geringen Schaltfrequenz dargestellt werden. Die Lebensdauer soll dabei nach *Runyan* und *Blazie* für Braille-Zeilen in der Größenordnung von 10⁷ Schaltzyklen liegen. Für Braille-Flächendisplays mit geringerer Aktualisierungsrate können aber auch geringere Lebensdauern ausreichend sein [63].

Die Lebensdauer für ein Braille-Flächendisplay mit dem Zeichenumfang von 10 Braille-Zeilen kann daher auch nur mit 10^6 Schaltzyklen angesetzt werden.

Energiebedarf

Für mobile Braille-Displays spielt der Energiebedarf eine wichtige Rolle und *Zárate* fordert für Antriebe mit permanenter Leistungsaufnahme einen Wert von maximal 40 mW/Taxel [111], um mit Energiespeichern von 100 Wh Betriebszeiten von 2,5 h zu gewährleisten. Für bistabile Antriebe lässt sich anhand des im *Hyperflat* [34] abschätzen, dass die Antriebe zum Schalten eines Braille-Pins bei einem Energiespeicher mit nominal 14,8 Wh und für 3.648 Braille-Pins einen maximalen Energieverbrauch von jeweils ca. 0,15 J aufweisen dürfen, um einen Seitenaufbau mit allen Pins ca. 100-mal durchführen zu können. Da beim Seitenaufbau nur ein Bruchteil der Braille-Pins gesetzt wird, werden i.d.R. eine wesentlich größere Anzahl an darstellbaren Seiten und ausreichend lange Betriebszeiten gewährleistet. Bei Annahme von im Mittel nur 30% beteiligter Braille-Pins beim Seitenaufbau, kann daher auch bereits ein Energieverbrauch von ca. 0,5 J zum Umschalten eines Pins ausreichend sein. Für größere Displays in der Größe von üblichem Braille-Papier mit 12.000 Punkten (150x80 [63]) darf angenommen werden, dass sich der Energiespeicher proportional zur Anzahl der Braille-Pins vergrößert. Nach *Runyan* und *Blazie* ist für viele Anwendungen allerdings auch eine netzgebundene Auslegung ausreichend [63]. Im Rahmen von Forschungsarbeiten erweisen sich für Labormuster meist kleine netzgebundene Demonstratoren mit einigen wenigen Pins als ausreichend.

Robustheit

Die Berührung von Braille-Pins mit der Haut macht es notwendig, die Antriebe oder das Gehäuse resistent gegen Feuchtigkeit, Verschmutzungen und Staub auszulegen. Der Einsatz unter realen Umgebungsbedingungen macht zudem eine Stoß- und Vibrationsfestigkeit des Braille-Displays notwendig. Für den Aufbau von Funktionsmustern zur Untersuchung unter Laborbedingungen werden diese Anforderungen i.d.R. nicht geltend gemacht.

Massenfertigungstaugliche Herstellung

Um eine weite Verbreitung von Braille-Displays zu ermöglichen, fordern *Runyan* und *Blazie* Anschaffungspreise von wenigen Hundert Dollar [63]. Zur Reduzierung der Kosten wird daher in der Herstellung der Einsatz massenfertigungstauglicher Verfahren angestrebt. Durch die schichtweise Herstellung von polymeren elektrothermischen Aktoren bietet es sich an, die Aktoren dabei im Nutzen herzustellen, welches sich in seinen Abmessungen an der Größe des zu fertigenden Displays orientiert.

Umgebungstemperatur und Temperaturkompensation

Sowohl mobile als auch netzgebundene Geräte können im Betrieb unter realen Bedingungen Umgebungstemperaturen im Bereich $-10...+40^{\circ}\text{C}$ ausgesetzt werden. Eine zusätzliche Erwärmung des Braille-Displays entsteht durch die Antriebe selbst, sodass die zum Schalten der Braille-Pins eingebrachte Energie durch geeignete passive oder aktive Kühlmechanismen abgeführt werden muss. Zu beachten sind dabei auch die maximal zulässigen Temperaturen insbesondere an der Tastfläche und allen Gehäuseteilen, die durch die Schmerzgrenze der Haut bei 40°C [181] und der Beschädigung der Haut ab 44°C [182–184] auftreten. Insbesondere für den Einsatz elektrothermischer Aktoren muss daher ermittelt werden, wie hoch der Energiebedarf der Aktoren und die eingebrachte thermische Leistung in das Gesamtsystem sind, um einen Betrieb auch bei schwankenden Umgebungstemperaturen zu gewährleisten.

Da die Erhöhung der Geräte- oder Umgebungstemperatur bei einigen elektrothermischen Aktorbauformen zu einer ungewollten Auslenkung führt, muss das gewählte Antriebskonzept in der

Lage sein, umgebungstemperaturbedingte Auslenkungen und auch parasitäre Auslenkungen der Aktoren zu tolerieren. Dies kann je nach Aktorbauform z.B. durch die Temperaturkompensation von Pseudobimorph-Aktoren oder auch durch eine Überdimensionierung von Kniehebelaktoren erreicht werden. Im folgenden Abschnitt wird der Einfluss der umgebungstemperaturbedingten Auslenkungen auf das Antriebskonzept näher erläutert und eine geeignete Aktorbauform ausgewählt.

2.2 Pseudobimorph-Aktoren als bevorzugte Aktorbauform

Aufbauend auf der Übersicht über elektrothermische Aktorbauformen in [Abschnitt 1.4](#) werden im Folgenden die Eigenschaften für verschiedene Aktorbauformen gegenübergestellt und dabei der Einfluss schwankender Umgebungstemperaturen diskutiert. Als mögliche Aktorbauformen elektrothermischer Mikroaktoren werden sowohl Kniehebelaktoren als auch Pseudobimorph-Aktoren näher erläutert.

Kniehebelaktoren

Bauartbedingt kann eine Erhöhung der Umgebungstemperatur zu ungewollten Auslenkungen von Kniehebelaktoren und ähnlichen Bauformen führen, da diese keine Temperaturkompensation aufweisen. [Abb. 19 a](#) zeigt, dass Kniehebelaktoren in Braille-Displays bei Anstieg der Umgebungstemperatur hierdurch einen Fehlhubs erzeugen können. Zur Abschätzung des Fehlhubs lässt sich der analytische Zusammenhang zwischen Auslenkung ξ und Temperaturerhöhung ΔT eines Kniehebelaktors von *Eicher* [164] nach [Gleichung 1](#) verwenden. Für kleine Bauwinkel φ_0 besteht annähernd eine lineare Abhängigkeit zwischen der Temperaturerhöhung ΔT eines Aktors und dessen Auslenkung ξ . Eine grobe Abschätzung der ungewollten Auslenkungen ermöglicht daher [Gleichung 2](#). Für elektrothermische Aktoren aus dem Photoresist SU-8 mit einer Maximaltemperatur von 120°C [163] ergeben sich durch einen Anstieg der Umgebungstemperatur auf bis zu 40°C Auslenkungen von bis zu 20% des maximalen Aktorhubs. Für die bei statischen Braille-Displays üblicherweise geforderten Auslenkungen von 500 μm ergibt sich hieraus ein Fehlhubs von ca. 100 μm , sodass auf der Tasteroberfläche haptische Fehlinformationen wahrnehmbar wird.

$$\xi = \frac{l}{2} \left[\sqrt{\frac{1}{\cos^2 \varphi_0} (1 + \alpha_{\text{th}} \Delta T)^2} - \tan \varphi_0 \right] \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \xi_{\text{Fehlhub}, \Delta T} &= \xi_{\text{max}} \cdot \frac{\Delta T_{\text{Umgebung, max}}}{\Delta T_{\text{Aktor, max}}} \\ &= \xi_{\text{max}} \cdot \frac{40^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}}{120^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C}} \\ &= \xi_{\text{max}} \cdot 20\% \end{aligned} \quad (2)$$

Zur Vermeidung haptischer Fehlinformationen auf der Tasteroberfläche können die Kniehebelaktoren überdimensioniert und eine Hubreserve unter der Tasteroberfläche nach [Abb. 19 b](#) vorgesehen werden. Der Einsatz von Kniehebelaktoren in Braille-Displays bringt daher eine pauschale Überdimensionierung der Aktoren von ca. 20% mit sich. Mit dem linearen Zusammenhang zwischen der Aktorlänge l und der Auslenkung ξ wirkt sich dies entsprechend negativ auf den Bauraum und durch das größere zu beheizende Aktorvolumen auch negativ auf die Leistungsaufnahme des Braille-Displays aus.

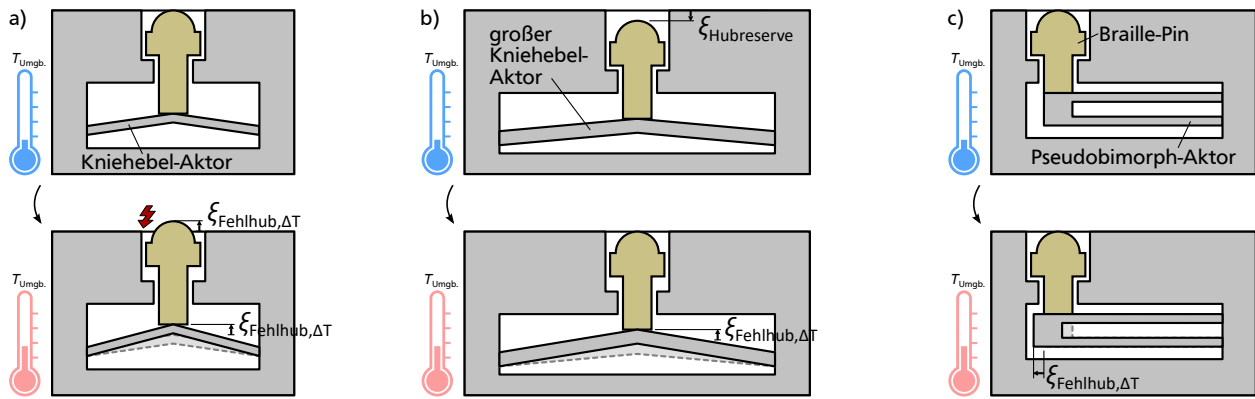


Abbildung 19: Verhalten unbestromter elektrothermischer Aktoren in Braille-Displays bei Anstieg der Umgebungstemperatur: a) Kniehebelaktoren verursachen haptische Fehlinformationen durch fühlbare Braille-Pins an der Tastoberfläche; b) Überdimensionierung von Kniehebelaktoren und der Einbautiefe für Braille-Pins vermeidet haptische Fehlinformationen; c) Pseudobimorph-Aktoren mit Temperaturkompensation besitzen keinen Einfluss auf die Höhe der Braille-Pins.

Pseudobimorph-Aktoren

Symmetrische Pseudobimorph-Aktoren gelten als temperaturkompensiert, da sie bei Erhöhung der Umgebungstemperatur nur eine Auslenkung quer zur eigentlichen Bewegungsrichtung erzeugen und keine Bewegung in Richtung der Hauptbewegung auftritt [158, 163]. Abb. 19 c zeigt, dass mit Pseudobimorph-Aktoren keine haptische Fehlinformationen auf der Tastoberfläche erzeugt werden. Trotzdem wird auch für Pseudobimorph-Aktoren eine Überdimensionierung notwendig, da eine Erhöhung der Umgebungstemperatur den für die Performanz entscheidenden Temperaturunterschied ΔT zwischen dem heißen Balken und der Umgebungstemperatur senkt. Staab zeigt für Pseudobimorph-Aktoren, dass die Temperaturerhöhung ΔT linear und die Balkenlänge quadratisch in die erreichbare Auslenkung eingeht [158]. Bei Anstieg der Umgebungstemperatur auf 40°C ergibt sich analog zur vorherigen Abschätzung auch hier ebenfalls die Notwendigkeit einer Überdimensionierung des erreichbaren Aktorhubes um 20%. Durch den quadratischen Zusammenhang zwischen der Aktorlänge l und der Auslenkung ξ kann dies aber bereits mit einer Überdimensionierung von ca. 10% der Aktorlänge erreicht werden.

Vergleich der Aktorbauformen

Tabelle 7 fasst die Eigenschaften der unterschiedlichen Bauformen elektrothermischer Aktoren zusammen und vergleicht den Grad der notwendigen Überdimensionierung bedingt durch Umgebungstemperaturerhöhung. Der Stand der Technik zu polymeren elektrothermischen Aktoren in Anhang A zeigt, dass bisherige realisierte Antriebe nur Auslenkungen von bis zu $100\ \mu\text{m}$ erreichen. Zum Erreichen der notwendigen Auslenkungen von $500\ \mu\text{m}$ bei vertretbaren Baugrößen

Tabelle 7: Vergleich elektrothermischer Aktorbauformen basierend auf [158].

	Einfacher Balken	Kniehebel	Bimorph	asymm. Pseudo-bimorph	symm. Pseudo-bimorph
Erreichbare Kräfte	groß	groß	klein	klein	klein
Erreichbare Wege	klein	klein	groß	mittel	mittel
Temperaturkompensation	nein	nein	nein	bedingt	ja
Überdimensionierung bei erhöhter Umgebungstemperatur	mittel	mittel	klein	klein	klein

und Leistungsaufnahmen sind daher insbesondere AktorbaufORMen von Vorteil, welche hohe Auslenkungen erreichen und eine Temperaturkompensation besitzen. Für die Nutzung von Braille-Displays werden in dieser Arbeit daher voranging Antriebskonzepte mit Pseudobimorph-Aktoren geprüft.

2.3 Bistabiles Antriebskonzept

Bistabile Aktoren zeichnen sich durch die Eigenschaft aus, zwei mögliche stabile Auslenkungen einnehmen und diese ohne weitere Energieaufnahme halten zu können. Im Alltag findet sich eine Vielzahl solcher Systeme z.B. als mechanische Schalter oder in Antrieben von Relais oder Ventilen. Das Verhalten vieler mechanischer Schalter (z.B. Kippschalter) lässt sich mit der Analogie in [Abb. 20 a](#) beschreiben, bei welcher die Energiezufuhr auf ein bistabiles Bauelement durch eine äußere Kraft oder durch integrierte Aktoren erfolgen kann und dadurch eine Energiebarriere überwunden wird. Bis zu einer maximalen von außen zugeführten Energie strebt das bistabile System die Rückkehr in die jeweilige stabile Ausgangsposition an, sodass bei bistabilen Antrieben erreichte Auslenkungen auch trotz einer geringen äußeren Krafteinwirkung erhalten bleiben. Ein anderes bistabiles Verhalten weisen z.B. mechanische Not-Aus-Schalter auf, bei welchen in Anlehnung an die in [Abb. 20 b](#) dargestellte Analogie eine äußere Kraft oder durch integrierte Aktorik die Energiebarriere des Systems reduziert werden kann, um ein gezieltes Umschalten zu erreichen. Je nach Auslegung eines bistabilen Aktorsystems können beide Wirkmechanismen realisiert werden.

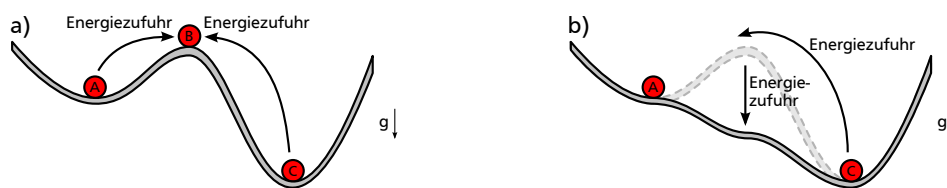


Abbildung 20: Analogien bistabiler Mechanismen mit Kugeln im Schwerfeld: a) Erreichen zweier stabiler Positionen (A,C) über eine instabile Position (B) durch äußere Energiezufuhr nach [185]; b) Erreichen der beiden stabilen Positionen durch Beeinflussung der Energiebarriere.

Zur Realisierung bistabiler Mechanismen lassen sich im Makrobereich Drehgelenke [186] und mechanische Führungen nutzen. Diese lassen sich zwar mit Prozessen der Mikrosystemtechnik herstellen, aufgrund des hohen Fertigungsaufwandes finden sich in mikrotechnisch hergestellten Systemen allerdings bevorzugt flexible Strukturen wie Festkörpergelenke oder Biegebalken zum Übertragen von Bewegungen. Da das mechanische Übertragungsverhalten dieser Bauteile nicht linear skaliert, sind auch die erreichbaren Eigenschaften von bistabilen Mechanismen stark abhängig von deren Abmessungen. Im Folgenden werden daher gängige Prinzipien für miniaturisierte bistabile Mechanismen zusammengefasst und deren Übertragbarkeit auf elektrothermische Aktorik in Braille-Displays diskutiert.

Bistabile Mechanismen in der Mikrosystemtechnik

Eicher [164] Vitushinsky [48] und Staab [158] zeigen in ihren Arbeiten auf, dass in der Mikrosystemtechnik bereits unterschiedliche bistabile Mechanismen für miniaturisierte Antriebe existieren und diese bei faseroptischen Schaltern [191, 192], miniaturisierten Relais [158, 190, 193] oder mechanischen Speicherzellen [187] zur Anwendung kommen können. [Abb. 21](#) zeigt einige der mikrotechnisch hergestellten bistabile Antriebe mit unterschiedlichen Mechanismen.

Hälg präsentiert eine mechanische Speicherzelle, die in [Abb. 21 a](#) abgebildet ist und aus einem Sprungwerk mit einem elektrostatischen Aktor besteht [187]. Bei der Fertigung induzierte

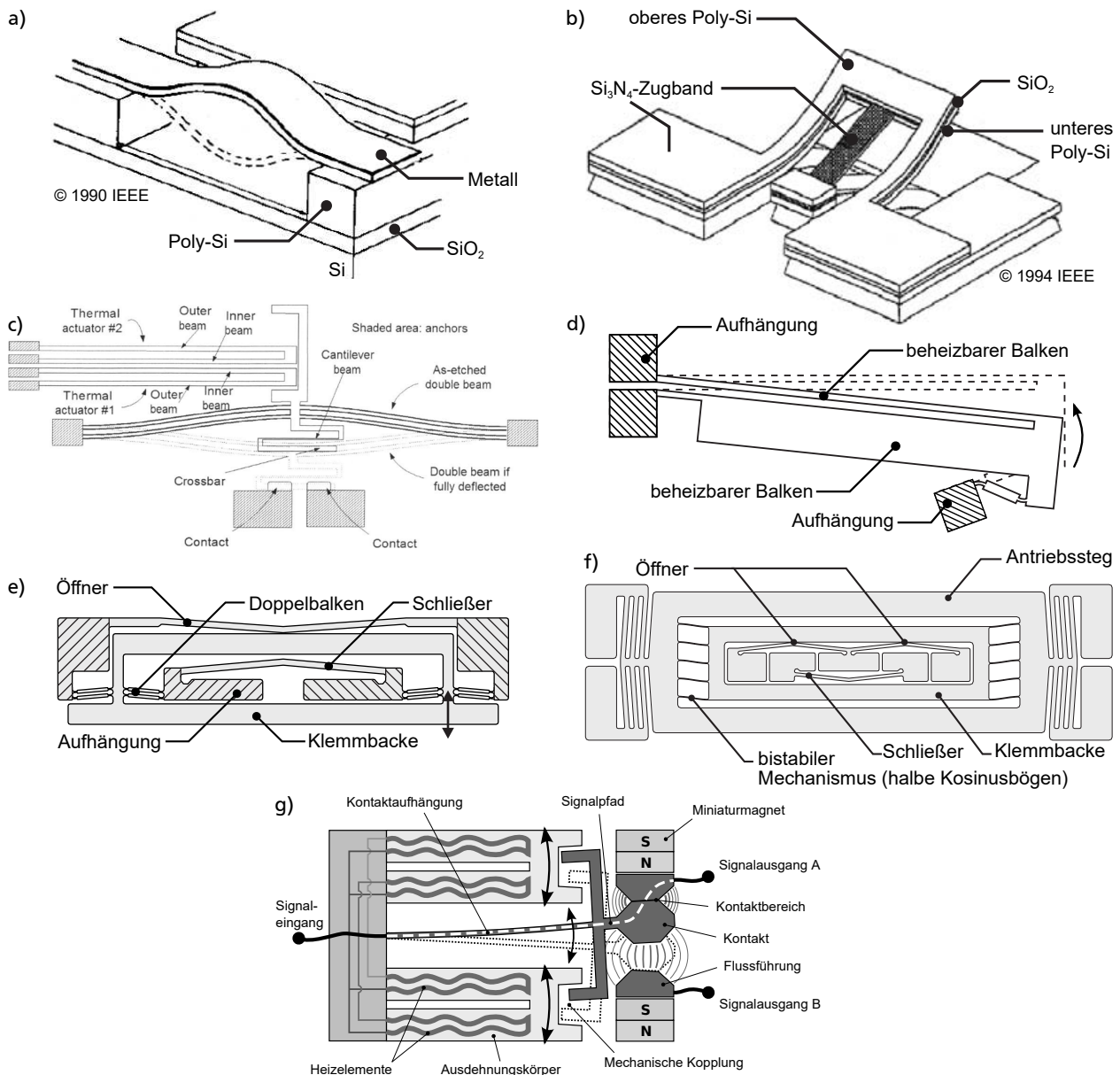


Abbildung 21: Mikrotechnisch hergestellte bistabile Antriebe: a) Elektrostatik aktuierte mechanische Speicherzelle von Hälgl [187]; b) Sprungwerk mit elektrothermischen Bimetall-Aktoren von Matoba et al. [188]; c) Sprungwerk mit einem elektrothermischen Pseudobimorph-Aktor und Doppelbalken-Mechanismus von Qiu [189, 190]; d) Sprungwerk mit einem elektrothermischen Pseudobimorph-Aktor nach Eicher [164]; e) Doppelbalken-Mechanismus mit Kniehebelaktoren nach Eicher [164]; f) Bistabiler Mechanismus mit parallel geschalteten Kosinusbögen und Kniehebelaktoren nach Eicher [164]; g) Magnetisch bistabiles Relais mit elektrothermischen Pseudobimorph-Aktoren nach Staab [158]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen, a...b und d...g mit Änderungen übernommen.

Materialspannungen verwölben eine Membran aus SiO_2 und Chrom, sodass eine mechanisch bistabile Brückenstruktur entsteht und als bewegliche Elektrode über festen Elektroden auf dem Substrat verwendet wird. Matoba et al. entwickeln mit einem elektrothermischen Bimetall-Aktor aus SiO_2 und polykristalinem Silizium das in Abb. 21 b gezeigte Sprungwerk, dessen Federelement durch ein Zugband aus Siliziumnitrid realisiert wird [188]. Qiu präsentiert ein in Abb. 21 c gezeigtes ähnliches Sprungwerk für Leistungsrelais [189, 190], wobei die

In-plane-Pseudobimorph-Aktoren aus Silizium über einen Formschluss mit einem Doppelbalken-Federmechanismus nach [194] verbunden sind.

Für polymere elektrothermische Aktoren untersucht *Eicher* bistabile Mechanismen mit integrierter Hin- und Rückstellung [164]. [Abb. 21 d](#) zeigt ein monolithisches Sprungwerk mit einem Pseudobimorph-Aktor aus SU-8 und einem Balken mit Festkörpergelenk in einer sehr platzsparenden Anordnung. Durch partielles oder vollständiges Aufheizen der Struktur können zwei stabile Auslenkungen des Aktors erreicht werden. An hergestellten Aktoren kann das bistabile Verhalten demonstriert werden, allerdings versagt der Mechanismus durch unzulässig hohe Spannungen in der Struktur bereits nach wenigen Schaltvorgängen. *Eicher* testet daher auch den in [Abb. 21 e](#) dargestellten Mechanismus mit Doppelbalken und zwei entgegengerichteten Kniehebelaktoren. Materialspannungen in dem Verformungskörper führen allerdings zu erhöhten Rückstellkräften in den Festkörpergelenken und zum Versagen der Struktur. In der von *Eicher* realisierten Positionierplattform kommt daher bistabile Klemmmechanismen mit mechanisch parallel geschalteten Kosinusbögen gemäß [Abb. 21 f](#) zum Einsatz, welche die auftretende Spannung besser verteilen und sich für polymere Materialien wie SU-8 als geeignet herausstellen. Der realisierte bistabile Klemmmechanismus ermöglicht einen Hub von 340 μm und erreicht eine Klemmkraft von 86 mN.

Ein magnetisch bistabiler Mechanismus mit elektrothermischen Pseudobimorph-Aktoren wird von *Staab* für ein miniaturisierte Relais entwickelt [158]. Zwei mechanisch parallel geschaltete Pseudobimorph-Aktoren bilden einen Formschluss zu einer magnetischen Kontaktfeder mit einer geringen Eigensteifigkeit (siehe [Abb. 21 g](#)) und ermöglichen mit den verbauten Permanentmagneten eine magnetische Kontaktkraft von ca. 9 mN.

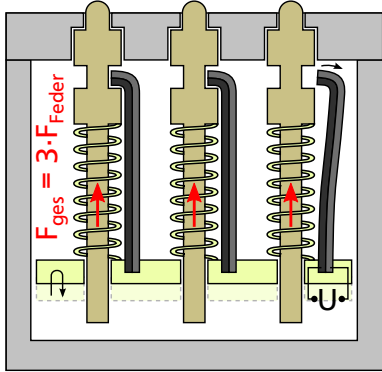
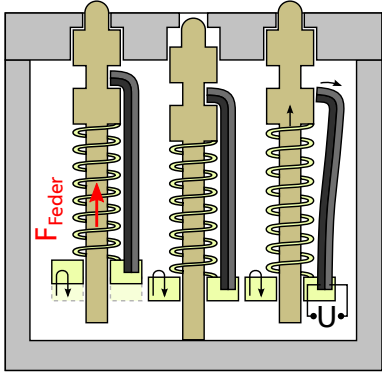
Da sich die gezeigten bistabilen Antriebe mit (thermo-)mechanischen [164, 188–190] und magnetischen [158] bistabilen Mechanismen durch ihre Baugröße oder die erreichbaren Stellwege nicht ohne weitere Anpassungen in Antrieben in Braille-Displays einsetzen lassen, werden im Folgenden weitere konzeptionelle Ansätze für bistabile Mechanismen diskutiert und für Braille-Displays bistabile Antriebskonzepte mit elektrothermischen Aktoren erarbeitet.

Bistabile Mechanismen für elektrothermische Braille-Antriebe

Zur Realisierung von bistabilen Mechanismen an elektrothermischen Aktoren lassen sich unterschiedliche Wirkprinzipien nutzen, wozu insbesondere die im vorherigen Abschnitt dargelegten (thermo-)mechanischen [164, 188–190] und magnetischen [158] bistabilen Mechanismen zählen. Magnetische bistabile Mechanismen können bei der Realisierung von Braille-Displays allerdings Nachteile mit sich bringen, da durch die hohe Packungsdichte Wechselwirkungen zwischen deren Streufeldern zu erwarten sind und die notwendigen Permanentmagnete gerade bei großflächigen Displays einen erhöhten Montageaufwand und ein hohes Gewicht mit sich bringen. In der vorliegenden Arbeit werden daher rein mechanisch bistabile Mechanismen untersucht, welche sich vorzugsweise gleichzeitig im Herstellungsprozess mit der polymeren Aktorstruktur realisieren lassen.

Rose präsentiert bereits 1981 einen bistabilen elektrothermischen Braille-Antrieb, bei dem mit Druckfedern vorgespannte Braille-Pins einen Formschluss mit einer Bimetall-Feder bilden und durch gezieltes Bestromen gelöst werden können (vgl. [Abb. 11](#)) [149]. Wie im [Abschnitt 1.2](#) diskutiert, führt das vorgesehene gleichzeitige Rücksetzen aller Braille-Pins allerdings zu sehr hohen Kräften auf die bewegliche Bodenplatte und das Gehäuse, welche bei großflächigen Displays zum Verbiegen der Tastplatte und zum Versagen des Rücksetzmechanismus führen können [63]. Der gemeinsame Rücksetzmechanismus führt darüber hinaus dazu, dass das Display nur vollständig aktualisiert werden kann und Funktionen wie z.B. ein Blinken nur mit erhöhtem Energieverbrauch möglich sind. [Tabelle 8](#) vergleicht daher die Eigenschaften von Braille-Displays mit gemeinsamem Rücksetzmechanismus und einzelnen ansteuerbaren Braille-Pins anhand des

Tabelle 8: Konzeptioneller Vergleich von elektrothermischen Braille-Antrieben mit gemeinsamem Rücksetzmechanismus und einzelnen Rücksetzmechanismen je Braille-Pin anhand des von Rose präsentierten Antriebs aus [149].

	gemeinsamer Rücksetzmechanismus für alle Braille-Pins	einzelner Rücksetzmechanismus je Braille-Pin
mögliche Ausführung		
	<ul style="list-style-type: none"> - hohe Gehäusekräfte - nur vollständiges Display aktualisierbar - hoher Energieverbrauch + platzsparende Einzelantriebe zum Setzen der Pins 	<ul style="list-style-type: none"> + niedrige Gehäusekräfte + Displayteilbereiche aktualisierbar (blinken) + niedriger Energieverbrauch - hoher Platzbedarf

von Rose präsentierten Antriebs. Um den Energieverbrauch und die auftretenden Gehäusekräfte auch für großflächige Displays zu minimieren, werden in dieser Arbeit nur Konzepte untersucht, die eine einzelne Ansteuerung jedes Taxels ermöglichen und einen einzelnen Rücksetzmechanismen je Braille-Pin vorsehen. Um das gewählte Konzept auszuarbeiten, werden im Folgenden unterschiedliche Bauformen von bistabilen Mechanismus diskutiert.

Krause beschreibt mechanische Konstruktionselemente und unterteilt mechanisch bistabile Mechanismen in die vier Kategorien Gehemme, Gesperre, Spannwerke (zu denen auch Schrittantriebe gezählt werden) und Sprungwerke [196]. Tabelle 9 zeigt mögliche prinzipielle Umsetzungen dieser Funktionsprinzipien mit elektrothermischen In-plane-Aktoren. Variationen sind hierüber hinaus bei Gehemmen und Gesperren durch die Gestaltung der Kontaktflächen zwischen Aktor und Braille-Pin möglich. Zum Greifen von Objekten bekannte Wirkprinzipien sind in Abb. 22 dargestellt und lassen sich auch auf die Fixierung eines Braille-Pins übertragen. Grenzen in der Gestaltungsfreiheit ergeben sich dabei durch die eingesetzten Fertigungsverfahren, welche bei elektrothermischen Aktoren auf der Strukturierung von Polymerschichten oder -folien basieren. Die im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Fertigungsverfahren ermöglichen dabei vor

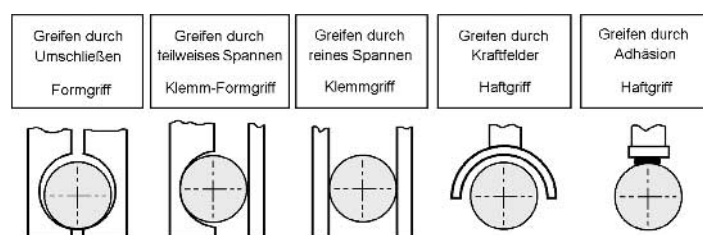


Abbildung 22: Wirkprinzipien beim Greifen von Objekten. Abbildung entnommen aus [195].

Tabelle 9: Einteilung mechanischer bistabiler Mechanismen nach [196] und deren prinzipielle Umsetzung mit elektrothermischen In-plane-Pseudobimorph-Aktoren.

Kategorie	Gehemme		Gesperre		Spannwerke		Sprungwerke	
Bezeichnung	Formgehemme / Rastungen	Reibgehemme (Klemmungen)	Formgesperre	Reibgesperre	Sperrspannwerke	Schrittwerke / Kippspannwerke*	Sperrsprungwerke	Kippsprungwerke*
Funktionsprinzip nach [196]								
Prinzipielle Umsetzung für elektrothermische Braille-Antriebe (mit Pin-Interaktion)								
(ohne Pin funktionsfähig)								

* nicht dargestellt

allein die Herstellung horizontaler und vertikaler Flächen. Schrägen und Rundungen lassen sich nur mit erhöhtem Fertigungsaufwand herstellen. Bei den dargestellten Umsetzungen in [Tabelle 9](#) lässt sich zudem erkennen, dass die Aktoren vertikal oder horizontal angeordnet sein können. Während die vertikal angeordneten Aktoren Vorteile durch eine geringe Grundfläche unter dem Braille-Pin aufweisen, begünstigen horizontal angeordnete Aktoren eine geringe Bauhöhe des Displays. Die Mehrzahl der dargestellten Konzepte weist allerdings sowohl vertikale als auch horizontale Aktoren auf, sodass sich für die einzelnen Antriebseinheiten hohe Abmessungen in beiden Richtungen ergeben. Unter den in dieser Arbeit angestrebten Fertigungsmöglichkeiten mit Polymerfolien sind für Displays mit geringer Bauhöhe vor allem platzsparende horizontal angeordnete Aktoren interessant, welche parallel zur Tastoberfläche angeordnet werden. Neben den in [Tabelle 9](#) betrachteten In-plane-Aktoren kommen hierfür vor allem die in [Abschnitt 1.4 Abb. 17](#) gezeigte Out-of-plane-Variante des Pseudobimorphaktors in Frage, die sich in Polymerfolien mit zwei strukturierten Lagen herstellen lässt. Zur Realisierung eines bistabilen Mechanismus mit Out-of-plane-Pseudobimorphaktoren eignen sich besonders Formgesperre, da für diese in der Regel keine schrägen Seitenwände bei der Fertigung benötigt werden.

Als Konzept wird im Rahmen dieser Arbeit ein Formgesperre mit zwei Pseudobimorphaktoren gewählt, welches bereits in der Arbeit von *Staab* vorgeschlagen wird und in [Abb. 23](#) dargestellt ist. Ein Out-of-plane-Pseudobimorphaktor ermöglicht dabei durch seine Bestromung das Absenken eines Braille-Pins unter die initiale Position. Der In-plane-Pseudobimorphaktor ermöglicht das Freigeben oder das Sperren des Hubaktors sowohl in der angehobenen als auch in der abgesenkten Endposition. Durch Entriegeln des Hubaktors bewegt sich dieser in seine Herstellungsposition zurück und hebt dabei den Braille-Pin wieder in die erhöhte, initiale Position an. Denkbar ist als Alternative auch ein kopfüberliegender Aufbau, bei dem der Hubaktor einen Pin durch Bestromung anhebt. Zur Verriegelung ist ein Formschluss mit Rastnasen an den Aktorspitzen vorgesehen, welche ein Verhaken beider Aktoren ermöglichen. Beiden Aktoren formen damit einen bistabilen Mechanismus, der ein leistungsloses Halten eines Braille-Pins ermöglicht. Überdies hinaus macht der Mechanismus keine Modifizierung der Braille-Pins notwendig, sodass eine Inbetriebnahme und Funktionsprüfung mit geringem Montageaufwand auch ohne Pins erfolgen kann.

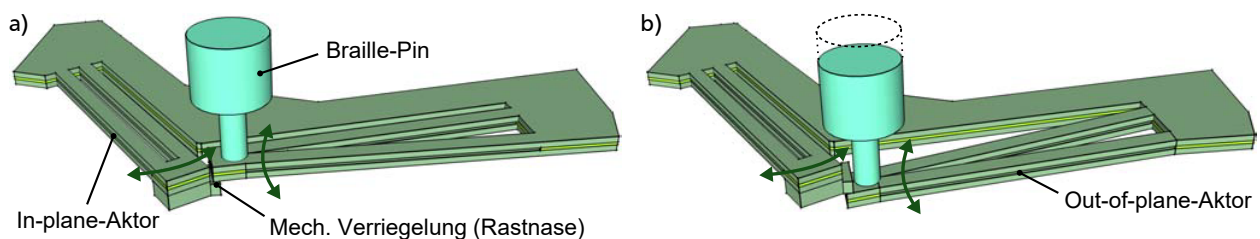


Abbildung 23: Konzept eines bistabilen Braille-Antriebs mit zwei elektrothermischen Pseudobimorphaktoren nach *Staab* [158]: a) Herstellungsposition mit Braille-Pin in angehobener und ertastbarer Position; b) Verriegelter Out-of-plane-Pseudobimorphaktor mit Braille-Pin in abgesenkter, nicht fühlbarer Position. Abbildungen mit Änderungen entnommen aus [158].

Das Konzept von *Staab* wird auch von *El Khoury* [508] und *Winterstein* [163, 197] aufgegriffen, jedoch gemäß [Abb. 24 a und b](#) mit kopfüberliegendem Aufbau und einer parallelen Anordnung für den In-plane- und Out-of-plane-Aktor versehen. [Abb. 24 c](#) zeigt das Konzept zum Aufbau zum Entwurf eines Braille-Liniendisplay, bei dem die Aktoren in mehreren Aktorlagen übereinander angeordnet werden können. Zum Aufbringen des notwendigen Hubs am Braille-Pin werden bei den Konzepten von *Staab*, *El Khoury* und *Winterstein* nur unidirektionale Aktoren eingesetzt, sodass die Hubaktoren die volle Auslenkung von mindestens 500 μm aufbringen müssen. Der Vergleich zu den in [Abschnitt 1.4 Tabelle 4](#) gezeigten bisher realisierten Aktoren mit Auslenkungen

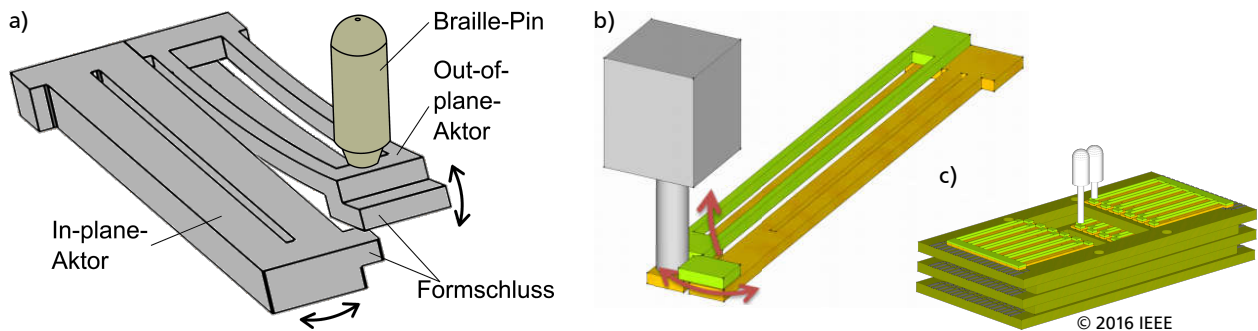


Abbildung 24: Konzept eines bistabilen Antriebs für Braille-Liniendisplays mit zwei parallel angeordneten elektrothermischen Pseudobimorphaktoren: a) Prinzipaufbau nach *El Khoury* [508, 496]; b) Ausgestaltung nach *Winterstein* [197]; c) Für Braille-Liniendisplays geeignete Anordnung mit mehrerer Aktorlagen [495]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

von bis zu $100\ \mu\text{m}$ und Baulängen von über $5\ \text{mm}$ lässt erwarten, dass auch für Out-of-plane-Pseudobimorphaktoren signifikant größere Abmessungen benötigt werden. Auch ohne FEM-Auslegung lässt sich mit dem von *Staab* [158] hergeleiteten quadratischen Zusammenhang zwischen Länge und Auslenkung eines Pseudobimorphaktors abschätzen, dass die Aktoren mit einer 5-fach höheren Auslenkung eine ca. 2,2-fache Länge aufweisen müssen. Erwartbare Aktorlängen im Bereich von $10\ \dots\ 15\ \text{mm}$ eignen sich für kleine haptische Displays wie in der von *Winterstein* parallel entwickelten Fernbedienung mit nur 6×6 Taxeln [163] oder für Braille-Zeilen. Für den geringen Bauraum in Braille-Flächendisplays sind Aktoren mit noch kleineren Abmessungen notwendig.

Das Antriebskonzept wird daher für Flächendisplays so modifiziert, dass anstatt eines baugroßen Out-of-plane-Aktors mit einer Auslenkung von $500\ \mu\text{m}$ ein kleinerer bidirektionaler Hubaktor eingesetzt wird, der eine Auslenkung von $\pm 250\ \mu\text{m}$ zur Verfügung stellen kann. Hierfür lässt sich abschätzen, dass bidirektionale Aktoren die erforderlichen Hübe schon mit Aktorlängen von ca. $8\ \dots\ 10\ \text{mm}$ erreichen können und damit wesentlich platzsparender angeordnet werden können. *Abb. 25* zeigt das in dieser Arbeit entwickelte Antriebskonzept für Braille-Flächendisplays mit einem bidirektionalen Out-of-plane-Pseudobimorphaktor und einem ebenfalls bidirektionalen

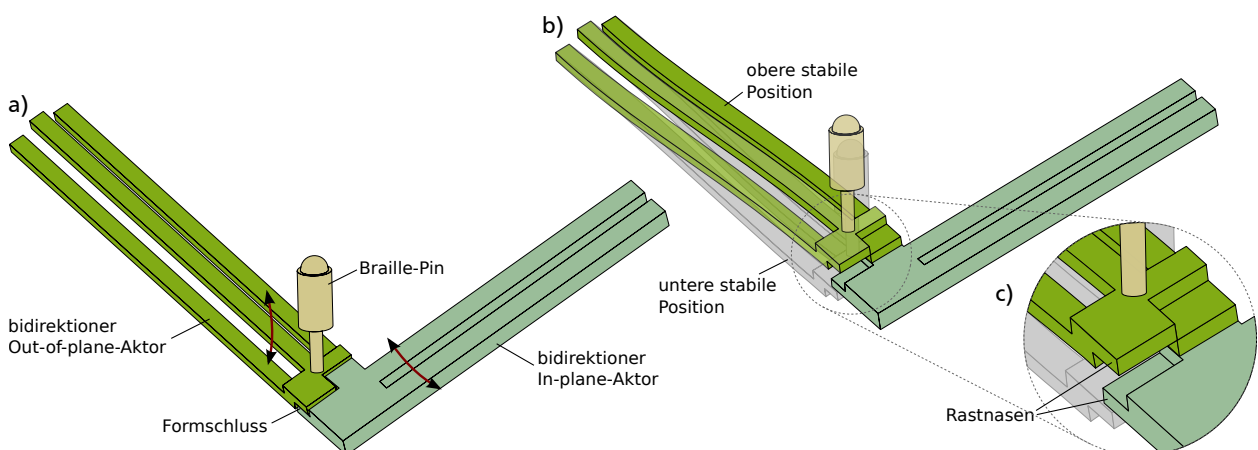


Abbildung 25: Konzept eines bistabilen Braille-Antriebs mit zwei bidirektionalen Pseudobimorphaktoren: a) Antrieb in der Herstellungsposition; b) Verriegelter Out-of-plane-Pseudobimorphaktor mit Braille-Pin in der angehobenen ertastbaren Position und schattiert dargestellt in einer abgesenkten, nicht fühlbaren Position; c) Detaildarstellung des Formschlusses mit vier Rastnasen aus der eigenen Patentschrift [502].

In-plane-Pseudobimorphfaktor. Der Formschluss zur Verriegelung der Aktoren wird dabei nach dem im Rahmen dieser Arbeit patentierten Mechanismus in [502] mit insgesamt vier Rastnasen versehen, die ein Fixieren des Hubaktors vollständig über oder unterhalb des Verriegelungsaktors ermöglichen. Die Anordnung der Rastnasen erfolgt dabei in den gleichen beiden Ebenen, die auch zur Formgebung des des Out-of-plane-Pseudobimorphfaktors notwendig sind.

2.4 Eigenschaften der elektrothermischen Braille-Antriebe

Im Folgenden werden grundlegende Eigenschaften der entwickelten Antriebskonzepte hinsichtlich der in [Abschnitt 2.1](#) dargelegten Anforderungen diskutiert. Neben dem geforderten Blinken von Braille-Pins bei Einsatz des vorgesehenen Formgesperres und der geforderten fühlbaren Steifigkeit beim Lesen liegt der Fokus dabei insbesondere auf der Realisierung des gewünschten Nachsetzverhaltens beim Blockieren von Pins.

Das geforderte Blinken von Braille-Pins lässt sich mit beiden dargelegten Konzepten für Linien- und Flächendisplays und dem vorgesehenen Formgesperre umsetzen, indem der In-plane-Sperraktor durch die Ansteuerung dauerhaft geöffnet bleibt und der Pin ohne Verriegelung durch ein schnelles Schalten des Out-of-plane-Hubaktors gehoben und gesenkt wird. Die Blinkgeschwindigkeit ist dabei abhängig von den erreichbaren Aufheiz- und Abkühlzeiten des Out-of-plane-Aktors.

Zur fühlbaren Steifigkeit eines gesetzten Braille-Pins wird in [Anhang B](#) die Eigensteifigkeit von polymeren In-plane- und Out-of-plane-Pseudobimorphfaktoren abgeschätzt und aufgezeigt, dass die geforderte Steifigkeit kommerzieller Braille-Zeilen von 243 N/m nur bei sehr hohen Aktordicken von ca. 1 mm erreicht wird. Da sich eine hohe Gesamtdicke eines Pseudobimorphfaktors allerdings vermindern auf die Auslenkung und negativ auf die Aufheizzeiten auswirkt, wird ein anderer Ansatz gewählt und die die Antriebe in ihrer Eindrücktiefe begrenzt. Hierdurch weisen die elektrothermischen Braille-Antriebe ein deutlich anderes haptisches Verhalten auf, als konventionelle Antriebe, die sich meist bis unter die Tasteroberfläche eindrücken lassen. In Zusammenarbeit mit der *Deutsche Blindenstudienanstalt e.V.* werden daher im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILIZE* Probandentests mit Blinden und Sehbehinderten durchgeführt [496] und in [Anhang B](#) zusammengefasst. Die Tests zeigen, dass gesetzten Braille-Pins mit einer maximalen Eindrücktiefe von 100 µm bis 300 µm lesbar bleiben und eine ausreichend hohe Lesequalität ermöglichen. Dies kann in den gewählten Konzepten sowohl für Linien- als auch für Flächendisplays auf einfache Weise konstruktiv umgesetzt werden, indem unter den Antrieben eine Bodenplatte und entsprechend dünne Abstandsschichten vorgesehen werden.

Das in geforderten Nachsetzverhalten wird durch das vorgesehenen Konzept mit einem bistabilen Formschluss nicht von sich aus ermöglicht. Ein äußeres Blockieren der Pins z.B. durch einen Finger kann daher das Einrasten des Antriebs verhindern. [Abb. 26 a](#) zeigt den entstehenden Fehlerzustand, bei dem der Braille-Pin unter der Tasteroberfläche verbleibt und eine haptische Fehlinformation auf dem Display erzeugt. Um dies zu verhindern, können unterschiedliche Maßnahmen getroffen werden. Ziel ist dabei ein nachträgliches Anheben des Pins mit möglichst wenig Ansteuerungs- und Energieaufwand, sobald das versperrende Objekt entfernt wird. Für das in [Abb. 23](#) gezeigte Antriebskonzept für Braille-Zeilen von *Staab* kann nach [Abb. 26 b](#) die Rückstellkraft der ausgelenkten und unbestromten Pseudobimorph-Aktoren genutzt werden, um ein nachträgliches Anheben des Braille-Pins zu ermöglichen. Voraussetzung hierfür sind ein Öffnen des verriegelnden In-plane-Aktors bei Aufhebung der Blockade und ggf. auch eine Zustandserkennung zur Detektion der Aufhebung. In den Antriebskonzepten von *El Houry* und *Winterstein* kann diese Maßnahme aufgrund der kopfüberliegenden Anordnung der Aktoren nicht zum Einsatz kommen. Eine auch für die in [Abb. 25](#) gezeigten Antriebe für Braille-Flächendisplays geeignete Möglichkeit mit weniger Ansteuerungs- und Energieaufwand bietet der Einsatz von Federelementen, welche

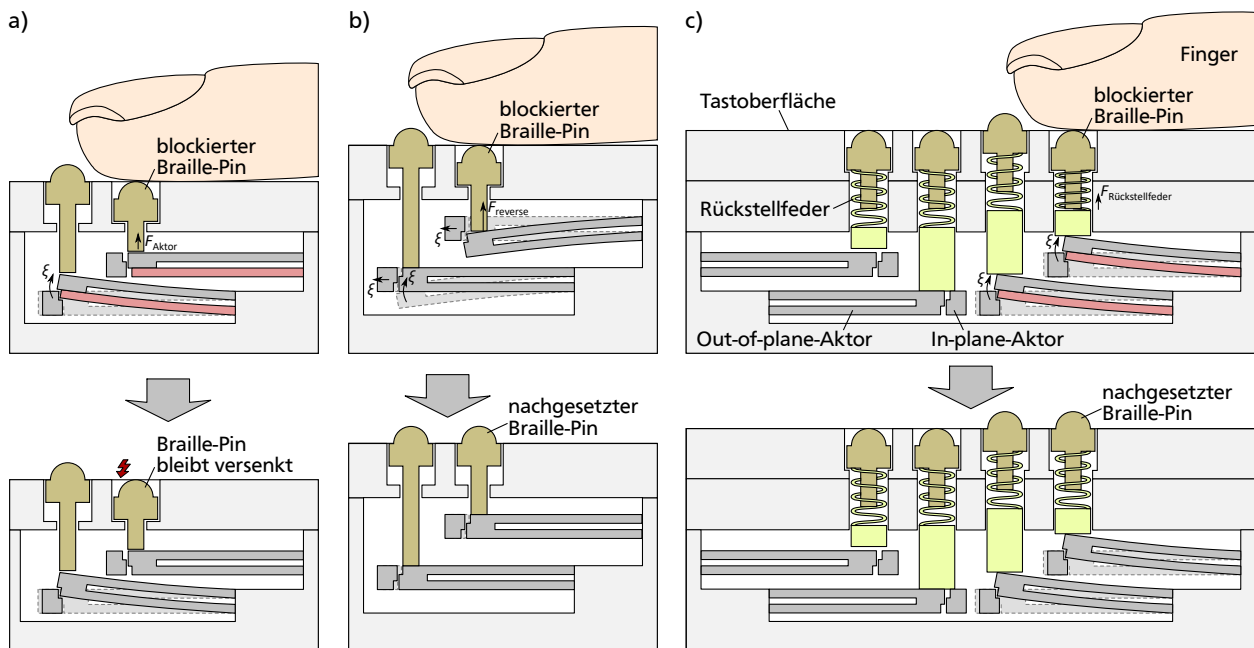


Abbildung 26: Nachsetzverhalten elektrothermischer Antriebe für Braille-Displays: a) Ohne Federmechanismus verbleiben blockierte Pins unterhalb der Tastoberfläche; b) Nutzung der Rückstellkraft von unidirektionalen Pseudobimorph-Aktoren ermöglicht das Nachsetzen blockierter Pins; c) Nachsetzverhalten durch Integration von Druckfedern.

nach [Abb. 26 c](#) zwischen dem Hubaktor und dem Braille-Pin angeordnet werden. Die Kraft zum Heben wird während der Blockade blockierter Pins in der Rückstellfeder gespeichert und ermöglicht ein sofortiges Nachsetzen ohne weiteren Ansteuerungsaufwand beim Auflösen der Blockade. Die Verwendung von Druckfedern führt allerdings zur Erhöhung der notwendigen erreichbaren Aktorkraft, da mit einer nominalen Steifigkeit von 243 N/m und einem Federhub von 0,5 mm die Antriebe eine zusätzliche Kraft von mindestens 121,5 mN bereit stellen müssen.

Während die genannten Anforderungen zur Hubkraft von mindestens 5 mN für die Out-of-plane-Aktoren in Flächendisplays für ein wünschenswertes Nachsetzverhalten auf über 120 mN erhöht werden müssen, bestehen für die In-plane-Aktoren in den dargelegten Konzepten keine Anforderungen hinsichtlich der erreichbaren Kräfte. Zur Prüfung der weiteren in [Abschnitt 2.1](#) diskutierten Anforderungen wie den erreichbaren Hüb, Stellkräften, Schaltspielen und dem Energiebedarf sowie zur Realisierbarkeit eines Nachsetzverhalten mittels Rückstellfedern werden im Rahmen dieser Arbeit Aktoren für Braille-Displays hergestellt und messtechnisch charakterisiert.

Im weiteren Verlauf der Arbeit wird in [Kapitel 3](#) zunächst der Aufbau eines geeigneten Messsystems zur Charakterisierung der in dieser Arbeit entwickelten Aktoren vorgestellt. [Kapitel 4](#) bis [Kapitel 6](#) zeigen die für den Entwurf notwendigen Untersuchungen zur Materialauswahl, zur Bestimmung aller relevanten Materialkennwerten und zu den verwendeten Modellierungsansätzen. Der Entwurf, Aufbau und die Charakterisierung von Antrieben für Braille-Liniendisplays werden in [Kapitel 7](#) und für Braille-Flächendisplays in [Kapitel 8](#) zusammengefasst.

3 Messstand für elektrothermische In-plane- und Out-of-plane-Aktoren

Zur Charakterisierung von elektrothermischen Aktoren wird ein Messsystem benötigt, welches deren Leistungsaufnahme, Temperatur sowie deren Auslenkungen und Kräfte erfassen kann. Für Aktoren mit Bewegungen in drei Freiheitsgraden existieren kommerzielle sog. Motion Analyzer z.B. von den Firmen *Polytec* [198] oder *Umech* [199]. Die Geräte bieten allerdings meist kleine Messfelder von ca. $4,5 \times 3,3 \text{ mm}^2$ und stehen im Rahmen der Arbeit nicht zur Verfügung. Für die Charakterisierung von polymeren elektrothermischen Aktoren mit typischen Abmessungen von ca. $7,4 \times 1 \text{ mm}^2$ und mit Auslenkungen von mehr als $\pm 500 \mu\text{m}$ wird ein Motion Analyzer mit einem Messfeld von mehreren Millimetern benötigt. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher ein halbautomatisches Messsystem entwickelt, das mit kommerziellen Komponenten aufgebaut werden kann und eine flexible Anpassung der Steuersoftware an die benötigte Funktionalität ermöglicht [497].

Als Grundlage dient der durch *Staab* entwickelte Motion Analyzer, der mittels einer CCD-Kamera *F421B* von *Allied Vision*, einer Mikroskopoptik von *Mitutoyo* und optischer Mustererkennung die Charakterisierungen von In-plane-Bewegungen in zwei Freiheitsgraden (x- und y-Richtung) ermöglicht. In einem großen Messfeld von bis zu $11,7 \times 11,7 \text{ mm}^2$ können damit Messgenauigkeiten von $0,2 \mu\text{m}$ erreicht werden [158, 200]. Für die Charakterisierung der entwickelten elektrothermischen Aktoren mit einem weiteren Freiheitsgrad werden zwei optische Messprinzipien kombiniert, um sowohl In-plane- als auch Out-of-plane-Bewegungen zu erfassen. Für die Messung der In-plane-Bewegungen wird die von *Staab* eingesetzte CCD-Kamera verwendet und zur Erfassung von für Out-of-plane-Bewegungen wird ein Lasertriangulationsmesssystem eingesetzt. Neben dem Lasertriangulator wird der vorhandene Messstand auch um eine steuerbare Stromquelle, ein Temperaturmesssystem und um eine Kraftsensorik ergänzt. Zur Feinpositionierung der Aktoren und der beiden optischen Messsysteme zueinander werden die Komponenten an einem Waferprober *PA200* von *Cascade Microtech* montiert. Ein manuell steuerbarer XYZ-Tisch ermöglicht eine einfache Positionierung der Aktoren im Messfeld. Eine modulare *LabView*TM-Software auf einem Desktop-Computer steuert den Messzeitpunkt, sammelt die Messdaten und visualisiert diese für den Anwender. [Abb. 27](#) gibt einen Überblick über die Komponenten des entwickelten

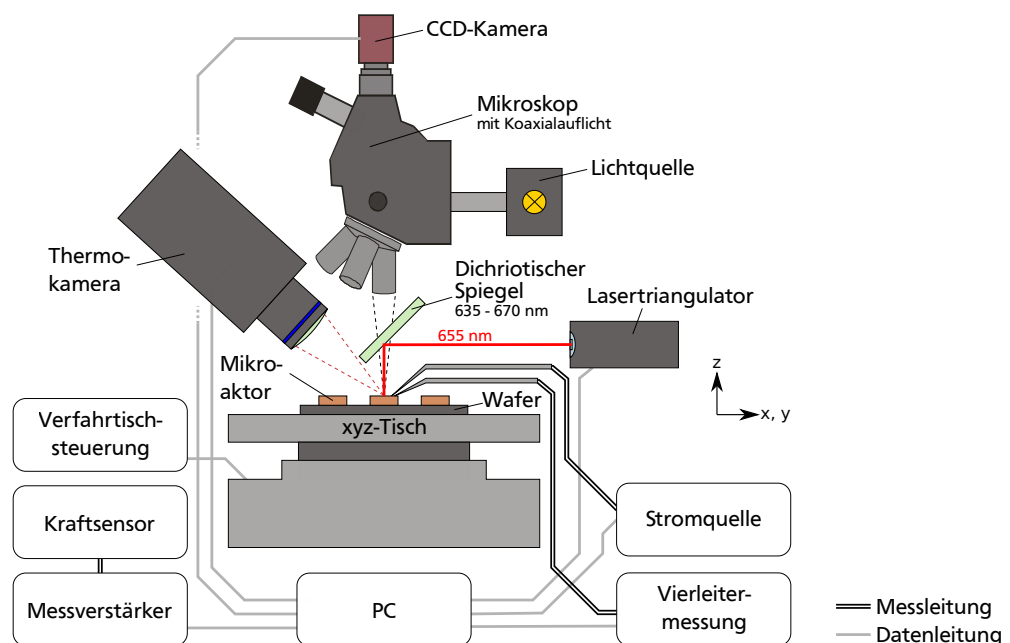


Abbildung 27: Überblick über die Komponenten des entwickelten Messsystems zur Charakterisierung elektrothermischer Aktoren mit bis zu drei Freiheitsgraden basierend auf [497].

Messsystems. Die auftretenden optischen Fehler, Messgenauigkeiten und dynamische Grenzen des Messsystems werden ermittelt und in den folgenden Abschnitten erläutert.

3.1 Leistungsregelung und bidirektionale Ansteuerung

Um in die zu charakterisierenden elektrothermischen Aktoren konstante Leistungen einkoppeln zu können, wird der vorhandene Messplatz um eine Stromquelle mit Leistungsregelung ergänzt. Durch eine steuerbare Stromquelle, die Messung der eingespeisten Spannung am Aktor und einen im Steuerprogramm implementierten PID-Regler wird ein geschlossener Regelkreis aufgebaut.

Als Stromquelle wird eine ursprünglich für Voice-Coil-Aktoren entwickelte steuerbare Ein-Kanal-Stromquelle des Typs *PowerOTA* von *Mechatronic Systems GmbH, Schweiz* verwendet. Die spannungsgesteuerte Stromquelle arbeitet dabei innerhalb eines Strombereichs von $\pm 1\text{ A}$ mit einer Auflösung von 1 mA [201]. Die Ansteuerung der Stromquelle erfolgt über eine im Messplatz verbaute Messkarte *NI 6221 (37-Pin)* von *National Instruments* mit integriertem D/A-Wandler, sodass der Strom über den konstanten Übertragungsfaktor von $B_{\text{OTA}} = 100\text{ mA/V}$ proportional zum Spannungseingang eingestellt werden kann. Der tatsächlich fließende Strom wird zudem über die verbaute Messkarte von einem 16-Bit A/D-Wandler mit 250 kS/s Abtastrate und einer absoluten Messgenauigkeit von $\pm 0,3\text{ mV}$ erfasst und dem in *LabView™* implementierten Regler übergeben, der in [Abb. 28](#) schematisch gezeigt ist. Der elektrische Anschluss der Aktoren erfolgt über dünne Wolfram- oder vergoldete Messspitzen. Über eine Vierleiterschaltung wird für die Leistungsregelung zudem die über dem Heizwiderstand abfallenden Speisespannung gemessen, sodass Kontakt- und Zuleitungswiderstände vernachlässigt werden können.

Die Regelparameter werden heuristisch und angelehnt an das Verfahren von *Ziegler* und *Nichols* so eingestellt, dass für Heizwiderstände mit $250\ \Omega$ ausreichend niedrige Einschwingzeiten von unter 70 ms bei bis zu 500 mW erreicht werden. Bei sehr niedrigen Heizwiderständen von $5\ \Omega$ kann sich die Einschwingzeit mit den gewählten Parametern auf bis zu ca. 600 ms erhöhen, was für statische Messungen an elektrothermischen Aktoren mit Aufheizzeiten von mehreren Sekunden aber im nutzbaren Bereich liegt. Für dynamische, wie z.B. transiente Messungen an Aktoren mit sehr niedrigen Heizwiderständen müssen die Regelparameter nachjustiert werden. Nach dem Einschwingen ergeben sich bei Leistungen von 200 mW mit den gewählten Parametern unabhängig vom Widerstand eine Restwelligkeit der Regelabweichung von ca. $\pm 0,3\text{ mW}$. Bis 500 mW steigt die Regelabweichung auf maximal $\pm 1\text{ mW}$ an, was für die statische Charakterisierung der Aktoren ausreichend ist.

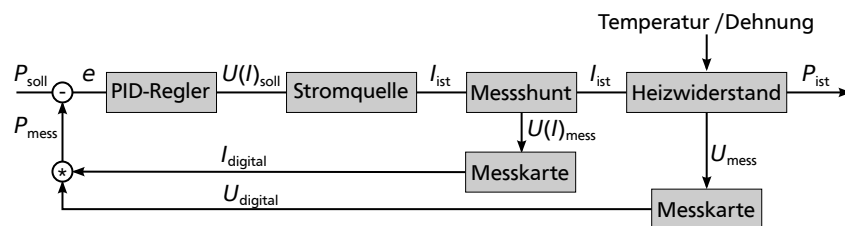


Abbildung 28: Regelkreis der realisierten Leistungsquelle zur Ansteuerung elektrothermischer Aktoren mittels einer spannungsgesteuerten Stromquelle.

Ein im Lastpfad verbautes und softwareseitig ansteuerbares Relais mit zwei Kanälen ermöglicht darüber hinaus das Umschalten des Stromquellenausgangs auf zwei kontaktierte Heizelemente an einem elektrothermischen Aktor. Eine parallel zur Stromquelle geschaltete Kapazität verhindert Spannungsspitzen, die beim Umschalten durch die Stromquelle entstehen können. Durch die abwechselnde Bestromung können Aktoren abwechselnd mit positiven und negativen Auslenkungen bewegt werden und die Auswirkungen der bidirektionalen Bewegung auf die

Nulllage der Aktoren erfasst werden. Die ist insbesondere bei polymeren elektrothermischen Aktoren von Interesse, da bereits in den Arbeiten von *Staab* [158] und *Winterstein* [163] bei einer unidirektionalen Ansteuerung parasitäre Nulllagenverschiebung an den Aktoren beobachtet werden. *Dörr* erklärt den reversiblen Effekt mit dem Ausdiffundieren von Feuchtigkeit während der Erwärmung und dem resultierenden Volumenschwund im Verformungskörper [202]. Der Rückgang der Nulllagenverschiebung ergibt sich durch die langsame Absorption von Feuchtigkeit aus der umgebenden Luft, wenn der Aktor unbestromt bleibt.

3.2 In-plane-Messungen mittels Bildererkennung

Zur Bestimmung der In-plane-Aktorauslenkungen mittels Mustererkennung wird ein Bildmuster der Aktorspitze (Template) erzeugt, dessen Position rechnergestützt in allen weiteren Folgeaufnahmen der CCD-Kamera bestimmt wird [158, 200]. Hardwareseitig wird dabei eine CCD-Kamera *F 421B* von *Allied Vision* und die am Waferprober *PA200* vorhandene Mikroskopoptik von *Mitutoyo* verwendet. Softwareseitig kommen Funktionen aus dem *Vision Development Module* von *LabView™* zum Einsatz, die mittels Kreuzkorrelation eine Mustererkennung zwischen dem Bildmuster z.B. von der Aktorspitze und dem Kamerabild oder dessen Ausschnitt erlauben [203]. Zur Umrechnung der erfassten Auslenkung müssen Verzerrungen der verwendeten Mikroskopoptik bekannt sein und die Pixelgröße der digitalen Aufnahme genau bestimmt werden.

Die Einflussgrößen auf die Genauigkeit der Messkette werden im Rahmen einer betreuten studentischen Arbeit untersucht [506]. Zum einen entstehen ortsabhängige optische Messfehler wie z.B. Astigmatismus oder sphärische Abberation durch den Abstand des Messobjekts oder des Kamerachips von der optischen Achse der verwendeten Mikroskopoptik. Zum andern entstehen weitgehend vom Messort unabhängige Fehler wie z.B. Fehler im Pixelmaßstab durch den verstellbaren Arbeitsabstand der Mikroskopoptik, Quantisierungsfehler durch die Auflösung der Kamera oder hierdurch bedingte Fehler bei der Mustererkennung. Im Rahmen der Arbeit wird daher eine Kalibrierung durchgeführt und der optimale Messbereich bestimmt.

Zur Bestimmung der auftretenden Verzerrungen wird in *LabView™* eine halbautomatische Messroutine implementiert, welche aus dem Bild eines bekannten Maßstabs die Pixelgröße bestimmt [497]. Als Maßstab dient dabei eine in *Abb. 29 a und b* gezeigte *1951-USA*-Auflösungstesttafel mit 2,5 Linienpaaren, welche üblicherweise beim Testen des Auflösungsvermögens optischer Instrumente Anwendung findet. Ein in *Abb. 29 c* abgebildeter Ausschnitt der Auflösungstesttafel wird dabei langsam durch das gesamte Sichtfeld der Mikroskopoptik bewegt, wobei die *LabView™*-Routine deren x- und y-Position im digitalen Bild erkennt, gemäß *Abb. 29 d* eine Winkelkorrektur durchführt und die Pixellänge der Linienpaare mittels Kantenerkennung bestimmt. Die *Gleichungen 3* und *4* zeigen, wie die resultierende lokale Pixellänge l_{px} in Abhängigkeit von den

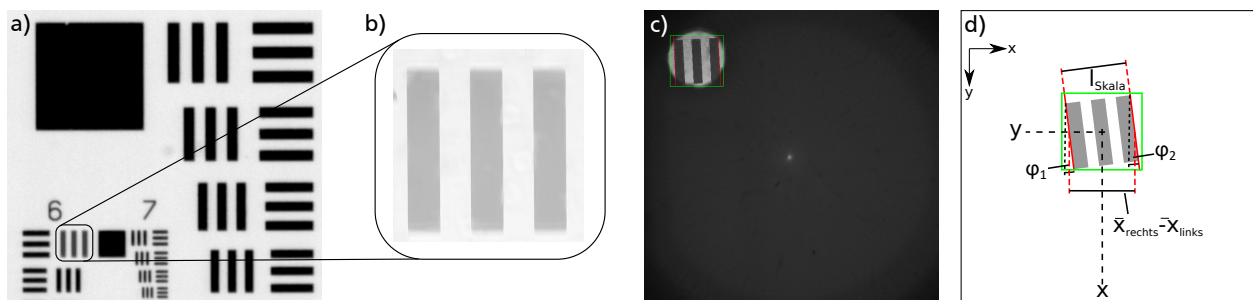


Abbildung 29: Bestimmung der Pixelgröße [497]: a) Verwendete Auflösungstesttafel *1951-USA*; b) Definiertes Bildmuster zur automatisierten Erkennung durch Kreuzkorrelation, c) Erkannter Maßstab mit Kantenerkennung über *LabView™*; d) Berechnung der Pixelgröße.

Kantenpositionen und der Drehung der Auflösungstesttafel aus der Pixellänge l_{Skala} der Linienpaare berechnet wird [497].

$$l_{\text{Skala}}[\text{Pixel}] = (\bar{x}_{\text{rechts}} - \bar{x}_{\text{links}}) \cdot \cos\left(\frac{\varphi_2 + \varphi_1}{2}\right) \quad (3)$$

$$l_{\text{px}}[\mu\text{m}/\text{Pixel}] = \frac{625 \mu\text{m}}{l_{\text{Skala}}} \quad (4)$$

Die gemessenen optischen Verzerrungen der verwendeten Mikroskopoptik in Abb. 30 zeigen bei Verwendung eines x5-Objektivs eine durchschnittliche Pixelgröße \bar{l}_{px} von $2,28 \mu\text{m}/\text{Pixel}$ und eine maximale Abweichung vom Mittelwert von $0,04 \mu\text{m}/\text{Pixel}$ im gesamten Bild, was einem Messfehler von 1,8% entspricht. Die Vergrößerung der Pixelgröße zum Rand des Bildes hin zeigt die kissenförmige Verzeichnung (radiale Verzerrung) des eingesetzten Mikroskopobjektivs. Die Aufteilung des Gesamtbildes in Teilbereiche zeigt Bereiche mit höheren und niedrigeren Abweichungen der gemessenen Pixelgrößen, sodass bevorzugte Messbereiche definiert werden können. Messungen im dem in Abb. 30 b) definierten Messbereich im linken Sichtfeld des Benutzers zeigen eine maximale Abweichung von nur $0,03 \mu\text{m}/\text{Pixel}$ zur Pixelgröße, sodass in einem eingegrenzten Messbereich eine höhere Genauigkeit als das Gesamtbild aufweist. Für die in dieser Arbeit gemessenen In-plane-Auslenkungen bedeutet dies einen resultierenden Messfehler von etwa 1,4%.

In dem bevorzugten Messbereich werden die Pixellängen für die wählbaren Objektive mit Zoomfaktor x2, x5 oder x10 bestimmt und in der LabView™-Software hinterlegt. Mit den Objektiven bietet das Mikroskop kreisförmige Messfelder mit Durchmessern von 2,4 bzw. 4,7 oder 11,7 mm. Die aufgezeichneten Bilder zeigen neben der kissenförmigen Verzeichnung auch weitere Bildfehler, wie z.B. eine Abschattung an den Bildkanten durch die gegebenen optischen Aperturen oder eine Bündelung des eingespeisten Lichts im Bildzentrum. Durch deren Lage außerhalb des bevorzugten Messbereichs können diese jedoch bei den In-plane-Messungen vernachlässigt werden.

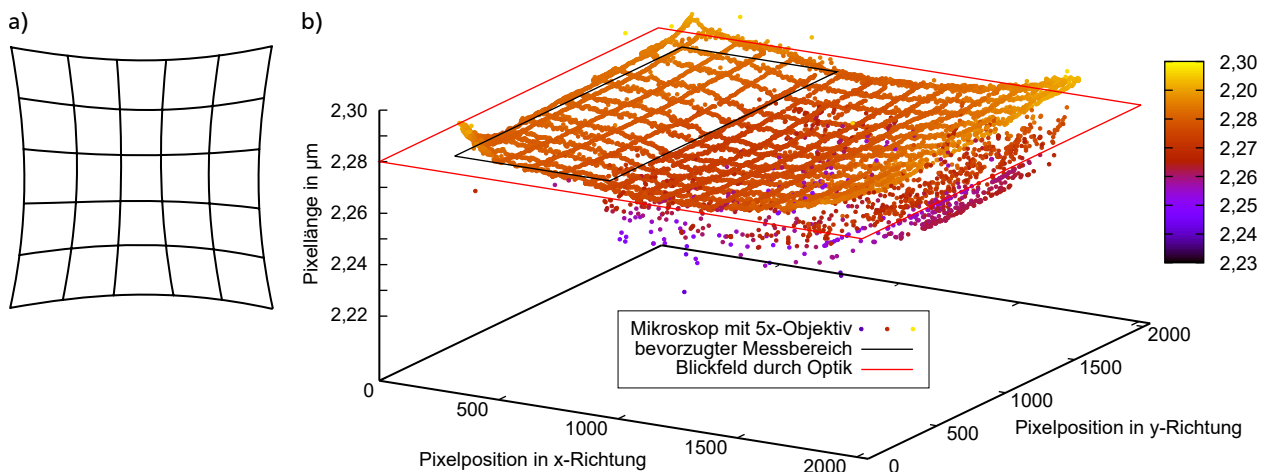


Abbildung 30: Kissenförmige Verzeichnung der verwendeten Mikroskopoptik: a) Prinzipdarstellung des Abbildungsfehlers; b) Gemessene Pixellängen in Abhängigkeit der Position nach [497].

3.3 Out-of-plane-Messungen mittels Lasertriangulation

Um neben der Messung von In-plane-Bewegungen auch Bewegungen in z-Richtung (out-of-plane) zu charakterisieren, wird der entwickelte Messstand mit einem Laser-Triangulationssensor

LK-H052 von Keyence ausgestattet, dessen Laser eine Wellenlänge von 655 nm aufweist [204]. Für eine kombinierte Messung beider optischer Systeme ist es dabei notwendig, den Strahlengang der Lasertriangulation im rechten Winkel mit einem dichroitischen Filter (engl. hot mirror) zu reflektieren. Song stattet im Rahmen einer Abschlussarbeit das Messsystem daher mit einem dichroitischen Filter von *Live Lasersystems* aus [510], der im Reflexionsspektrum von 635...670 nm eine Reflexion von über 96% aufweist [205]. Trotz einer niedrigen Restintensität reicht das transmittierte und auf die CCD-Kamera fallende Restlicht aus, um eine Betrachtung des Laserpunktes im Bild der CCD-Kamera zu ermöglichen. Abb. 31 zeigt dies bei der Inbetriebnahme des Bewegungsanalysators [497].

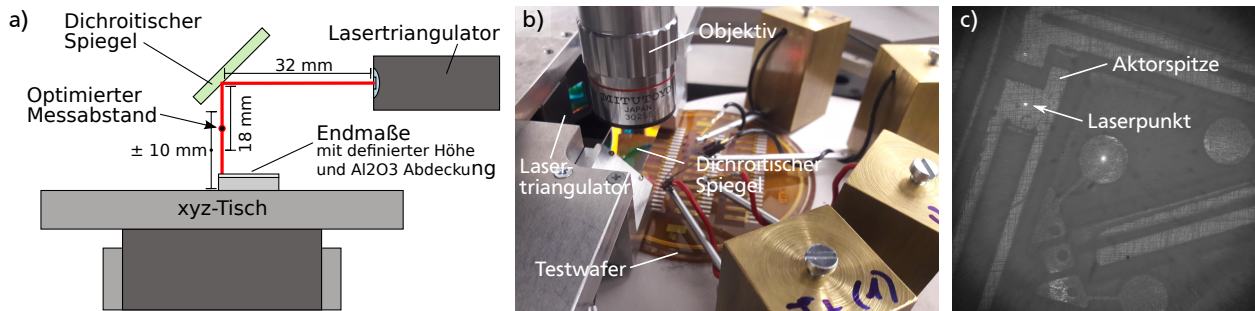


Abbildung 31: Bewegungsanalysator bei der Inbetriebnahme und Kalibrierung nach [497]: a) Anordnung der verwendeten Endmaße bei der Kalibrierung des Lasertriangulators; b) Aufbau mit dichroitischem Spiegel, der ein gleichzeitiges Messen mit CCD-Kamera und Lasertriangulator ermöglicht; c) Livebild der CCD-Kamera durch die verbaute Mikroskopoptik ermöglicht eine Justage der Aktoren zum Lasertriangulator mittels XY-Tisch.

Der verwendete Lasertriangulationssensor *LK-H052* weist gemäß Datenblatt einen Linearitätsfehler von $4 \mu\text{m}$ und eine Wiederholbarkeit von $0,025 \mu\text{m}$ auf [206]. Um zu untersuchen, ob der dichroitische Spiegel die Absolutgenauigkeit des Lasertriangulationssensors beeinflusst, werden Kalibriermessungen durchgeführt [497]. Abb. 31 a zeigt die gewählte Messanordnung des Lasertriangulators mit einem Messbereich von $\pm 10 \text{ mm}$ um einen Referenzabstand von 50 mm , wobei zur Kalibrierung der Lasermessabstand zu einem Keramikplättchen mit Endmaßen der Genauigkeit $< 0,1 \mu\text{m}$ eingestellt wird. Durch Austauschen der Endmaße können definierte Messpunkte im gesamten Messbereich eingestellt werden. Die gemessenen Amplituden des Lasertriangulationssensors ermöglichen nach der Methode der kleinsten Quadrate die Berechnung einer linearen Regressionsgeraden. Die so bestimmte lineare Kalibrierkurve in Abb. 32 a zeigt einen Faktor von $k_{\text{Filter}} = 1,0052$ zwischen dem tatsächlichen Messabstand d_{real} und der gemessenen Amplitude d_{mess} sowie einem geringen Offset von $c_{\text{Filter}} = 0,0934 \mu\text{m}$, der durch kleine Winkel-

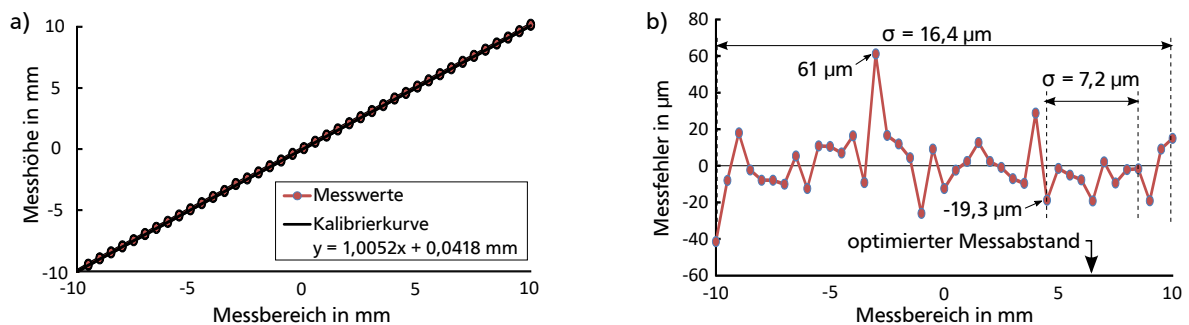


Abbildung 32: Kalibrierung der Lasertriangulation mit dichroitischem Spiegel mit Daten aus [497]: a) Gemessene Amplitude zur Berechnung der Kalibrierungslinie; b) Messfehler zur Bestimmung der besten Messposition.

fehler bei der Ausrichtung der optischen Komponenten erklärt werden kann. Die ermittelten Kalibrierparameter werden in der *LabView™*-Software hinterlegt und die Regressionsgerade gemäß [Gleichung 5](#) implementiert.

$$d_{\text{wahr}} = \frac{d_{\text{mess}} - c_{\text{Filter}}}{k_{\text{Filter}}} \quad (5)$$

Die Abweichungen der Messwerte von der Regressionsgeraden in [Abb. 32 b](#) weisen dabei über den gesamten Messbereich von ± 10 mm Absolutfehler von bis zu $61 \mu\text{m}$ auf. Da allerdings Abschnitte im Messbereich existieren, welche eine geringere Abweichungen von der Regressionsgeraden aufweisen, wird ein bevorzugter Messbereich des Sensors definiert werden [\[497\]](#). Durch die Einschränkung des Messbereichs auf für die Messaufgabe ausreichende ± 2 mm und eine Verschiebung des Referenzabstands um $6,5$ mm sinkt der maximale Messfehler auf $19,3 \mu\text{m}$. Eine Offset-Korrektur nach der Justage der Aktoren findet softwareseitig statt.

Durch die gleichzeitige Verwendung der beiden optischen Messsysteme ermöglicht der Messtand die Charakterisierung von Bewegungen mit drei Freiheitsgraden in einem Messbereich von maximal $11,7 \times 11,7 \times 20 \text{ mm}^3$. Zur Erhöhung der Genauigkeit wird im Rahmen dieser Arbeit ein kleinerer Messbereich von $4,7 \times 4,7 \times 4 \text{ mm}^3$ verwendet.

3.4 Temperaturmessung mittels Infrarotkamera

Für die thermische Charakterisierung wird der Messtand mit einer Infrarotkamera *SC655* von *FLIR* mit direktem Blick auf die gemessenen Aktoren ausgestattet. Die nach dem bolometrischen Prinzip arbeitende Kamera fängt dabei die ausgestrahlte Wärmeenergie der Aktoren auf und bewertet diese nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz aus [Gleichung 6](#) [\[163\]](#). Interne Kalibrierung-Routinen der Kamera erfassen die Raumtemperatur T_0 als Referenzwert. Die von dem Aktor emittierte Wärmestrahlung \dot{Q}_{rad} ist neben der Fläche A und der Temperatur T (in Kelvin) insbesondere vom Emissionsgrad ϵ der jeweiligen Oberfläche abhängig. Für die Umrechnung der Strahlleistung zur Absoluttemperatur muss der material- und oberflächenabhängige Emissionsgrad bekannt und zudem auf der zu messenden Aktoroberfläche möglichst homogen sein. Da die Aktoren mit polymeren Verformungskörpern und metallischen Heizleitern stark unterschiedliche Emissionsgrade besitzen, muss bei der Charakterisierung darauf geachtet werden, den Emissionsgrad der Aktoroberfläche mit einer Beschichtung aus z.B. *Tetenal*-Kamerallack zu homogenisieren.

$$\dot{Q}_{\text{rad}} = \epsilon \cdot \sigma \cdot A \cdot (T^4 - T_0^4) \quad (6)$$

Mit zwei internen Messbereichen von 50 bis 650°C und einer vorgegebenen Temperaturgenauigkeit von $\pm 2^\circ\text{C}$ ermöglicht die Infrarotkamera Messungen der Oberflächentemperaturen und Temperaturverteilungen der bis zu 125°C heißen elektrothermischen Aktoren [\[163\]](#). Ein Bildsensor mit 640×480 Pixeln und wählbare Infrarot-Makroobjektive mit Zoomfaktor $\times 2,9$ oder $\times 5,8$ ermöglichen die Aufzeichnung der Temperaturverteilung auf der Oberfläche der Aktorstrukturen. [Abb. 33](#) zeigt, dass die Nutzung eines $\times 5,8$ -Makroobjektivs zu einem Pixelmaßstab von ca. 10 Pixel/mm führt und damit die Auflösung für die in den nachfolgenden Kapiteln untersuchten elektrothermischen Referenzaktoren zu einer ausreichend genauen Bestimmung der Temperaturverteilung ausreicht.

Einen weiteren Einfluss auf die gemessene Temperaturverteilung besitzt der eingesetzte Lasertriangulator, der trotz einer geringen Strahlungsleistung von $0,95 \text{ mW}$ bei dünnen Aktorstrukturen einen geringen Einfluss auf die Messergebnisse der Infrarotkamera aufweist. [Abb. 34 a](#) zeigt exemplarisch an einem Out-of-Plane-Aktor aus *SUEX* die gemessene Maximaltemperatur

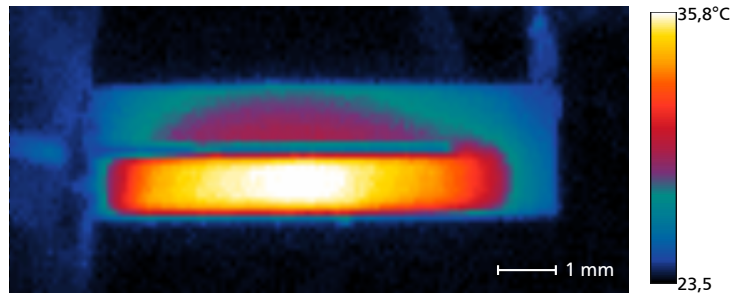


Abbildung 33: Infrarotaufnahme eines 8 mm x 2,25 mm großen elektrothermischen Referenzaktors aus SUEX mit einem x5,8-Makroobjektiv bei einer geringen elektrischen Testleistung von 10 mW und einer geringen Erwärmung auf maximal 35,8°C. Durch die *Tetanal*-Beschichtung ist der Emissionsgrad auf der Oberfläche homogenisiert und die Temperaturverteilung kann trotz metallischer Heizelemente gemessen werden.

eines Aktors. Bei Einschalten des Lasertriangulators entsteht nach [Abb. 34 b](#) eine Temperaturerhöhung von bis zu 3°C im Fokus des Laserstrahls. Der Rest der Aktorstruktur, insbesondere die Dehnungsbalken, bleiben nahezu auf Raumtemperatur. Schon bei geringen Heizleistungen am Aktor von 10 mW zeigen die Wärmebilder in [Abb. 34 c](#), dass der thermische Eintrag des Lasertriangulators einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die gesamte Temperaturverteilung des Aktors aufweist. Das Differenzbild in [Abb. 34 d](#) macht deutlich, dass eine Temperaturerhöhung von max. 3,7°C durch den Lasertriangulator nur im Bereich des Laserfokus auftritt. Auf der gesamten Aktorspitze mit einer Fläche von ca. 1 x 1 mm² ergibt sich eine Temperaturerhöhung von durchschnittlich 2,6°C. Im größten Bereich der Dehnungsbalken bleibt die Temperaturerhöhung unterhalb von 1°C, sodass eine Rückwirkung des Lasertriangulators auf das mechanische Übertragungsverhalten vernachlässigt werden kann.

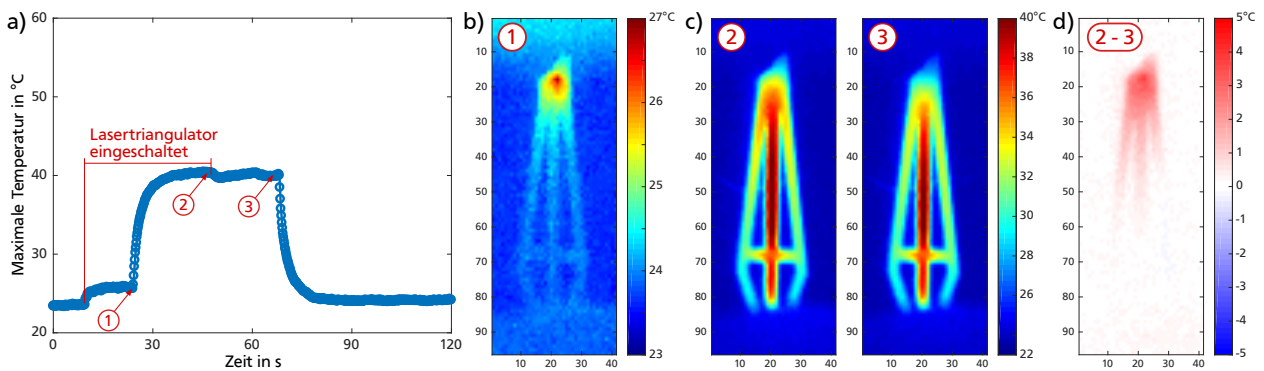


Abbildung 34: Einfluss des Lasertriangulators auf thermische Messergebnisse: a) Zeitlicher Verlauf der mittels Infrarotkamera gemessenen Maximaltemperatur an einem Out-of-Plane-Aktor aus SUEX; b) Erwärmung des Aktors durch den Lasertriangulator; c) Erwärmung des Aktors bei einer Heizleistung von 10 mW mit und ohne Einfluss des Lasertriangulators; d) Differenzbild zwischen den Wärmebildern in c).

3.5 Kraftmessung

Zur Messung der erreichbaren Kräfte elektrothermischer Aktoren entwickelt *Yapici* ein Kraft-Messsystem für den von *Staab* realisierten Motion Analyzer [158, 200]. Zum Einsatz kommt dabei ein Biegebalken-Kraftsensor *ETMS* von *Rieger Sensortechnik* mit einem Messbereich von 2 N und einer Messgenauigkeit von 0,2% bzw. 4 mN [207]. Neben der geringen Messgenauigkeit stellt auch die Nachgiebigkeit des Kraftmesssystems eine Herausforderung dar, da sich der Biegebalkensensor

schon bei einer geringen Kraft von wenigen Millinewton um einen zweistelligen Mikrometerbetrag verschiebt und eine rechnerische Kompensation durch das optische Wegmesssystem erforderlich macht [158].

Um auch Kräfte im unteren Millinewton-Bereich messen zu können, wird im Rahmen dieser Arbeit daher ein eigener Aufbau zur Kraftmessung realisiert. Zum Einsatz kommt dabei ein Biegestab-Kraftaufnehmer *ALS100* von *ALTHEN* [208] mit einem Messbereich von 0...0,5 N und einer Linearitätsabweichung von 0,05% bzw. 0,25 mN. Ein Trägerfrequenz-Messverstärker *ML38B* im *MGCplus AB22A*-System [209] von *HBM* ermöglicht die Speisung und die Auswertung der DMS-Vollbrücke am Biegestab-Kraftaufnehmer sowie die Übertragung der Daten an den Steuerrechner über eine serielle *LabView™*-Schnittstelle.

Der Messverstärker besitzt eine Genauigkeit von 0,0025% vom Messwert zuzüglich 0,0025% vom Messbereichsendwert, sodass im Bereich bis 100 mN mit einer Messgenauigkeit von 0,015 mN zu rechnen ist. Die Kalibrierung des Biegestab-Kraftaufnehmers im Bereich von 100 mN ergibt eine Empfindlichkeit von 3,66 mN/mV, wobei die Datenübertragung an den Messrechner und der integrierte DA-Wandler mit einer Quantisierung der Messwerte von 0,01 mN die Messgenauigkeit zusätzlich einschränkt. Durch die Linearitätsabweichung des Kraftaufnehmers, die Messgenauigkeit des Messverstärkers und das Quantisierungsrauschen ergibt sich ein maximaler zu erwartender Fehler von $\pm 0,275$ mN bei der Kraftmessung, was für die erwarteten Stellkräfte der Aktoren mit ca. zwei Größenordnungen darüber im tolerierbaren Bereich liegt.

Zur Montage des Biegestab-Kraftaufnehmers werden zwei Befestigungsmöglichkeiten auf einem manuellen Positioniertisch mit Mikrometerschrauben vorgesehen (siehe [Abb. 35](#)), sodass der Kraftaufnehmer unter dem Mikroskop manuell an die Aktorspitze herangefahren werden kann. Zur Kompensation des Eigengewichts des Kraftaufnehmers bei vertikalem Einbau findet softwareseitig vor der Messung eine Offset-Korrektur statt. Die Krafteinleitung besteht aus einer Schraube mit geschliffener Endfläche, wobei die Fläche der Krafteinleitung weitaus größer ist als z.B. parasitäre Out-of-plane-Bewegungen (in z-Richtung), die insbesondere bei In-plane-Aktoren auftreten können. Durch die parasitären Aktorbewegungen entsteht eine Verschiebung des Kraftangriffspunktes am Sensor, diese fällt mit wenigen Mikrometern i.d.R. aber nur gering aus und kann bei der Messung vernachlässigt werden. Durch den notwendigen Berührungspunkt zwischen dem elektrothermischen Aktor und der metallischen Krafteinleitung ändern sich die thermischen Randbedingungen des Systems nur geringfügig, sodass keine relevanten Abweichungen zwischen den FEM-Berechnungen zu erwarten sind.

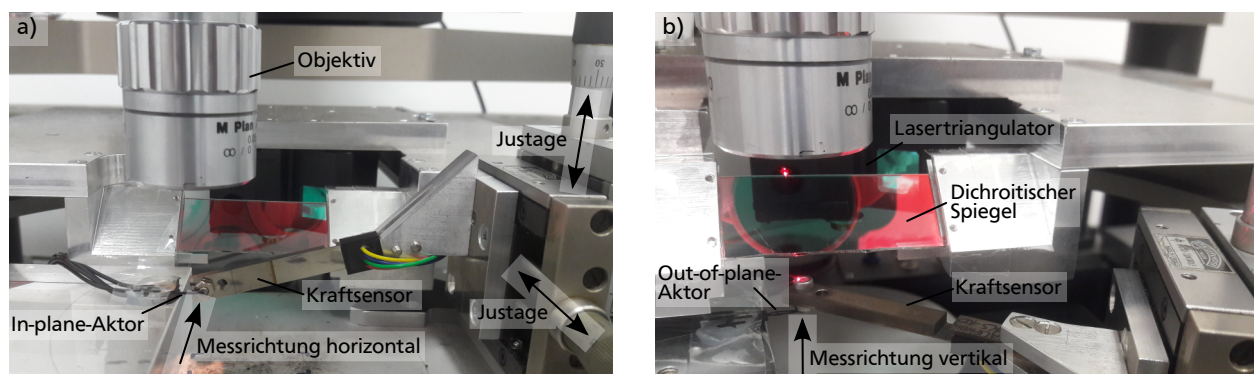


Abbildung 35: Anordnung des Kraftsensors im optischen Messsystem: a) Horizontale Anordnung zur Charakterisierung von In-plane-Aktoren; a) Vertikale Anordnung zur Charakterisierung von Out-of-plane-Aktoren.

Größeren Einfluss auf die gemessenen Kräfte weist die begrenzte Steifigkeit des Kraftsensors auf. Wird für elektrothermische Aktoren eine lineare Kraft-Weg-Kennlinie gemäß [Abb. 36](#) angenommen,

lässt sich die Blockierkraft nur bestimmen, wenn die Aktorspitze bei der Kraftmessung keine Auslenkung erfährt. Mit einer Nachgiebigkeit von $2,0 \mu\text{m}/\text{mN}$ des Biegestab-Kraftaufnehmers entstehen bei den erwarteten Kräften von 10 mN bereits Verschiebungen von $20 \mu\text{m}$, sodass sich der Arbeitspunkt des Aktors bei der Messung verschiebt und nicht die vollständige Blockierkraft gemessen werden kann.

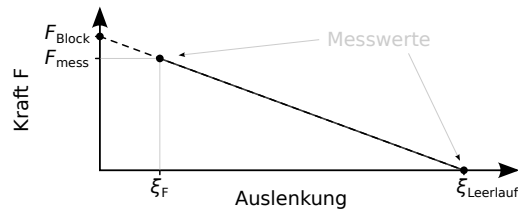


Abbildung 36: Ermittlung der Blockierkraft eines Aktors unter Annahme einer linearen Kraft-Weg-Kennlinie.

Da bei der Messung wie in [Abb. 36](#) dargestellt nur ein Arbeitspunkt geringfügig unterhalb auf der Kraft-Weg-Kennlinie des Aktors gemessen werden kann, muss die Nachgiebigkeit des Kraftsensors zur Bestimmung der Blockierkraft rechnerisch kompensiert werden. Für eine lineare Aktorkennlinie kann durch das Erfassen der auftretenden Verschiebung ξ_F mit dem optischen Messsystem während der Kraftmessung und mit der bekannten Leerlaufauslenkung mittels [Gleichung 7](#) auf die Blockierkraft F_{Block} zurückgerechnet werden.

$$F_{\text{Block}} = F_{\text{mess}} \cdot \left(1 + \frac{\xi_F}{\xi_{\text{Leerlauf}} - \xi_F} \right) \quad (7)$$

Voraussetzungen hierfür sind lediglich eine Vorabmessung der Leerlaufauslenkung und die Aufnahme beider Messwerte (Leerlaufauslenkung und Kraft) mit der gleichen Leistungszufuhr am Aktor. Eine Alternative zur rechnerischen Kompensation ist das automatisierte Nachjustieren des Kraftaufnehmers während der Messung um die ermittelte Verschiebung. Dies wird in dieser Arbeit allerdings nicht realisiert.

3.6 Dynamische Charakterisierung

Für die dynamische Charakterisierung elektrothermischer Aktoren verwendet der durch *Staab* entwickelte Motion Analyzer eine Unterabtastung und einen entsprechenden Sortieralgorithmus für eine harmonische Anregung der Aktoren [158, 200]. Die Algorithmen legen dabei die Annahme zugrunde, dass sich das Verhalten des Aktors während einer harmonischen Betätigung nicht ändert. Durch mögliche auftretende Nulllagenverschiebung [202] ist dieses Vorgehen für elektrothermische Aktoren jedoch häufig ungeeignet. Zudem kann das für Braille-Antriebe notwendige transiente Ein- und Ausschaltverhalten der Aktoren damit nicht untersucht werden. Für transiente Untersuchungen werden daher die dynamischen Eigenschaften des entwickelten Motion Analyzers untersucht [497].

Untersucht wird die Dynamik des Messstandes anhand der Ausführungszeiten der implementierten Messroutinen, wobei die Zeiterfassung in der *LabView*[™]-Steuerungssoftware selbst implementiert wird. Der verwendete Rechner ist durch das verwendete *Microsoft Windows*-Betriebssystem zwar nicht echtzeitfähig, kann durch eine leistungsstarke *Intel*[®] *Core*[™] *i7-4790K* CPU die Steuersoftware aber ausreichend schnell ausführen. Die Messungen der Datenübertragungsgeschwindigkeiten und Rechenzeiten der genutzten *LabView*[™]-Funktionen zeigen, dass reine Out-Plane-Messungen ohne CCD-Kamera mit Messfrequenzen bis zu $16,2 \text{ Hz}$ durchgeführt werden

können. **Tabelle 10** fasst die ermittelten dynamischen Eigenschaften des Motion Analyzers quasi-paralleler Ausführung aller Messroutinen durch *LabView™* zusammen, wobei der langsamste Prozess die Datenübertragung der verwendeten *F 421B* CCD-Kamera zum Steuerungs-PC ist. Durch die Übertragungszeit von durchschnittlich 172 ms für ein 2048 x 2048 Bild wird die maximale Messgeschwindigkeit der Gesamtmessung auf maximal 5,2 Hz begrenzt.

Die Analyse der Datenübertragungsgeschwindigkeiten und Rechenzeiten der Steuerungssoftware zeigt damit, dass das Messsystem für statische und dynamische Messungen mit Messfrequenzen bis zu 5,2 Hz bei Messungen in drei Freiheitsgraden gleichzeitig geeignet ist. Da die üblichen thermischen und mechanischen Antwortzeiten der in dieser Arbeit entwickelten Aktoren im Bereich von ca. 2...7 s liegen, eignet sich der entwickelte Bewegungsanalysator sowohl für statische als auch für transiente Messungen mit einer ausreichenden Auflösung des zeitlichen Ein- und Ausschaltverhaltens.

Tabelle 10: Gemessene Ausführungsdauern der Steuerungssoftware bei quasi-paralleler Ausführung durch *LabView™* nach [497].

Prozess	Ø Ausführungsdauer in ms
AD-Wandlung auf <i>NI PCI-6221</i> (100 Samples)	14,0 ± 1,1
<i>LK-H052</i> Lasertriangulation (50 Samples)	60,3 ± 4,7
IR-Kamera <i>SC655</i> Datenübertragung (1 Bild)	54,2 ± 4,7
IR-Kamera <i>SC655</i> Bildverarbeitung (1 Bild)	1,1 ± 0,3
CCD-Kamera <i>F 421B</i> Datenübertragung (1 Bild)	172,4 ± 3,5
CCD-Kamera Mustererkennung (1 Bild)	21,7 ± 9,1
Gesamte Verarbeitungszeit (quasiparallele Ausführung durch <i>LabView™</i>)	194,2 ± 10,5

4 Auswahl geeigneter Polymermaterialien

Die Wahl des eingesetzten Kunststoffes ist bei elektrothermischen Aktoren grundlegend relevant dafür, welche Fertigungsverfahren eingesetzt werden und welche Leerlaufauslenkung und Kräfte die Antriebe erreichen können. Die wichtigsten Materialeigenschaften für den Verformungskörper lassen sich wie folgt auflisten:

- Hoher thermischer Ausdehnungskoeffizient¹
- Hohe maximale Einsatztemperatur, welche üblicherweise durch ein temperaturabhängiges Erweichen, Zersetzen oder ein beschleunigtes Alterungsverhalten begrenzt wird
- Hohes Elastizitätsmodul bei Umgebungstemperatur und bei Betriebstemperatur (bzw. geringer temperaturabhängiger Steifigkeitsverlust)
- Hohes Kriechmodul bzw. niedriges Kriechen/Relaxation, d.h. günstiges Alterungsverhalten bzw. geringer zeitabhängiger Steifigkeitsverlust
- Geringe Feuchtigkeitsaufnahme oder geringer Feuchtigkeitseinfluss auf die obigen Größen
- Reproduzierbare Formbarkeit durch geeignetes Bearbeitungsverhalten (z.B. Schrumpf, Oberflächenbeschaffenheit, Gratbildung o.ä.)

Da sich die Materialeigenschaften teilweise widersprechen und bei der Materialauswahl ein Kompromiss zwischen den oben genannten Eigenschaften zu finden ist, werden im Folgenden zunächst gegenläufige Materialeigenschaften diskutiert und für Kunststoffe wichtige Kenngrößen zu den maximalen Einsatztemperaturen analysiert. Im Anschluss werden aus aussichtsreichen Kunststoffen vergleichsweise einfach herstellbare elektrothermische Referenzaktoren hergestellt und hinsichtlich der erreichbaren Aktoreigenschaften messtechnisch charakterisiert.

4.1 Gegenüberstellung relevanter Materialeigenschaften

Die Vielzahl von Kunststoffen und die verfahrenstechnischen Möglichkeiten zu deren Modifikation und Kombination ermöglichen einen enorm großen Bereich an einstellbaren Materialeigenschaften, allerdings können nicht alle Kombinationen von Materialparametern beliebig eingestellt werden. Gerade bei kommerziell erhältlichen Kunststoffen sind die Materialparameterkombinationen nicht frei wählbar, sondern können nur in geringem Umfang beeinflusst werden. Da für elektrothermische Aktoren teils widersprechende Materialanforderungen gelten, wird im Folgenden diskutiert, welche Kompromisse bei der Auswahl eines Kunststoffes zwischen Wärmeausdehnung, der Materialsteifigkeit und der maximalen Einsatztemperatur gefunden werden müssen.

Wärmeausdehnung vs. Elastizitätsmodul

Eine Darstellung von Literaturdaten für die Wärmeausdehnung und das Elastizitätsmodul verschiedener Stoffgruppen in [Anhang C](#) zeigt, dass Polymere im Vergleich zu anderen Materialien einen guten Kompromiss aus hoher Wärmeausdehnung und hoher Steifigkeit darstellen. In [Anhang C](#) werden daher Materialdaten für kommerziell erhältliche Kunststoffe recherchiert und zusammengefasst. [Abb. 37](#) zeigt die darauf basierende eigene Gegenüberstellung mit den Bereichen von Wärmeausdehnung und Elastizitätsmodul für eine Vielzahl erhältlicher Kunststoffe. Die Gegenüberstellung macht deutlich, dass kein Polymer gleichzeitig ein hohes Elastizitätsmodul sowie eine hohe Wärmeausdehnung aufweist. Polyethylen niedriger Dichte (PE-LD) oder Polytetrafluorethylen (PTFE) erreichen sehr hohe Wärmeausdehnungskoeffizienten von bis zu 250 ppm/K, weisen aber nur sehr geringe Elastizitätsmodule im Bereich 0,17...0,75 GPa auf. Aktoren aus PE-LD oder PTFE würden daher nur sehr geringe Stellkräfte erzeugen. Sehr steife Kunststoffe wie z.B. Polyamidimid (PAI) weisen hohe Elastizitätsmodule im Bereich 4,2...4,9 GPa

¹ Gilt für monolithische Aktoren wie z.B. für Pseudobimorph- oder Kniehebelaktoren. Für Bimorph-Aktoren aus zwei Materialien ist paarweise ein hoher und ein niedriger thermischer Ausdehnungskoeffizient von Vorteil.

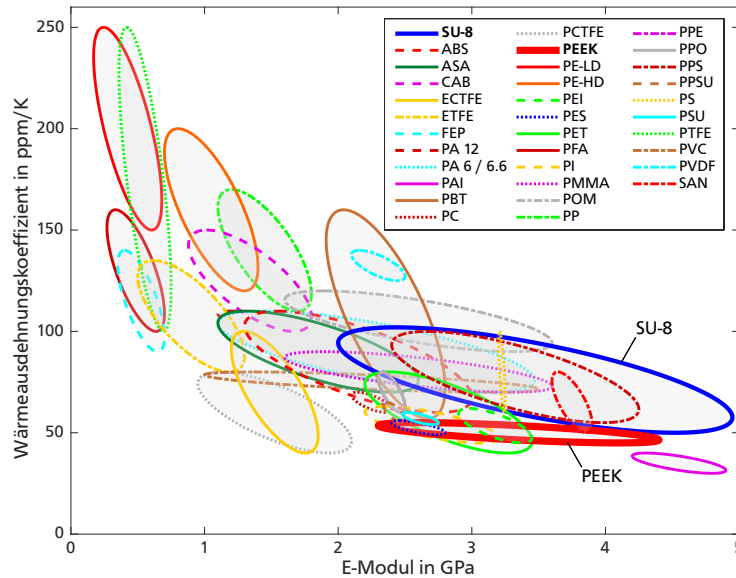


Abbildung 37: Eigene Gegenüberstellung von Wärmeausdehnung und Elastizitätsmodul für Kunststoffe basierend auf der Recherche aus [Anhang C](#). Die jeweiligen recherchierten Minimal- und Maximalwerte sind durch die Lage der Ellipsen gekennzeichnet. Die durch Ellipsen dargestellten Bereiche können ggf. nicht die reale Verteilung der erregbaren Materialwertkombinationen darstellen, sind in vielen Fällen aber eine zweckmäßige Näherung.

auf, weisen aber nur geringe Wärmeausdehnungskoeffizienten von ca. 30...40 ppm/K auf, was sich ebenfalls negativ auf die Akteurperformanz auswirkt. Bei der Auswahl eines Kunststoffs ist hier folglich ein geeigneter Kompromiss für die jeweilige Anwendung zu finden.

Kriechmodul/Kriechbeständigkeit vs. Glasübergangstemperatur

Der Betrieb von Kunststoffen unter andauernder thermomechanischer Belastung über der Glasübergangstemperatur (oder auch kurz 'Glastemperatur') begünstigt Kriecheffekte bzw. Relaxation im Material, aber auch darunter treten aufgrund des viskoelastischen Verhaltens Kriecheffekte auf. Anstelle des Elastizitätsmoduls ist es beim Entwurf von Kunststoffbauteilen daher üblich, den Kriechmodul zur Beschreibung der zeitabhängigen Materialsteifigkeit zu verwenden. Der Kriechmodul wird nach DIN EN ISO 899 [210] bestimmt und ist definiert nach [Gleichung 8](#) [211].

$$E_c(t) = \frac{\sigma}{\varepsilon(t)} \quad (8)$$

Da für viele Kunststoffe gar keine oder nur unvollständige Daten zum zeit-, last- und temperaturabhängigen Kriechmodul vorliegen, zeigt *Kunz* Möglichkeiten auf, wie der Kriechmodul mit häufig verfügbaren Daten abgeschätzt werden kann. Der Kriechmodul $E_c(t)$ nach einer Belastungsdauer t kann durch [Gleichung 9](#) und dem Bezug auf den Kriechmodul für $t_0 = 1$ h aus dem Elastizitätsmodul E und der Kriechbeständigkeit c_c abgeschätzt werden [211]. Der gleichzeitig auftretende thermische Einfluss in einem elektrothermischen Akteur auf das Kriechverhalten kann dabei nach [211] durch eine einfache Potenzfunktion in [Gleichung 10](#) mit dem Temperaturkoeffizienten a_0 berücksichtigt werden. Sowohl der Temperaturkoeffizient als auch die Kriechbeständigkeit werden allerdings nur selten in gängigen Datenblättern angegeben.

Die folgenden beiden Zahlenbeispiele zeigen die Größenordnung, in welcher der Steifigkeitsverlust liegen kann. Für hoch-dichtes Polyethylen PE-HD, welches durch seine schwach verzweigten Polymerketten einen hohen kristallinen Anteil von bis zu 80% enthält, ergibt sich mit einem

Elastizitätsmodul von 800 MPa [380], einer Kriechbeständigkeit für PE-HD von 0,45 [211] und einer thermomechanischen Beanspruchung eines Aktors von ca. 500 h ein Kriechmodul von ca. 295 MPa. Dies liegt nahe an dem in [212] angegebenen Kriechmodul von ca. 200 MPa für PE-HD nach 500 h. Unter Einfluss einer Temperatur von $\vartheta = 60^\circ\text{C}$ und einem Temperaturkoeffizienten für PE-HD von 0,5 bei der Bezugstemperatur $\vartheta_0 = 23^\circ\text{C}$ [211] senkt sich der Kriechmodul nach Gleichung 10 rechnerisch auf 97 MPa. Die Worst-Case-Abschätzung vernachlässigt dabei allerdings die Lastabhängigkeit des Kriechens und die gerade bei der zyklischen Bauteilbelastung im Aktorbetrieb maßgebende Unterteilung in einen reversiblen und einen irreversiblen Teil von Kriechverformungen. Die zu erwartenden Kriechmodule sollten daher im Versuch erwartungsgemäß höher ausfallen. Für den teilkristallinen Hochtemperaturkunststoff Polyetheretherketon (PEEK) finden sich in Datenblättern i.d.R. Angaben ca. 3,6 GPa für den Elastizitätsmodul und ca. 2,5 GPa für den Kriechmodul [381]. Die Kriechneigung wird auch durch das Materialgefüge der Kunststoffe beeinflusst. Wie aus den beiden Zahlenbeispielen ersichtlich weisen amorphe Kunststoffe in der Regel stärkere Kriecheffekte auf als teilkristalline oder kristalline Kunststoffe.

$$E_c(t) \approx E \cdot \frac{3 - (1 - c_c) \cdot \log_{10} \left(\frac{t}{t_0} \right)}{3 + 2 \cdot (1 - c_c)} \quad (9)$$

$$E_c(t, \vartheta) \approx E_c(t, \vartheta_0) \cdot a_0^{\left(\frac{\vartheta}{\vartheta_0} - 1 \right)} \quad (10)$$

Dallner und Ehrenstein [213] zeigen in Abb. 38 am Beispiel des Kunststoffs Polybutylenterephthalat (PBT), dass die Kriechneigung unter Einfluss von Temperatur und mechanischer Last zunimmt. Daraus wird deutlich, dass die maximale Betriebstemperatur elektrothermischer Aktoren immer unterhalb der Glasübergangstemperatur verbleiben sollte, um Kriechen und Relaxation zu minimieren.

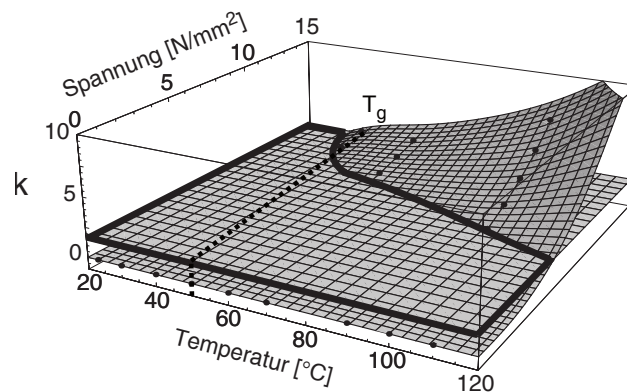


Abbildung 38: Anhand der Kriechneigung k bestimmter Einsatzbereich für PBT in Abhängigkeit der Temperatur und der mechanischen Last mit $k < 1,5$ entnommen aus [213].

Bei der Auswahl eines Kunststoffs ist folglich auch ein geeigneter Kompromiss hinsichtlich der maximalen Einsatztemperatur und der Kriechbeständigkeit eines Kunststoffes zu finden. Die maximale Einsatztemperatur eines Kunststoffes wird allerdings neben der Glasübergangstemperatur auch durch weitere charakteristische Erweichungstemperaturen bestimmt, die im folgenden Abschnitt erläutert werden.

4.2 Kenngrößen zur maximalen Einsatztemperatur

Das thermische Verhalten von Kunststoffen wird durch mehrere charakteristische Temperaturen beschrieben, bei denen i.d.R. eine Erweichung oder anderweitige Veränderung des Materials

stattfindet. Um die maximale Betriebstemperatur für Kunststoffe in elektrothermischen Aktoren zu definieren, werden im Folgenden diejenigen Kennwerte diskutiert, welche sich häufig in Datenblättern und Materialdatenbanken von Kunststoffen finden. Dies sind neben der Glasübergangstemperatur z.B. die Vicat-Erweichungstemperatur, die 'Heat-Distortion-Temperatur' (HDT)-Wärmeformbeständigkeitstemperatur oder die in Datenblättern angegebenen empirischen Werte für die kurzzeitige oder langzeitige maximale Gebrauchstemperatur.

Dauergebrauchstemperatur

Die empirischen Werte für die maximale Langzeit-Gebrauchstemperatur von Kunststoffen beschreiben i.d.R. eine maximale Einsatztemperatur von Kunststoffbauteilen ohne definierte mechanische Last. Der Vergleich der Dauergebrauchstemperatur zur Wärmeformbeständigkeitstemperatur in [Abb. 39](#) zeigt, dass beide Werte tendenziell in ähnlichen Größenordnungen liegen, aber kein fester Zusammenhang zwischen den Größen besteht.

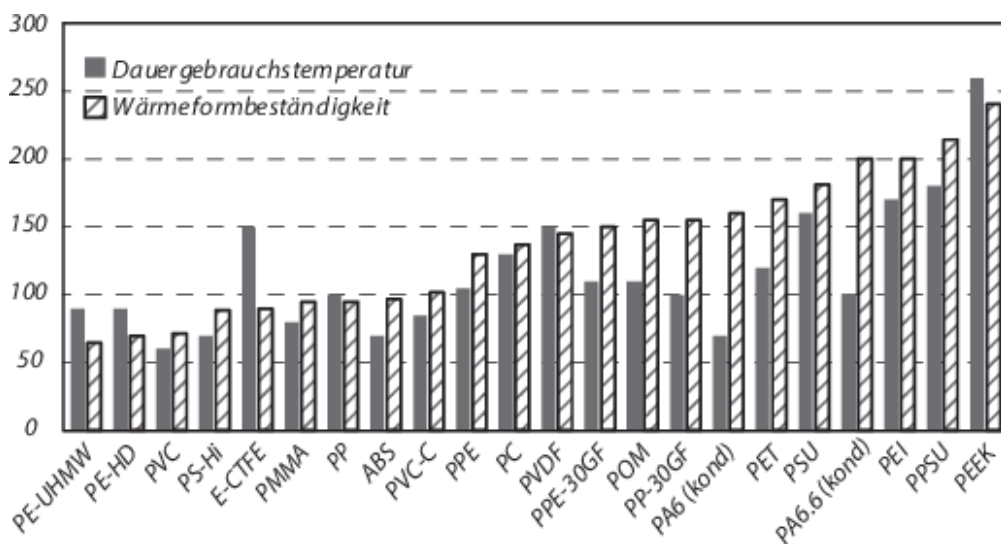


Abbildung 39: Dauergebrauchs- und Wärmeformbeständigkeitstemperatur unterschiedlicher Kunststoffe entnommen aus [214].

Trotz der guten Verfügbarkeit dieser Angaben in Datenblättern und Übersichtstabellen [382] werden die Dauergebrauchstemperaturen auch innerhalb einer Materialgruppe mit Streuungen von bis zu $\pm 20^\circ\text{C}$ dokumentiert [215]. Da sich die Dauergebrauchstemperaturen auf eine Änderung der mechanischen Eigenschaften im Allgemeinen beziehen und nicht durchgängig auch das Alterungsverhalten von Kunststoffen berücksichtigen, bieten die empirischen Dauergebrauchstemperaturen keine belastbaren Vergleichswerte für die Nutzung in elektrothermischen Aktoren.

Vicat-Erweichungstemperatur

Die Vicat-Erweichungstemperatur beschreibt für thermoplastische Werkstoffe die Temperatur, bei der eine Prüfnadel unter konstanter Kraft um 1 mm in den Kunststoff eindringt [216]. Unterschieden werden dabei i.d.R. die beiden Prüfvarianten A und B, in denen sich aus den konstanten Prüfkräften von 10 N bzw. 50 N sowie der genormten Prüfspitze mit einer Auflagefläche von 1 mm^2 Prüfspannungen von 10 MPa bzw. 50 MPa ergeben. Die bei der Bestimmung der Vicat-Erweichungstemperatur verwendeten Prüfspannungen liegen allerdings üblicherweise weit über den Spannungen, die in polymeren elektrothermischen Aktoren entstehen.

Aus FEM-Analysen von Winterstein geht hervor, dass an Pseudobimorphaktoren aus SU-8 und einer Maximaltemperatur von 120°C maximale Spannungen von 31,6 MPa auftreten [163]. Diese

hohen Werte werden typischerweise allerdings nur in den Kanten des FEM-Modells erreicht. Die durchschnittlichen Spannungen liegen üblicherweise mindestens eine Größenordnung darunter.

Die Vicat-Erweichungstemperatur, bei der ein vergleichsweise hoher charakteristischer Steifigkeitsverlust des Polymers erreicht wird, liegt daher deutlich über den sinnvollen Betriebstemperaturen eines elektrothermischen Aktors. Nach Norm DIN EN ISO 306 gilt das Prüfverfahren zudem nur für thermoplastische Werkstoffe, sodass sich die Vicat-Erweichungstemperatur nur eingeschränkt als Vergleichsgröße für die Nutzung in elektrothermischen Aktoren eignet.

Glasübergangstemperatur

Die Glasübergangstemperatur T_g beschreibt die Lage eines Temperaturbereichs, bei welchem eine Änderung des Materialverhaltens stattfindet und welcher die Bereiche zwischen sprödem und duktilem Verhalten voneinander trennt [383]. Bei Polymeren hängt die Glasübergangstemperatur wie auch viele andere Materialeigenschaften nicht nur von der chemischen Strukturformel ab, sondern maßgeblich vom Polymerisationsgrad und der Abkühlgeschwindigkeit [217, 218] sowie vom freien Volumen, welches von der räumlichen Struktur der Polymere abhängt [219]. Für viele Kunststoffe tritt diese Materialänderung bei genau einer charakteristischen Glasübergangstemperatur auf. Für teilkristalline Kunststoffe wie PEEK treten allerdings üblicherweise für die kristalline und die amorphe Phase zwei separate Glasübergangstemperaturen auf. In Literaturwerken wird daher oftmals zwischen dem technisch relevanten Glasübergang T_β der kristallinen Phase mit der niedrigeren Temperatur und dem Glasübergang T_α der amorphen Phase mit der höheren Temperatur unterschieden [384].

Zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur und auch der Schmelztemperatur wird üblicherweise nach ISO 11357 [220] verfahren, wobei diese Norm beide als charakteristische Erweichungstemperaturen beschreibt. Nach Bonnet [383] sind allerdings mehrere Verfahren etabliert. Bei der Dynamische Differenz-Kalorimetrie (DDK) oder engl. Differential Scanning Calorimetrie (DSC) wird bei Temperaturerhöhung ein sprunghafter Anstieg der Wärmekapazität bzw. des im Versuch ermittelten Wärmestroms $\Delta\dot{Q}$ detektierbar. Bei der Thermo-Mechanischen Analyse (TMA) wird die temperaturabhängige Längenänderung Δl einer Probe erfasst, wobei bei der Glasübergangstemperatur ein sprunghafter Anstieg des Wärmeausdehnungskoeffizienten α_{th} auftritt. Bei der Dynamisch-Mechanischen Analyse (DMA) wird im Schwingversuch über die Auslenkung und Spannung einer Probe das Speichermodul E' und das Verlustmodul E'' erfasst [383]. Das Maximum des Verlustfaktors, der als Quotient zwischen Speichermodul und Verlustmodul definiert ist, kennzeichnet die Glasübergangstemperatur. Die Dynamisch-Mechanische Analyse wird mit dieser Definition i.d.R. als Zugversuch durchgeführt, kann aber auch als Torsionsschwingversuch realisiert werden. Abb. 40 visualisiert die genannten Verfahren. Eine grobe Abschätzung der Glasübergangstemperatur lässt sich nach Bonnet [383] zudem in guter Näherung für viele teilkristalline Thermo-

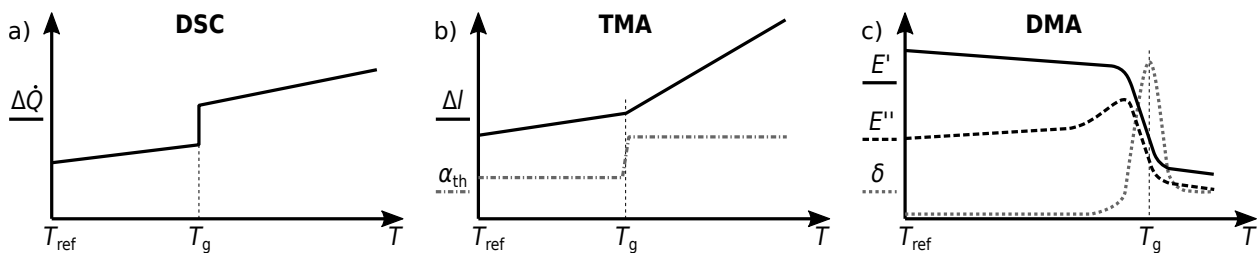


Abbildung 40: Methoden zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur: a) Sprung der Wärmekapazität bei der Differentialkalorimetrie; b) Sprung des Wärmeausdehnungskoeffizienten bei der Thermo-Mechanischen Analyse; c) Maximum des Verlustfaktors zwischen Speichermodul und Verlustmodul bei der Dynamisch-Mechanischen Analyse. Abb. a) und b) entnommen aus [383].

plaste aus der Schmelztemperatur T_m gemäß Gleichung 11 erhalten, wobei beide Temperaturen in Kelvin einzusetzen sind.

$$T_g \approx \frac{2}{3} \cdot T_m \quad (11)$$

Bei der Auswahl eines Kunststoffes nach der Glasübergangstemperatur muss üblicherweise ein weiterer Kompromiss zwischen der maximalen Einsatztemperatur und der Wärmeausdehnung gefunden werden. Literaturdaten in Abb. 41 a zeigen, dass Materialien mit hoher Wärmeausdehnung tendenziell niedrige Schmelz- oder Glasübergangstemperaturen aufweisen. Die eigene Gegenüberstellung in Abb. 41 b zeigt basierend auf der durchgeführten Materialrecherche in Anhang C die Bereiche von Wärmeausdehnung und Glasübergangstemperatur für kommerziell erhältliche Kunststoffe. Die Gegenüberstellung macht deutlich, dass kein Polymer gleichzeitig eine hohe Wärmeausdehnung sowie eine hohe Glasübergangstemperatur aufweist und die größten thermischen Ausdehnungskoeffizienten nur bei Materialien mit niedrigen Glasübergangstemperaturen zu finden sind.

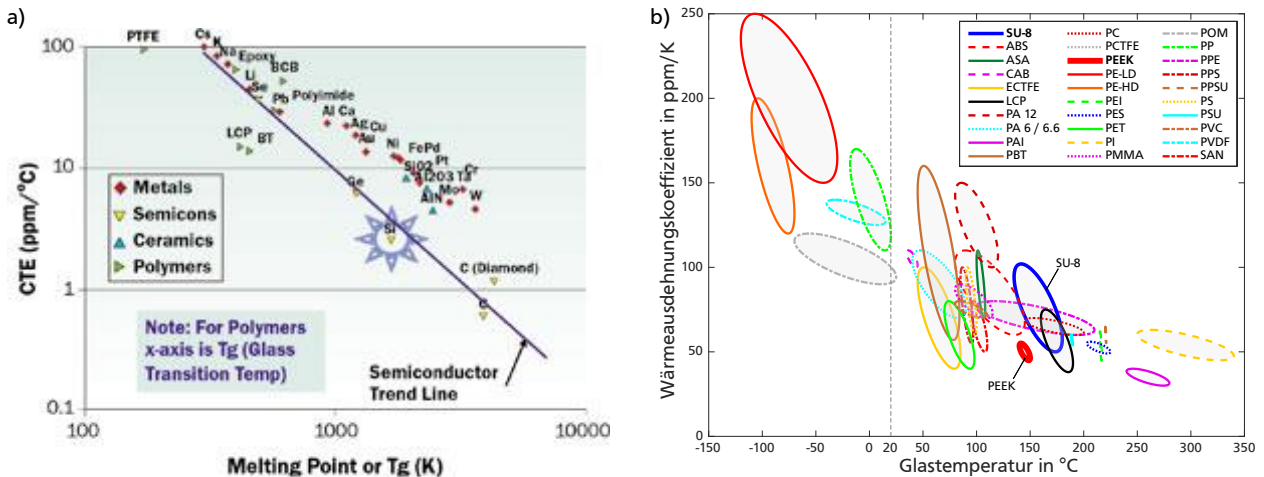


Abbildung 41: Gegenüberstellung von Wärmeausdehnung und Erweichungstemperaturen: a) Für Materialien als Electronic Package [221]; b) Eigene Gegenüberstellung von Wärmeausdehnung und Glasübergangstemperatur für Kunststoffe basierend auf der Recherche aus Anhang C. Die jeweiligen recherchierten Minimal- und Maximalwerte sind durch die Lage der Ellipsen gekennzeichnet. Die durch Ellipsen dargestellten Bereiche können ggf. nicht die reale Verteilung der erregbaren Materialwertkombinationen darstellen, sind aber eine zweckmäßige Näherung.

Wärmeformbeständigkeitstemperatur

Die HDT-Wärmeformbeständigkeitstemperatur $\vartheta_{\text{HDT};A/B}$ (HDT = **heat deflection temperature**) beschreibt die Temperatur, bei der sich eine Materialprobe im Dreipunkt-Biegeversuch mit konstanter Biegespannung $\sigma_{\text{HDT};A/B}$ auf eine Randfaserdehnung $\varepsilon = 0,2\%$ verbiegt [222]. Bei Anwendung des Hookeschen Gesetzes nach Gleichung 12 und den in der Norm DIN EN ISO 75-2 fest vorgegebenen Biegespannungen von 1,8 MPa bzw. 0,45 MPa für die Prüfvarianten A und B beschreibt die Wärmeformbeständigkeitstemperatur damit die Temperatur, bei welcher der Elastizitätsmodul einen Wert von $E(\vartheta_{\text{HDT};A}) = 0,9 \text{ GPa}$ bzw. $E(\vartheta_{\text{HDT};B}) = 225 \text{ MPa}$ unterschreitet. Wärmeformbeständigkeitstemperaturen unterhalb der Raumtemperatur werden üblicherweise nicht definiert, weshalb für einige Kunststoffe nur die Wärmeformbeständigkeitstemperatur HDT-B angegeben wird.

$$E(\vartheta_{\text{HDT};A/B}) = \frac{\sigma_{\text{HDT};A/B}}{\varepsilon_{0,2\%}} \quad (12)$$

Die HDT-Wärmeformbeständigkeitstemperaturen beschreiben im temperaturabhängigen Verlauf des Elastizitätsmoduls zwei definierte Punkte, die je nach Art des Kunststoffes über oder unter der Glasübergangstemperatur liegen können. Der i.d.R. bekannte Elastizitätsmodul bei Raumtemperatur kann als dritter bekannter Punkt im temperaturabhängigen Verlauf angesehen werden. [Abb. 42](#) zeigt prinzipielle Verläufe des Elastizitätsmoduls von drei fiktiven Kunststoffen, die ihre Glasübergangstemperaturen entweder weit unterhalb der Raumtemperatur, im Bereich der Raumtemperatur oder weit darüber aufweisen. Da die meisten Kunststoffe sowohl unterhalb als auch oberhalb der Glasübergangstemperatur näherungsweise lineare Steifigkeitsverläufe aufweisen, lässt sich mit zwei dieser drei Punkte für manche Kunststoffe ein linearer Verlauf der temperaturabhängigen Steifigkeit approximieren, sofern gemäß [Abb. 42](#) keine Glasübergangstemperatur im Bereich zwischen Raumtemperatur und Wärmeformbeständigkeitstemperatur liegt. Da die Annahme einer linearen Steifigkeitsabnahme allerdings nur für manche Kunststoffe eine gute Näherung darstellt, ist das gezeigte Schema nur für grobe Abschätzungen und nicht im Allgemeinen anwendbar.

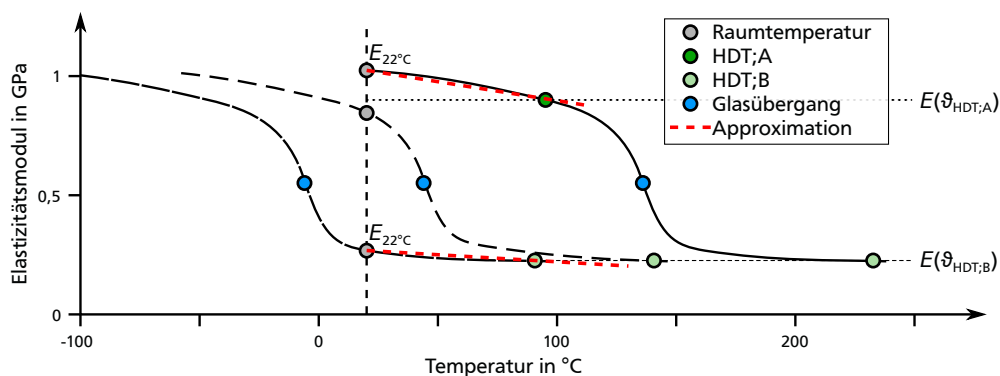


Abbildung 42: Schema zur Approximation der temperaturabhängigen Steifigkeit zwischen Raumtemperatur und Wärmeformbeständigkeitstemperatur von Kunststoffen mit einem einzelnen Glasübergangspunkt. Die Annahme einer linearen Steifigkeitsabnahme an den drei fiktiven Prinzipverläufen gilt in Näherung allerdings nur für einige Kunststoffe.

Bestimmung von maximalen Einsatztemperaturen

Zum Vergleich der genannten Kenngrößen zeigt [Abb. 43](#) eine Gegenüberstellung von Glasübergangstemperaturen, Dauergebrauchstemperaturen, Wärmeformbeständigkeitstemperaturen, Vicat-Erweichungstemperaturen und Schmelztemperaturen für gängige Kunststoffe basierend auf der Recherche in [Anhang C](#). Als Faustregel lässt sich formulieren, dass die beiden Vicat-Erweichungstemperaturen tendenziell oberhalb der Wärmeformbeständigkeitstemperatur HDT-A liegen. Da die genannten Kenngrößen jedoch keine stringente Reihenfolge aufweisen, müssen zur Bestimmung der maximalen Einsatztemperaturen der Kunststoffe alle Kenngrößen betrachtet werden. Die Glasübergangstemperatur, deren physikalische Ursache in der erhöhten Mobilität der Polymerketten bei Temperatursteigerung liegt, ist für viele Kunststoffe die niedrigste Erweichungstemperatur. Die Wärmeformbeständigkeitstemperatur HDT-A liegt typischerweise in der Größenordnung der Glasübergangstemperatur und je nach Kunststoff leicht darüber und darunter.

Zur Bestimmung der maximalen Einsatztemperaturen der Kunststoffe in elektrothermischen Aktoren ist es sinnvoll, jeweils die Kenngröße mit dem niedrigsten Temperaturwert heranzuziehen. In der Praxis erweisen sich dabei vor allem die Glasübergangstemperatur und auch die Wärmeformbeständigkeitstemperatur HDT-A als geeignete Kenngrößen, um die untere Grenze des Erweichungsverhaltens zu charakterisieren. *Winterstein* zeigt zudem für elektrothermische Aktoren aus SU-8, dass Betriebstemperaturen von ca. 15°C unter dem Glasübergangsbereich einen positiven Einfluss auf die Lebensdauer der Aktoren besitzen [163]. Für SU-8 wählt *Winterstein* daher eine

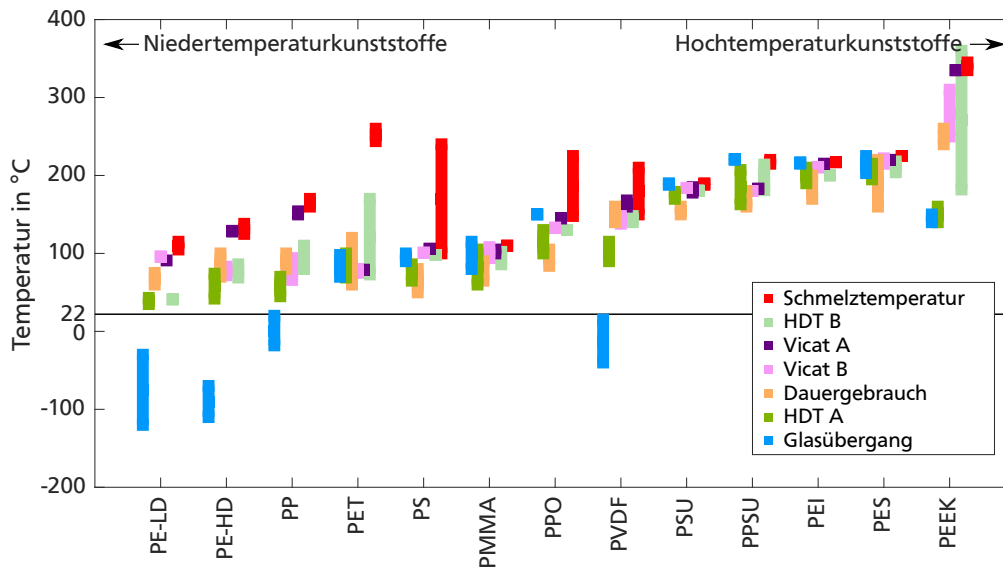


Abbildung 43: Gegenüberstellung von Erweichungstemperaturen verschiedener Kunststoffe basierend auf den recherchierten Daten in [Anhang C](#).

maximale Betriebstemperatur von 120°C. Zur Übertragbarkeit auf andere Kunststoffe lässt sich als Faustregel formulieren, dass sinnvolle Betriebstemperaturen je nach Kunststoff ca. 10 bis 30°C unter der Glasübergangstemperatur liegen. Die genaue Betriebsgrenze kann allerdings nur im Experiment ermittelt werden.

4.3 Referenzaktoren zum Vergleich geeigneter Kunststoffe

Da die relevanten Materialeigenschaften wie geschildert kaum scharf einzugrenzen sind und sich teilweise widersprechen, ist die Auswahl eines Kunststoffes eine komplexe Aufgabenstellung. Für geeignete Kunststoffe werden im Folgenden zunächst für ausgesuchte Materialien Kennwerte zu der temperaturabhängigen Steifigkeit ermittelt, anschließend die Kunststoffe mittels FEM-Simulation verglichen und im dritten Schritt die Kunststoffe durch Herstellung und Charakterisierung von Referenzaktoren verglichen [500]. Im Rahmen dieser Arbeit werden mehrere Kunststoffe hinsichtlich ihrer Eignung für elektrothermische Aktoren untersucht, darunter insbesondere Polyetheretherketon (PEEK), Polyetherimid (PEI), Polysulfon (PSU), Polyimid (PI), Polyphenylsulfid (PPS), Polyethersulfon (PES) und das photolithographisch strukturierbare Dickschicht-Polymer SUEX.

Charakterisierung der temperaturabhängigen Steifigkeit

Da sich Materialkennwerte in realen Bauteilen teils erheblich von angegebenen Literatur- und Datenblattwerten unterscheiden können [223], werden mit Unterstützung des Instituts für Werkstoffkunde mit Sitz der staatlichen Materialprüfungsanstalt Darmstadt (MPA-IfW) von *Stuckert* und *Beyrich* [500, 514] thermomechanische Materialkennwerte ermittelt. Geeignete Proben werden dabei durch dynamisch-mechanische-thermische Analysen (DMTA) im Torsionsschwingversuch aus [Abb. 44 a](#) charakterisiert und das Schermodul $G(T)$ sowie die Glasübergangstemperatur bestimmt. Die getesteten Polymerfolien-Proben zeigen gemäß [Abb. 44 b](#) im Bereich der Glasübergangstemperatur einen signifikanten Steifigkeitsverlust. Der Steifigkeitsverlust von PEEK ist oberhalb der Glasübergangstemperatur weniger stark ausgeprägt, da PEEK durch die teilkristalline Struktur ein Doppelschmelzverhalten aufweist. Oberhalb der Glasübergangstemperatur ist eine geringe Reststeifigkeit der amorphen Phase sichtbar, bis hin zur Schmelztemperatur von PEEK bei ca. 335°C [224]. In Anlehnung an *Winterstein* [163] werden für die Kunststoffe aus den

gewonnenen Daten maximale Betriebstemperaturen T_{op} von ca. 30°C unterhalb der Glastemperatur festgelegt. Über zwei zusätzliche Zugversuche bei Raumtemperatur und bei definierter Betriebstemperatur werden die Elastizitätsmodule der Materialproben nach DIN EN ISO 527 ermittelt. Unter der Annahme, dass Elastizitätsmodul und Schubmodul auch bei Temperaturerhöhung über die Poisson-Zahl ν (auch Querkontraktionszahl genannt) über Gleichung 13 [225] linear verkettet sind, lässt sich daraus der temperaturabhängige Verlauf der Elastizitätsmodule $E(T)$ und auch der Steifigkeitsverlust zwischen Raumtemperatur und Betriebstemperatur bestimmen.

$$E = 2 \cdot (1 + \nu) \cdot G \quad (13)$$

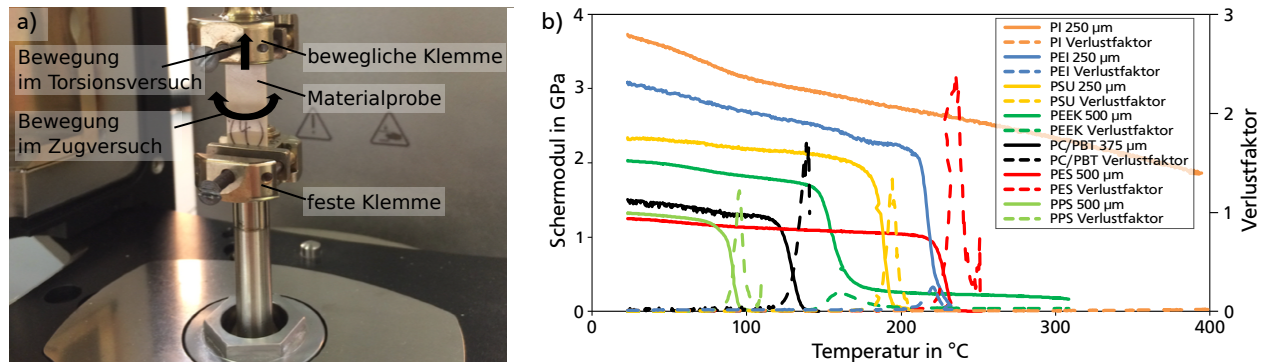


Abbildung 44: Bestimmung des temperaturabhängigen Schermoduls: a) Eingespannte Materialprobe aus PEEK (LITE TK) im *MCR702 TwinDrive* Rheometer von *Anton Paar* [514]; b) Messergebnisse des Schermoduls und des im Versuch bestimmten Verlustfaktors für Materialproben mit unterschiedlicher Dicke nach [500]. Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen nachempfunden.

Tabelle 11 a zeigt die nominalen Datenblattwerte der Kunststoffe und stellt diese den Messergebnissen beider DMTA-Methoden sowie der maximalen Betriebstemperaturen in Tabelle 11 b gegenüber. Im Vergleich beider erprobten DMTA-Methoden zeigt die Torsionsmessung eine gute Eignung für die schnelle Analyse der maximalen Betriebstemperatur, jedoch passen die gemessenen Steifigkeitsverluste des Schermoduls nicht zu den gemessenen Steifigkeitsverlusten der Elastizitätsmodule. Die Messdaten für PI zeigen keine feststellbare Glasübergangstemperatur und keinen Schmelzpunkt, sodass sich PI bezüglich seiner thermomechanischen Eigenschaften wie ein Duroplast verhält [385]. Ragosta und Musto bestimmen daher die maximale Dauerbetriebstemperatur von PI anhand der Bruchzähigkeit bei 250°C [226]. Im Vergleich der untersuchten Kunststoffe zeigen die Polymere PEEK, PEI und PI geeignete Wertekombinationen für die Wärmeausdehnung, die Betriebstemperatur und die Steifigkeit [500].

Vergleich von Kunststoffen mittels FEM-Simulation

Um abzuschätzen, wie sich die Wahl des Kunststoffs auf die erreichbaren Aktoreigenschaften auswirkt, werden mit den ermittelten Materialwertekombinationen statische thermomechanische FEM-Analysen mit *Ansys* durchgeführt. Die erreichbaren Aktoreigenschaften werden anhand der Aktorgeometrie aus Abb. 45 untersucht. Die von Dörr und Bieker entwickelte und von Stuckert [514] modifizierte Referenzaktorgeometrie ist zwar nicht hinsichtlich der erreichbaren Aktoreigenschaften optimiert, aber durch die großen Abmessungen herstellungstechnisch einfach realisierbar. Für die Berechnungen werden Elastizitätsmodule mit linearem Verlauf zwischen Raumtemperatur und Betriebstemperatur implementiert. Für den Joulschen Wärmeeintrag sieht das verwendete FEM-Modell eine konstante thermische Eingangsleistung auf der Fläche eines der Heizelemente vor. Der Wärmeübergang im Spalt wird über die Wärmeleitung der Luft und

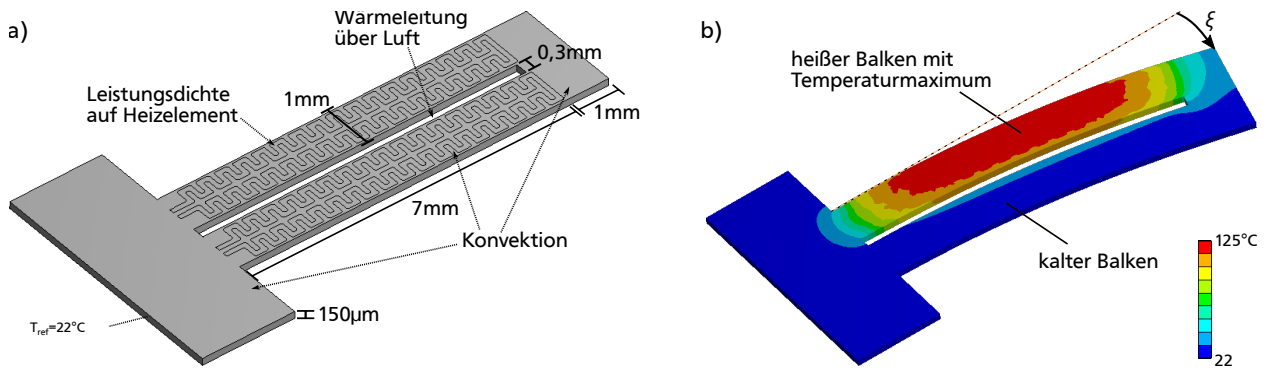


Abbildung 45: Elektrothermischer In-Plane-Pseudobimorph-Referenzaktor: a) Geometrie und in Ansys vorgesehene thermische Randbedingungen; b) Mittels Ansys simulierte Temperaturverteilung und mechanische Verformung.

der Wärmeverlust an die Umgebung über eine Konvektionsrandbedingung auf allen Außenflächen berücksichtigt.

Tabelle 11 c fasst die berechneten Ergebnisse der FEM-Analysen zusammen. Die erreichbaren Aktorkennlinien werden für einige Kunststoffe zudem in Abb. 46 visualisiert. Die Berechnungen zeigen, dass Kunststoffe mit hohen Betriebstemperaturen wie PEI mit $T_{op} = 190^\circ\text{C}$, PSU mit $T_{op} = 165^\circ\text{C}$ oder PES mit $T_{op} = 215^\circ\text{C}$ verhältnismäßig hohe Auslenkungen von über $100\mu\text{m}$ und Blockierkräfte von über 100mN für Referenzaktoren ermöglichen. Hierfür sind jedoch vergleichsweise hohe Leistungsaufnahmen notwendig. Im Verhältnis der Leerlaufauslenkung zur Leistungsaufnahme zeigt PC/PBT mit $2,1\mu\text{m}/\text{mW}$ ein fast doppelt so hohes Verhältnis als PEEK mit $1,2\mu\text{m}/\text{mW}$. PI zeigt mit ca. $0,5\mu\text{m}/\text{mW}$ im Vergleich den schlechtesten Wert.

Die durchgeführten statischen FEM-Analysen erlauben einen groben Vergleich von wichtigen Eckdaten, aber keine Ermittlung von Alterungseffekten oder parasitären Effekten wie z.B. der Nulllagenverschiebung [202] der Aktoren. Um zu überprüfen, inwiefern sich die simulierten Werte mit praktischen Daten decken, wird der Materialvergleich in dieser Arbeit mit dem Aufbau und der Charakterisierung von Referenzaktoren ergänzt.

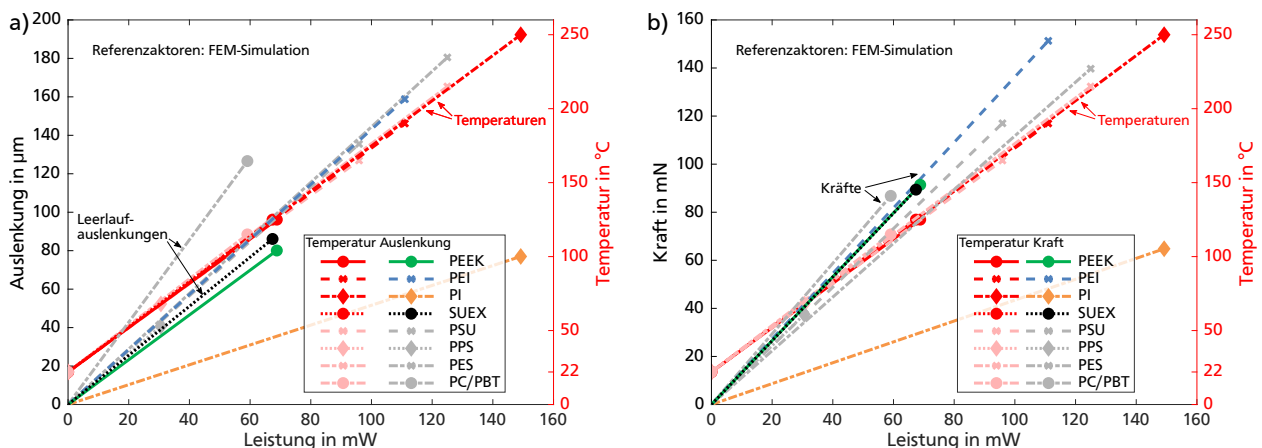


Abbildung 46: Simulierte Kennlinien von Referenzaktoren aus SUEX, PEEK, PI und PEI auf Basis der mittels Ansys bestimmten Maximalwerte aus Tabelle 11 c: a) Leerlaufauslenkung und Maximaltemperatur; b) Blockierkraft und Maximaltemperatur.

Herstellung und Charakterisierung von Referenzaktoren

Für einen möglichst anwendungsnahen Materialvergleich werden aus einigen der untersuchten Kunststoffe elektrothermische Referenzaktoren hergestellt und mit dem in [Kapitel 3](#) beschriebenen Motion-Analyzer charakterisiert. Zur Herstellung der Verformungskörper werden kommerzielle Polymerfolien mit einem Temperprozess vorbehandelt und mittels Mikrofräsen strukturiert. *Stuckert* ermittelt hierfür geeignete Parameter für den Temper- und den Fräsprozess zur Strukturierung der Folien [514]. Die Verformungskörperrohlinge werden mit 200 nm Aluminium besputtert, mit Fotokopierlack Positive 20 von *CRC Industries Deutschland* beschichtet und durch UV-Lithographie sowie nasschemisches Ätzen strukturiert. [Abb. 47](#) zeigt exemplarisch hergestellte Referenzaktoren aus PEEK, SUEX und PI.

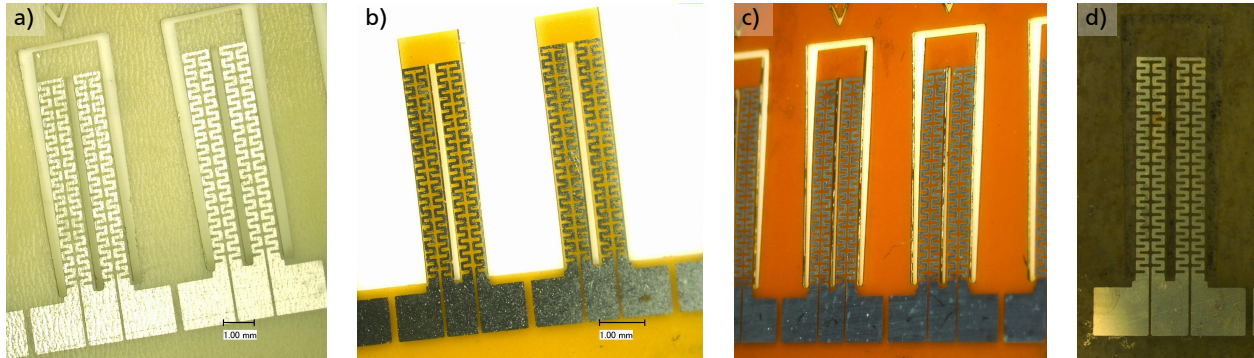


Abbildung 47: Hergestellte Referenzaktoren: a) PEEK; b) SUEX; c) PI; d) PEI. Abbildungen entnommen aus [500, 514].

Aufgrund einer fehlenden Beschichtung mit *Tetenal*-Kameralack bei der ersten Charakterisierung werden die hergestellten Referenzaktoren von *Stuckert* nach der Veröffentlichung in [500] erneut mit dem verbesserten Messstand aus [Kapitel 3](#) vermessen und in dieser Arbeit in [Anhang D](#) neu ausgewertet. [Abb. 48](#) zeigt die Messwerte für die ermittelten Auslenkungen, Kräfte und Aktortemperaturen. Die Analyse der Messwerte zeigt, dass die erreichbaren Auslenkungen und Kräfte einer fertigungsbedingten Streuung unterliegen und die Werte einzelner Aktoren teilweise um bis zu ca. 25% vom Durchschnittswert abweichen können. Durch die Dickentoleranz der Polymerfolie, unterschiedliche Oberflächenrauigkeiten, Alignmentfehler und Unterätzungen an den Heizelementen können Geometrieunterschiede zwischen den hergestellten Referenzaktoren

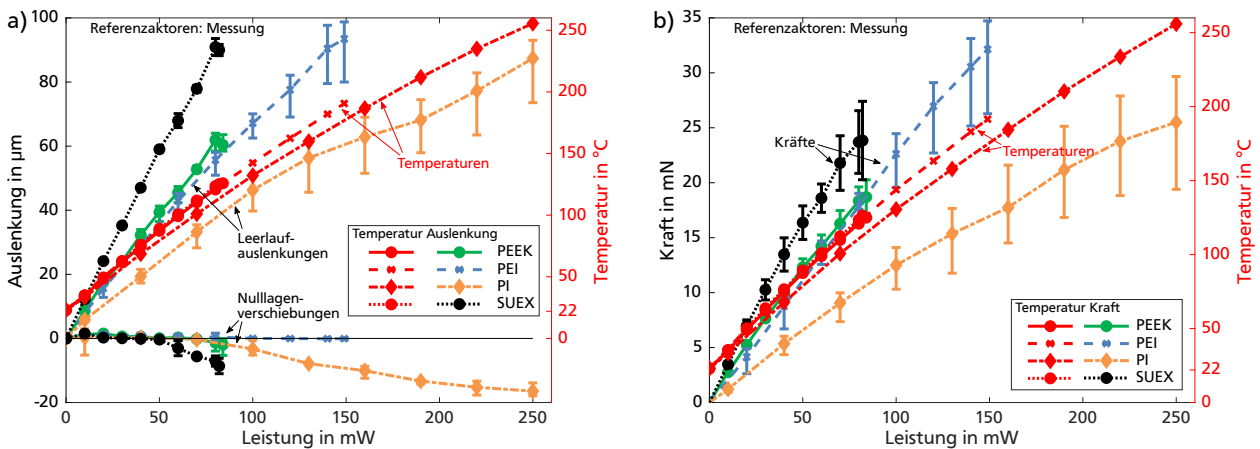


Abbildung 48: Durchschnittliche Auslenkungen und Kräfte von Referenzaktoren aus SUEX, PEEK, PI und PEI in Abhängigkeit der Heizleistung auf Basis der Messdaten in [Anhang D](#): a) Erreichbare Leerlaufauslenkungen und Nulllagenverschiebungen; b) Gemessene Blockierkräfte.

entstehen, die sich auf die Temperaturverteilung der Aktoren auswirkt. Die Wiederholgenauigkeit für einzelne Aktoren ist in exemplarischen Analysen an einem Referenzaktor aus PEEK ca. um den

Tabelle 11: Vergleich von Kunststoffen für elektrothermischer Aktoren anhand Materialkennwerten aus DMTA-Messungen und FEM-Analysen von Referenzaktoren aus [500] und Charakterisierung hergestellter Referenzaktoren nach [Anhang D](#).

a) Datenblattwerte von Kunststoffen*	PEEK	PEI	PSU	PI	PPS	PES	PC/PBT	SUEX
Wärmeausdehnungskoeffizient in ppm/°C	46	54	56	20	52	55	80	-
Elastizitätsmodul bei 20°C in MPa	3200	2690	2300	3000	2400	2400	2100	-
b1) DMTA-Ergebnisse an Materialproben aus Torsionsschwingversuch*	PEEK	PEI	PSU	PI	PPS	PES	PC/PBT	SUEX
Glasübergangstemperatur	160°C	221°C	194°C	> 400°C	> 95°C	> 236°C	> 140°C	-
Maximale Betriebstemperatur T_{op}	125°C	190°C	165°C	250°C	68°C	215°C	115°C	125°C
Schermodul bei 20°C in MPa	2026	3081	2337	3727	1326	1252	1497	-
Schermodul bei T_{op} in MPa	1757	2264	2012	2558	1235	1001	1238	-
Steifigkeitsverlust Schermodul zwischen 20°C und T_{op}	13%	27%	14%	31%	7%	20%	17%	-
b2) Ergebnisse aus Zugversuch*	PEEK	PEI	PSU	PI	PPS	PES	PC/PBT	SUEX
Elastizitätsmodul bei 20°C in MPa	3622 ±72	3199 ±120	2641 ±138	2861 ±78	2672 ±85	-	-	-
Elastizitätsmodul bei T_{op} in MPa	2696 ±117	1999 ±171	1705 ±100	1343 ±35	2231 ±53	-	-	-
Steifigkeitsverlust E-Modul zwischen 20°C und T_{op}	26%	37%	35%	53%	17%	-	-	-
c) FEM-Analyse von Referenzaktoren*	PEEK	PEI	PSU	PI	PPS	PES	PC/PBT	SUEX
Berechnete Leistungsaufnahme	68,8 mW	111 mW	95,9 mW	149,2 mW	30,6 mW	125 mW	59,1 mW	67,4 mW
Berechnete Leerlaufauslenkung	80,1 µm	158,8 µm	135,5 µm	77 µm	40,7 µm	180,5 µm	126,6 µm	86,1 µm
Berechnete Blockierkraft	91,4 mN	151,3 mN	117 mN	64,8 mN	37,5 mN	139,7 mN	86,8 mN	89,4 mN
Leerlaufauslenkung / Leistung in µm/mW	1,2	1,4	1,4	0,5	1,3	1,4	2,1	1,3
d) Messungen an hergestellten Referenzaktoren**	PEEK	PEI	PSU	PI	PPS	PES	PC/PBT	SUEX
Maximaltemperatur***	125,9°C	190,6°C	-	255,6°C	-	-	-	125,3°C
Elektrische Leistungsaufnahme***	84 mW	149 mW	-	250 mW	-	-	-	82 mW
Erreichbare Leerlaufauslenkung***	60,4 µm	93,5 µm	-	87,4 µm	-	-	-	90 µm
Nulllagenverschiebung (min.)	-5,3 µm	-0,4 µm	-	-	-	-	-	-
Nulllagenverschiebung (max.)	0,1 µm	0,2 µm	-	17,9 µm	-	-	-	11,0 µm
Erreichbare Blockierkraft	18,7 mN	32,1 mN	-	13,9 µm	-	-	-	-6,2 µm
Erreichbare Blockierkraft	18,7 mN	32,1 mN	-	25,5 mN	-	-	-	23,8 mN
Temperaturerhöhung ΔT / Leistung in K/mW	1,24	1,13	-	0,93	-	-	-	1,26
Leerlaufauslenkung / Leistung in µm/mW	0,72	0,63	-	0,35	-	-	-	1,10
Blockierkraft / Leistung in mN/mW	0,22	0,22	-	0,13	-	-	-	0,29

* Daten aus [500]

** Die in Tabellenabschnitt d) angegebenen Messungen wurden in dieser Arbeit nach der Veröffentlichung in [500] mit dem verbesserten Messstand aus [Kapitel 3](#) wiederholt und in [Anhang D](#) neu ausgewertet

*** Durchschnittswerte aus der Auslenkungsmessung

Faktor 3 besser. Je Kunststoff werden in [Anhang D](#) nur 2 bis 6 Referenzaktoren untersucht, da der verwendete Fertigungsprozess mit händisch durchgeführter Sprühbelackung eine geringe Ausbeute zur Folge hat. Für den nachfolgenden Vergleich der Kunststoffe werden die in [Abb. 48](#) gegenübergestellten Durchschnittswerte für die erreichbaren Auslenkungen und Kräfte der Referenzaktoren herangezogen. [Tabelle 11 d](#) fasst die erreichten Leistungsdaten der untersuchten Referenzaktoren zusammen.

Der Vergleich der Referenzaktoren zeigt, dass Kunststoffe mit hohen Maximaltemperaturen wie PEI mit $T_{\max}=190,6^{\circ}\text{C}$ oder PI mit $T_{\max}=255,6^{\circ}\text{C}$ verhältnismäßig hohe Auslenkungen und Blockierkräfte erreichen. Die Referenzaktoren aus PEI erreichen durchschnittlich $93,5\ \mu\text{m}$ und $32,1\ \text{mN}$. Referenzaktoren aus PI erreichen ähnliche Werte von $87,4\ \mu\text{m}$ und $25,5\ \text{mN}$. Referenzaktoren aus SUEX weisen mit durchschnittlichen Auslenkungen von $90\ \mu\text{m}$ und Blockierkräften von $23,8\ \text{mN}$ sehr ähnliche Werte auf, benötigen hierfür im Vergleich zu PEI und PI aber eine um den Faktor 2...3 niedrigere Leistungsaufnahme und Temperaturerhöhung. SUEX weist unter den untersuchten Kunststoffen mit $1,10\ \mu\text{m}/\text{mW}$ das beste Verhältnis von Leerlaufauslenkung zur Leistungsaufnahme und mit $0,29\ \text{mN}/\text{mW}$ das beste Verhältnis von Blockierkraft zur Leistungsaufnahme auf. Neben SUEX weisen auch PEEK mit $0,72\ \mu\text{m}/\text{mW}$ und PEI mit $0,63\ \mu\text{m}/\text{mW}$ hohe leistungsbezogene Auslenkungen auf. Bei der anwendungsspezifischen Auswahl eines Materials muss neben der maximal erreichbaren Auslenkung und Kraft auch die erreichbare Effizienz berücksichtigt werden.

Die Charakterisierung von Referenzaktoren macht darüber hinaus deutlich, dass die Wahl des Materials einen Einfluss auf die Nulllagenverschiebung elektrothermischer Aktoren hat. Der Vergleich in [Abb. 48](#) zeigt, dass Aktoren aus PEEK trotz eines unidirektionalen Betriebs wesentlich niedrigere Nulllagenverschiebungen aufweisen als Aktoren aus SUEX und PI. Referenzaktoren aus PEI weisen keine signifikante Nulllagenverschiebung auf. An allen untersuchten Referenzaktoren treten die Nulllagenverschiebungen tendenziell entgegen der Auslenkungsrichtung auf, was auf eine Verkürzung des erwärmten Balkens hinweist.

4.4 Auswahl von Kunststoffen zum Aufbau von Braille-Antrieben

Für möglichst effiziente elektrothermische Aktoren müssen Materialien gewählt werden, die auch bei niedrigen Leistungsaufnahmen bzw. Maximaltemperaturen hohe mechanische Energiedichten erzeugen. Die thermomechanische Energiedichte eines einzelnen homogen erwärmten Balkens kann dabei gemäß [Hellmann \[227\]](#) bzw. [Demtröder](#) mit [Gleichung 14](#) beschrieben werden. Dabei wird die zugeführte thermische Energie mit der thermischen Deformationsarbeit aus einer Längenänderung gleichgesetzt [\[227, 228\]](#). Die im Balken speicherbare thermische Energie $W_{\text{elast;th}}$ ergibt sich neben dem Volumen des Balkens $A \cdot l_0$ aus dem Elastizitätsmodul E , dem Wärmeausdehnungskoeffizienten α_{th} und der möglichen Temperaturerhöhung $\Delta\vartheta_{\max}$.

$$W_{\text{elast;th}} = \frac{1}{2} \cdot A \cdot l_0 \cdot E \cdot (\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta\vartheta_{\max})^2 \quad (14)$$

Um einen Bezug zur eingespeisten elektrischen Energie E_{el} des Aktors herzustellen, muss zusätzlich auch [Gleichung 15](#) berücksichtigt werden, mit der die benötigte elektrische Energie zur thermischen Energieaufnahme E_{th} in Bezug gesetzt wird und in der die Wärmekapazität c_{th} und die Dichte ρ des Materials berücksichtigt sind.

$$E_{\text{el}} \sim E_{\text{th}} = A \cdot l_0 \cdot \rho \cdot c_{\text{th}} \cdot \Delta\vartheta_{\max} \quad (15)$$

Auf Basis der genannten Materialkenngrößen wird zum Vergleich von Kunststoffen bereits in der eigenen Vorarbeit [\[487\]](#) eine Bewertungsfunktion für Kunststoffe vorgeschlagen. In dieser Arbeit

und dem zugrunde liegenden BMBF-Forschungsprojekt *MOBILizE* [496] wird eine Bewertungsfunktion nach [Gleichung 16](#) verwendet, in der Materialparameter mit untergeordnetem Einfluss wie der Dichte ρ vernachlässigt werden und die Gewichtung des Ausdehnungskoeffizienten α_{th} durch eine lineare Proportionalität reduziert wird. Für eine geringe Verlustleistung durch Wärmeleitung des Aktors wird zusätzlich die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} berücksichtigt.

$$\Phi_{\text{Polymer}} = \frac{E \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot (T_{\text{Glas}} - 40^{\circ}\text{C})}{\lambda_{\text{th}} \cdot c_{\text{th}}} \quad (16)$$

Mit dieser Bewertungsfunktion werden im Forschungsprojekt *MOBILizE* neben SU-8/SUEX die Kunststoffe PEEK, PPS, und PEI als geeignete Materialien für elektrothermische Aktoren ermittelt [496]. Durch die hohen leistungsbezogenen Auslenkungen und Kräfte ermöglichen diese Kunststoffe die Realisierung vergleichsweise effizienter Antriebe und bieten damit Vorteile für mobile Anwendungen. Da durch zahlreiche Vorarbeiten [487, 491, 489, 492, 493] in der eigenen Forschungsgruppe bereits Erfahrungen mit der Verarbeitung des Kunststoffs PEEK bestehen, wird im BMBF-Forschungsprojekt *MOBILizE* der Bau von Aktoren aus PEEK für Braille-Antriebe erprobt. Durch die gute kommerzielle Verfügbarkeit als Folienmaterial bietet die Verwendung des Thermoplasten PEEK auch das Potential, kostengünstige Fertigungsprozesse aus der Leiterplattenfertigungstechnik zu nutzen.

Neben thermoplastischen Folienmaterialien bieten auch die mikrostrukturierbaren Kunststoffe SU-8 oder SUEX vorteilhafte Materialeigenschaften zur Herstellung elektrothermischer Aktoren mit hohen leistungsbezogenen Auslenkungen und Kräften. Bedingt durch hohe Kosten und lange Verarbeitungszeiten sind Aktoren aus dem Dickschicht-Photoresist SU-8 (vgl. [Tabelle 4](#)) für kommerzielle Anwendungen wenig interessant. Da sich der Trockenresist SUEX leichter verarbeiten lässt und zu Beginn dieser Arbeit in der eigenen Forschungsgruppe bereits Erfahrungen mit der Verarbeitung von SUEX bestehen (siehe Vorarbeiten [158, 163, 164, 490, 487, 489]), wird im Rahmen dieser Arbeit SUEX als Referenzmaterial herangezogen und ebenfalls zur Realisierung von Braille-Antrieben genutzt.

Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden für die Realisierung von elektrothermischen Aktoren für Braille-Antriebe daher die beiden Kunststoffe SUEX und PEEK näher untersucht. Da die durchgeführten Simulationen und Messungen an Referenzaktoren teils erhebliche Abweichungen für die Werte von Auslenkungen und Kräften zeigen (Vergleich [Abb. 46](#) und [48](#)), werden in den nachfolgenden Kapiteln zunächst die Grundlagen für eine präzisere Modellbildung dargelegt. [Kapitel 5](#) zeigt hierfür die Bestimmung aller relevanten thermomechanischen Materialparameter der eingesetzten Kunststoffe. [Kapitel 6](#) erläutert Methoden zur Modellierung elektrothermischer Aktoren.

5 Bestimmung relevanter Materialparameter

Im Forschungsprojekt *MOBILiZE* [496] wird die Realisierung von elektrothermischen Aktoren aus zwei vielversprechenden Kunststoffen verfolgt, die sich in den Untersuchungen des vorangehenden Kapitels durch geeignete leistungsbezogene Auslenkungen und Kräfte auszeichnen. Die Wahl fällt auf das photolithographisch strukturierbare Dickschicht-Polymer SUEX und den Hochtemperaturkunststoff PEEK. Für diese werden in den folgenden Abschnitten alle relevanten Materialparameter mit Einfluss auf den Aktorentwurf bestimmt. [Tabelle 12](#) listet hierfür die Materialparameter auf, die einen direkten oder indirekten Einfluss auf die Dynamik (Aufheiz- und mechanische Ansprechzeit), die Temperaturverteilung und die Performanz (Auslenkung und Kraft) besitzen.

Tabelle 12: Mechanische (mech.), geometrische (geom.) und thermische (therm.) Parameter für die Modellierung elektrothermischer Aktoren und deren Einflüsse.

		Dynamik	Temperaturverteilung	Auslenkung und Kraft
therm.	Maximale Temperatur		×	×
	Wärmekapazität des Kunststoffs	×		
	Wärmeleitfähigkeit des Kunststoffs	×	×	(×)
	Emissionsgrad der Wärmestrahlung	×	×	(×)
	Elektrische Leitfähigkeit des Heizelements		(×)	
geom.	Konvektionskoeffizient	×	×	(×)
	Aktorabmessungen	×	×	×
mech.	Elastizitätsmodul			×
	Thermischer Ausdehnungskoeffizient			×

× Parameter mit hohem Einfluss
 (×) Parameter mit geringem oder untergeordneten Einfluss

Die durch das Funktionsprinzip entscheidende Materialeigenschaft für elektrothermische Aktoren ist die Fähigkeit von Feststoffen, ihr Volumen bei Temperaturerhöhung zu verändern. Die auf atomaren Schwingungen und Bindungskräften beruhende Wärmeausdehnung lässt sich im Makroskopischen auf unterschiedlicher Weise modellieren, sodass im ersten Abschnitt dieses Kapitels zunächst die grundlegenden Definitionen von Wärmeausdehnung erläutert werden.

In den folgenden Abschnitten werden für die beiden in dieser Arbeit genutzten Kunststoffe SUEX und PEEK die Materialeigenschaften gegenübergestellt. Aufgrund der Ähnlichkeit der Dickschicht-Polymere SU-8 und SUEX werden dabei im weiteren Verlauf der Arbeit viele aus der Literatur bekannte Materialdaten von SU-8 für die Beschreibung von SUEX herangezogen. Im Anschluss werden für die thermische Modellierung alle relevanten Bulk-Materialeigenschaften sowie die relevanten thermooptischen Eigenschaften genutzter Materialien von Verformungskörpern und Heizelementen bestimmt. Abschließend werden die in den folgenden Kapiteln verwendeten Materialkennwerte von PEEK und SUEX zusammengefasst.

5.1 Definitionen der Wärmeausdehnung

Die Fähigkeit zur Wärmeausdehnung eines Festkörpers kann durch unterschiedliche Definitionen beschrieben werden [229, 230]. Der **physikalische oder differentielle Wärmeausdehnungskoeffizient** α_{th} gemäß [Gleichung 17](#) beschreibt das Verhältnis einer thermisch verursachten Dehnungsänderung $d\varepsilon_{th}$ durch eine Änderung der Temperatur dT [229–231], sodass sich die Länge eines Probenkörpers durch Integration nach [Gleichung 18](#) exakt modellieren lässt.

Voraussetzung hierfür ist, dass der üblicherweise temperaturabhängige Verlauf des Wärmeausdehnungskoeffizienten $\alpha_{th}(T)$ bekannt ist, wie in [Abb. 49 a](#) dargestellt. Der vollständige Verlauf des differentiellen Wärmeausdehnungskoeffizienten wird allerdings selten in der Literatur angegeben, z.B. in [232, 233]. Üblicherweise werden aus dem gemessenen Verlauf der Dehnung ein Wert für den Wärmeausdehnungskoeffizienten $\alpha_{th,1}$ unterhalb der Glastemperatur und ein Wert $\alpha_{th,2}$ über der Glastemperatur bestimmt.

$$\alpha = \frac{d\varepsilon_{th}}{dT} = \frac{1}{l_0} \cdot \frac{dl}{dT} \quad (17)$$

$$l_{th} = l_0 \cdot \int_{T_1}^{T_2} d\varepsilon_{th} = l_0 \cdot \int_{T_1}^{T_2} \alpha dT \quad (18)$$

Löffler beschreibt Überlegungen zu **abschnittsweise definierten Wärmeausdehnungskoeffizienten** α_i auf frei wählbaren Temperaturintervallen nach [Gleichung 19](#) [234]. Da die Wärmeausdehnung im Allgemeinen nur innerhalb eines kleinen Temperaturintervalls annähernd linear verläuft, erfolgt die Definition abschnittsweise. Zur Bestimmung der Gesamtdehnung einer Probe werden die Dehnungen der einzelnen Abschnitte aufsummiert. [Abb. 49 b](#) überträgt diese Definition auf Materialien mit gängigem Verlauf der Wärmeausdehnung. Diese Notation findet sich in Literatur und Datenblättern jedoch kaum.

$$\alpha_i = \frac{\varepsilon_i}{T_i - T_{i-1}} \quad (19)$$

Häufiger ist die Angabe eines **technischen Wärmeausdehnungskoeffizienten** α_{th} [229, 230], der sich nach [Gleichung 20](#) über die absolute thermische Dehnung ε_{th} definiert, die sich durch einen

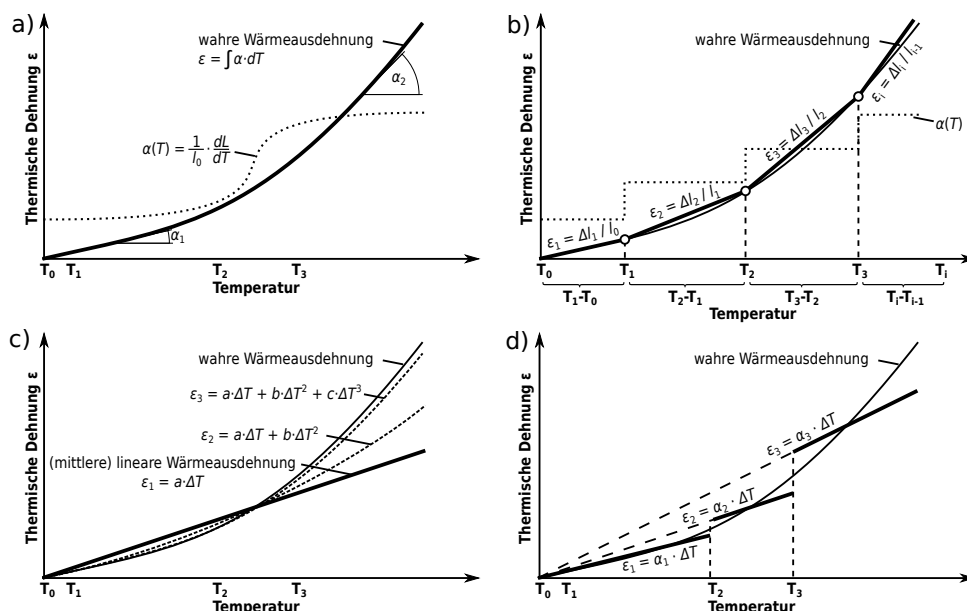


Abbildung 49: Gängige Definitionen des Wärmeausdehnungskoeffizienten: a) Wahre Wärmeausdehnung und der daraus resultierende temperaturabhängige physikalische Wärmeausdehnungskoeffizient (gepunktete Linie); b) Abschnittsweise Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten nach Löffler [234]; c) Technischer Wärmeausdehnungskoeffizient mit Taylorreihenentwicklung; d) In gängigen Kunststoffdatenblättern abschnittsweise definierter technischer Wärmeausdehnungskoeffizient.

Temperaturunterschied ΔT ergibt. Die Angaben in Materialdatenblättern beziehen sich dabei üblicherweise auf eine Referenztemperatur T_{ref} von 20°C. Um eine Temperaturabhängigkeit der thermischen Dehnung zu beschreiben, sieht die Definition nach Luger vor, den Wärmeausdehnungskoeffizienten wie in Abb. 49 c dargestellt über eine Taylorreihe nach Gleichung 21 zu beschreiben. In der Praxis wird gerade für Kunststoffe allerdings der (**mittlere**) **lineare Wärmeausdehnungskoeffizient** nur mit dem ersten Glied der Taylorreihe gleichgesetzt, sodass die Länge eines Probenkörpers i.d.R. mit der vereinfachten Gleichung 22 berechnet wird.

$$\alpha_{th} = \frac{l_{th} - l_0}{l_0} \cdot \frac{1}{T - T_{ref}} = \frac{\varepsilon_{th}}{\Delta T} \quad (20)$$

$$\alpha_{th} = a + b \cdot T + c \cdot T^2 + \dots \quad (21)$$

$$l_{th} = l_0 \cdot (1 + \alpha_{th} \cdot \Delta T) \quad (22)$$

Im technischen Alltag finden sich in einer Vielzahl von Datenblättern zu technischen Kunststoffen fast ausschließlich Angaben zu **abschnittsweise definierten mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten**, wie in Abb. 49 d dargestellt. Diese Definition ermöglicht eine Bestimmung der Wärmeausdehnung nach Gleichung 22 und wird i.d.R. mit abschnittswisen (mittleren) Wärmeausdehnungskoeffizienten für ein bis drei Temperaturbereiche angegeben.

Die in dieser Arbeit verwendete FEM-Simulationssoftware Ansys kann Wärmeausdehnungen über zwei Definitionen des Materialparameters berechnen:

- Tangentenkoeffizient der thermischen Ausdehnung → Abschnittsweise definierter physikalischer Wärmeausdehnungskoeffizient nach Löffler und Angabe einer Temperatur, bei der gemäß Abb. 49 b keine Wärmeausdehnung auftritt.
- Koeffizient der thermischen Ausdehnung (Sekante) → Abschnittsweise definierter technischer Wärmeausdehnungskoeffizient mit Bezug auf eine feste Referenztemperatur gemäß Abb. 49 d.

In beiden Fällen kann der Ausdehnungskoeffizient tabellarisch angegeben werden, um den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeausdehnung zu beschreiben. Die gewählte Methode muss sich nach der jeweiligen Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten richten, die bei dessen Messung herangezogen wird.

Zur messtechnischen Bestimmung und Definition des Wärmeausdehnungskoeffizienten finden sich in der Literatur mehrere Normen:

- DIN 51005 *Thermische Analyse (TA) - Begriffe*
- DIN 51045-1 *Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper - Teil 1: Grundlagen*
- DIN 53752 *Prüfung von Kunststoffen; Bestimmung des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten* [zurückgezogen]
- ISO 11359-2 *Kunststoffe - Thermomechanische Analyse (TMA) - Teil 2: Bestimmung des linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten und der Glasübergangstemperatur*
- ASTM E831 *Standard Test Method for Linear Thermal Expansion of Solid Materials by Thermomechanical Analysis*
- ASTM D696 *Standard Test Method for Coefficient of Linear Thermal Expansion of Plastics Between -30°C and 30°C with a Vitreous Silica Dilatometer*
- ASTM D3386 *Standard Test Method for Coefficient of Linear Thermal Expansion of Electrical Insulating Materials* [zurückgezogen]

Die messtechnische Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten wird für Festkörper i.d.R. nach DIN 51045 oder ISO 11359 mit einem Dilatometer durchgeführt [229, 235]. In Datenblattangaben finden sich üblicherweise Werte nach der jüngeren Norm ISO 11359 [229], welcher dasselbe Messprinzip zugrunde liegt. Durch die dabei auftretenden Druckspannungen in den Prüfkörpern

lässt sich dieses Verfahren jedoch nicht auf Polymerfolien anwenden. Der folgenden [Abschnitt 5.2](#) geht auf hierfür geeignete Verfahren ein.

Für den Werkstoff SU-8 und damit auch für SUEX sind durch *Eicher* [164] und *Winterstein* [163] viele temperaturabhängige Materialdaten wie z.B. der Wärmeausdehnungskoeffizient und der Elastizitätsmodul bereits untersucht und in [Abb. 50](#) dargestellt. Während die thermomechanischen Materialdaten für SU-8 und SUEX damit hinreichend bekannt sind, wird für PEEK im weiteren Verlauf dieser Arbeit die Wärmeausdehnung und die temperaturabhängige Steifigkeit eigens messtechnisch bestimmt.

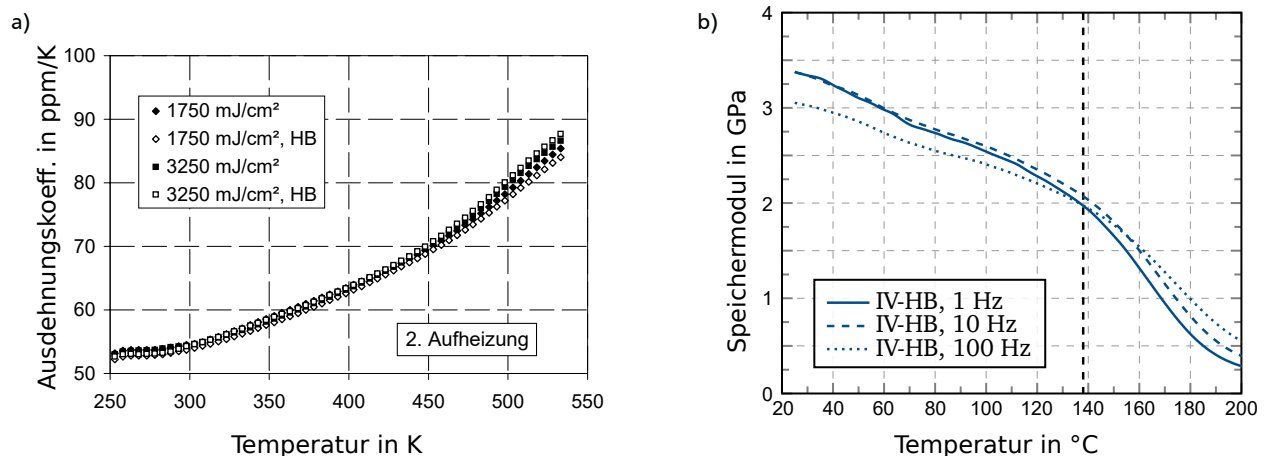


Abbildung 50: Thermomechanische Eigenschaften von SU-8, die in dieser Arbeit für SUEX herangezogen werden: a) Nichtlinearer thermischer Ausdehnungskoeffizient nach *Eicher* [164]; b) Temperaturabhängigkeit des Speichermoduls nach *Winterstein* [163]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

5.2 Charakterisierung mechanischer Materialeigenschaften für PEEK-Folien

PEEK ist ein teilkristalliner Kunststoff mit einer kristallinen und einer amorphen Phase. Die eigene Veröffentlichung [501] fasst zusammen, dass insbesondere für das Bulk-Material in der Literatur bereits verschiedene Daten zur temperaturabhängigen Wärmeausdehnung von PEEK vorliegen. Beispielsweise untersuchen *Choy et al.* PEEK anhand seiner orthorhombischen Einheitszelle und setzen die Wärmeausdehnung von PEEK in Bezug zu dessen Dichte und Kristallinität [236]. Für Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur ergeben sich in Abhängigkeit der Kristallinität Wärmeausdehnungskoeffizienten von 46 bis 52 ppm/K bei Raumtemperatur ($T_{ref} = 26,85^\circ\text{C}$) und von 59 bis 65 ppm/K bei $T = 127^\circ\text{C}$. *Lu et al.* messen den Wärmeausdehnungskoeffizienten für dünne PEEK-Platten mit einer Dicke von 1 mm [237], wobei sich die Ergebnisse erst für Temperaturen von über 80°C mit den Ergebnissen von *Choy et al.* decken. Darüber hinaus wird aufgezeigt, dass sich der Wärmeausdehnungskoeffizient von PEEK in der amorphen Phase mit 63 ± 8 ppm/K nur gering vom Wärmeausdehnungskoeffizient in der kristallinen Phase mit 60 ± 3 ppm/K unterscheidet. Erst oberhalb der Glasübergangstemperatur zeigt PEEK in der amorphen Phase deutlich höhere Wärmeausdehnungskoeffizienten als in der kristallinen Phase.

Datenblattwerte von kommerziellen PEEK-Folien hingegen weisen einen noch größeren Bereich des Wärmeausdehnungskoeffizienten im Bereich von 46...108 ppm/K aus. [Tabelle 13](#) fasst hierfür die Datenblattangaben kommerzieller PEEK-Folien zusammen. Die Datenblattangaben sind allerdings üblicherweise Durchschnittswerte, welche nicht für Spezifikationen herangezogen werden sollten. Insbesondere können die thermomechanischen Eigenschaften von PEEK durch

Tabelle 13: Datenblattangaben kommerzieller PEEK-Folien [501]

Hersteller	Produkt	CTE in ppm/K	E-Modul in GPa	Quelle
LITE LippTerler	LITE TK	46	3,2	[386]
Evonik Industries	VESTAKEEP 2000G	60 für 23...55°C	3,7	[387]
Müller Ahlhorn	Tecfilm TC 00600	47...108	3,7...4,0	[388]
Victrix	APTIVE 1000-050G	47 für $< T_g$	2,3	[389, 390]

die Herstellung chargenabhängig schwanken und durch die Prozessierung beeinflusst werden, wie z.B. bei der Vorbehandlung durch Tempern. In dieser Arbeit wird vorrangig die PEEK-Folie *LITE TK* von *Lipp Terler* eingesetzt, welche mit Dicken von 100...500 μm bezogen werden kann. Da über die untersuchte PEEK-Folie keine Daten zur Kristallinität vorliegen, wird im Folgenden die Wärmeausdehnung, die Glasübergangstemperatur und die temperaturabhängige Steifigkeit der PEEK-Folie analysiert und den Literaturwerten gegenübergestellt.

Temperaturabhängige Wärmeausdehnung

Zur messtechnischen Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten finden sich in der Literatur z.B. bei *Heng et al.* [238] für Folien nutzbare Verfahren, die eine kontaktlose Messung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten mittels optischer Abtastung mit Laserpulsen aufzeigen. *Poore* und *Kesterson* [239] zeigen eine Möglichkeit zur Messung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten mittels Dehnungsmessstreifen aus Konstantan auf. Im Rahmen dieser Arbeit werden die PEEK-Folien mit zwei unterschiedlichen Verfahren getestet, welche den Einsatz kommerzieller Prüfmaschinen erlauben und die Materialproben unter Zuglast charakterisieren. Am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt kommen dafür ein modifiziertes Rheometer *ARES* von *TA Instruments* und an der Westsächsischen Hochschule Zwickau, Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik, ein dynamisch-mechanischer Analysator *DMA 242C* von *NETZSCH Gerätebau* zum Einsatz [501]. *Abb. 51* zeigt die verwendeten Messsysteme.

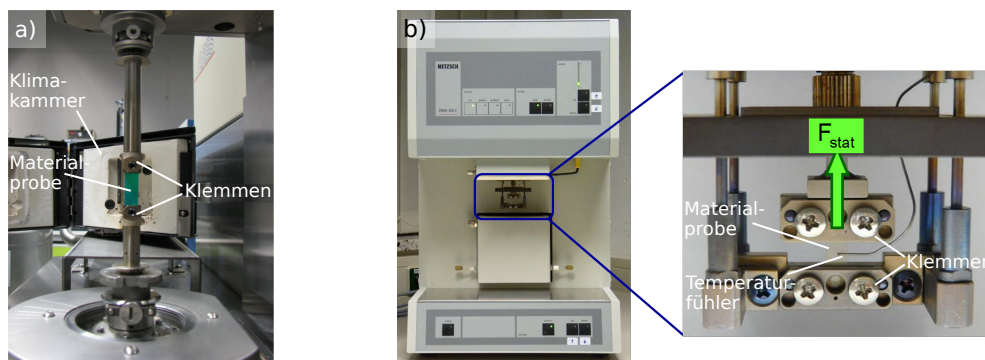


Abbildung 51: Messsysteme zur experimentellen Bestimmung der Wärmeausdehnung: a) Modifiziertes Rheometer *ARES* von *TA Instruments* am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt, bei dem die Axialkraft über eine externe Schaltung automatisiert nachgeregelt wird; b) Dynamisch-mechanischer Analysator *DMA 242C* von *NETZSCH Gerätebau* an der Westsächsischen Hochschule Zwickau, Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik. Abbildungen entnommen aus [501] und Beschriftungen ergänzt.

Für die Messung im *ARES* Rheometer werden Folienstreifen mit einer Länge l_0 von ca. 20 mm in die Einklemmvorrichtung eingespannt. Mit zwei aufeinanderfolgenden Temperaturrampen

von 20°C bis 250°C und einer Heizrate von 1 K/min gemäß dem in [Abb. 52 a](#) gezeigten Verlauf werden die Proben unter einer geregelten Axialkraft von -50...-150 mN charakterisiert. Die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Einklemmvorrichtung und die Gesamtnachgiebigkeit des Messtandes werden zuvor durch Kalibriermessungen kompensiert [501]. Zur Auswertung werden ausschließlich die Messdaten der zweiten Temperaturrampe verwendet, da sich während der ersten Temperaturrampe Materialspannungen der PEEK-Folie freisetzen. Neben der thermischen Ausdehnung zeigt sich mit dem Schrumpfen der Folie um ca. 0,9 mm eine deutliche plastische Verformung, siehe [Abb. 52 b](#). Erst nach Überschreiten der Glasübergangstemperatur von ca. 150°C relaxiert das Folienmaterial und zeigt eine ausschließlich reversible thermische Dehnung im Messverlauf. Die ausgewertete Längenmessungen der PEEK-Folie über der Temperatur in [Abb. 52 c](#) zeigt zwei Bereiche, die sich deutlich unterscheiden. *Lellinger* wertet den differentiellen thermischen Ausdehnungskoeffizient mittels zweier Fit-Funktionen nach [Gleichung 23](#) in zwei Temperaturbereichen von 50...130°C und von 170...220°C aus, wobei der Fitparameter α_{th} direkt den differentiellen Wärmeausdehnungskoeffizienten bildet [501]. Unterhalb der Glasübergangstemperatur ergibt sich damit ein differentieller Wärmeausdehnungskoeffizient von 42,9 ppm/K und oberhalb der Glasübergangstemperatur von 149,3 ppm/K.

$$l_{\text{Probe}}(T) = l_0 \cdot e^{\alpha_{th} \cdot T} \quad (23)$$

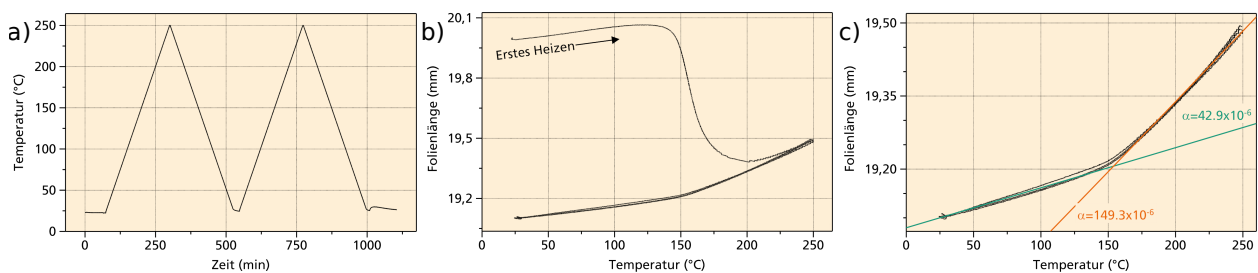


Abbildung 52: Bestimmung des Wärmeausdehnungskoeffizienten von PEEK mit einem ARES Rheometer am LBF: a) Temperaturprogramm ; b) Korrigierte Länge der Folie in Abhängigkeit der Temperatur mit deutlich sichtbarem Schrumpfen der Folie beim ersten Aufheizen; c) Auswertung der temperaturabhängigen Folienlänge mit zwei Exponentialfunktionen unterhalb und oberhalb der Glasübergangstemperatur. Abbildungen entnommen aus [501].

Mit dem dynamisch-mechanischen Analysator *DMA 242C* werden zur Untersuchung der Richtungsabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten PEEK-Streifenproben mit einer freien Einspannlänge von 5 mm in zwei orthogonalen Orientierungen (längs und quer) verwendet. Die ca. 300 μm dicken PEEK-Streifenproben werden dabei gleichfalls mit dem oben beschriebenen Lastregime beaufschlagt. Da mit dem Messsystem softwareseitig nur Messdaten einer einzelnen Aufheizkurve aufgezeichnet werden können, werden die PEEK-Proben thermomechanisch vorbehandelt, um durch den Herstellungsprozess eingebrachte Materialspannungen vor der Messung zu verringern. Die PEEK-Folien werden dazu mit einer Aufheizrate von 40 K/h auf einer Hotplate auf eine Warmlagerungstemperatur von 220°C erhitzt und durch ein aufgelegtes Messinggewicht in Form gehalten. Nach einer Warmlagerungsdauer von 4 bzw. 8 h werden die Folien mit einer Abkühlrate von 10 K/h auf Raumtemperatur abgekühlt. Auch hier wird die Verformung der relevanten Systemkomponenten über eine Kalibriermessungen kompensiert [501].

Zur Vergleichbarkeit mit Literaturdaten von PEEK werten *Vogel* und *Feige* die Messdaten hinsichtlich des technischen Wärmeausdehnungskoeffizienten nach DIN ISO 11359 [229] aus [501]. Der temperaturabhängige Verlauf des Ausdehnungskoeffizienten α_{PEEK} berechnet sich dann aus [Gleichung 24](#), wobei $T_0 = 30^\circ\text{C}$ als Referenztemperatur gewählt wird und die korrigierte Probenverlängerung beschreibt. [Abb. 53](#) zeigt, dass die Ergebnisse der Wärmeausdehnungskoeffizienten

für die mittels TMA analysierten PEEK-Proben bei den erkundenden Untersuchungen in einem überschaubaren Streuband liegen, welches für Polymere typisch ist. Für Temperaturen bis ca. 100°C ist der thermische Ausdehnungskoeffizient α_{PEEK} mit 41 bis 48 ppm/K nahezu konstant und steigt dann bis auf max. 60 ppm/K bei 125°C an. Durch die Streuung der Messergebnisse ist an den getemperten Proben keine signifikante Richtungsabhängigkeit und kein Einfluss durch die unterschiedliche Warmhaltedauer auf den Wärmeausdehnungskoeffizienten zu erkennen [501].

$$\alpha_{th} = \frac{l_{\text{Probe}} - l_0}{(T - T_0) \cdot l_0} = \frac{\Delta l_{\text{Probe}}}{\Delta T \cdot l_0} \quad (24)$$

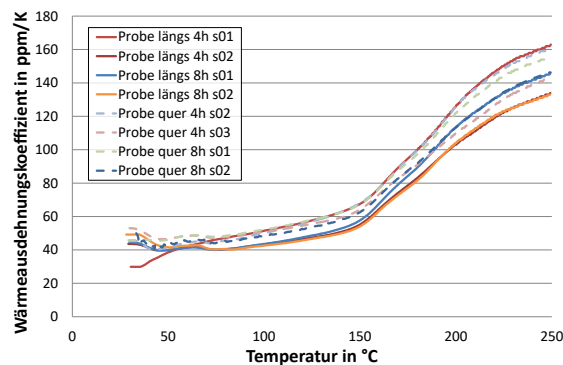


Abbildung 53: Messungen des technischen Wärmeausdehnungskoeffizienten an PEEK-Proben mit unterschiedlicher Warmhaltedauer und orthogonaler Orientierung mit einem dynamisch-mechanischen Analysator DMA 242C. Abbildung entnommen aus [501].

Zum Vergleich der gewonnenen Messdaten mit Literaturwerten werden die mit dem Rheometer erzeugten Messdaten ebenfalls hinsichtlich des technischen Wärmeausdehnungskoeffizienten nach Gleichung 24 ausgewertet. Seitens der Messungen mit dem dynamisch-mechanischen Analysator bildet die Messkurve der Probe 'längs 8h s01' einen guten durchschnittlichen Kurvenverlauf durch die gewonnenen Messdaten. Die Gegenüberstellung in Abb. 54 zeigt im relevanten Temperaturbereich unterhalb von 125°C eine gute Übereinstimmung der beiden durchgeführten Messmethoden untereinander und zum Datenblattwert auf. Weiterhin lässt sich oberhalb der Glasübergangstemperatur von ca. 150°C eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse vom dynamisch-mechanischen Analysator mit den Ergebnissen von Lu et al. [237] erkennen [501]. Der Wärmeausdehnungskoeffizient lässt sich folglich aus beiden Messgeräten bestimmen und liegt für Temperaturen bis ca. 100°C nahezu konstant im Bereich von 41...48 ppm/K und steigt erst bei 125°C auf max. 60 ppm/K an.

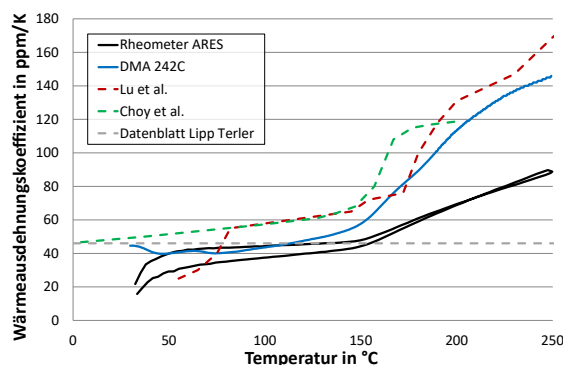


Abbildung 54: Vergleich der gemessenen Wärmeausdehnungskoeffizienten von PEEK mit Literaturdaten von Lu et al. [237] und Choy et al. [236]. Abbildung entnommen aus [501].

Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl

Für die eingesetzte PEEK-Folie *LITE TK* gibt der Hersteller ein Elastizitätsmodul von 3,2 GPa an [386]. Für die Querkontraktionszahl des Materials findet sich allerdings keine Angabe. An der Westsächsischen Hochschule Zwickau, Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik, wird daher für PEEK das Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl in einem Mikro-Zugversuch bestimmt. Zum Einsatz kommt dabei das von *Vogel et al.* entwickelte und in [Abb. 55](#) gezeigte Luftlager-basierte optische Messsystem [240, 241]. Unter einer sehr geringen Vorlast von nur 0,2 N und einer Belastungsgeschwindigkeit von 2 $\mu\text{m/s}$ wird die ca. 300 μm dicke Materialprobe kontinuierlich bis zur gewählten Zugkraft von 12 N belastet. Ausgehend vom Referenzbild bei 0 N werden in Schritten von 0,1 N die Dehnungen über das Verfahren Digital Image Correlation (DIC) bestimmt [501].

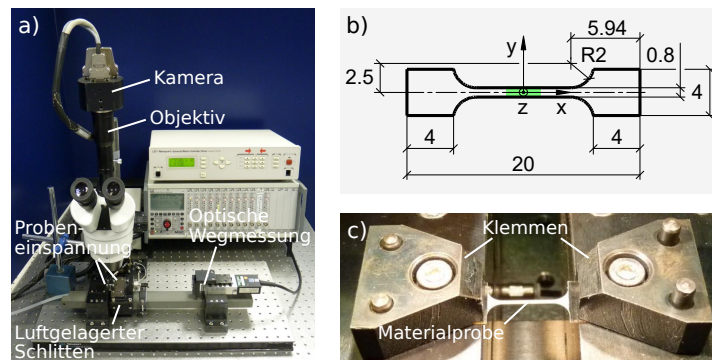


Abbildung 55: Experimenteller Aufbau zur Bestimmung der Querkontraktionszahl: a) Entwickeltes Mikromesssystem der Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik der Westsächsischen Hochschule Zwickau; b) Verwendete Probengeometrie mit gekennzeichnetem Messbereich; c) Probeneinspannung. Abbildungen entnommen aus [501] und Beschriftungen ergänzt.

[Abb. 56 a](#) zeigt die gemessenen Dehnungsverläufe der Probe in Lastrichtung ϵ_x und Querrichtung ϵ_y . Aus dem linearen Dehnungsverlauf bis 6 N bestimmen *Vogel* und *Feige* aus der Zugkraft F und dem Probenquerschnitt A das in [Abb. 56 b](#) dargestellte Elastizitätsmodul E^{DIC} nach

$$E^{DIC} = \frac{\sigma}{\epsilon_x} = \frac{F}{A \cdot \epsilon_x} \quad (25)$$

$$\nu^{DIC} = -\frac{\epsilon_y}{\epsilon_x} \quad (26)$$

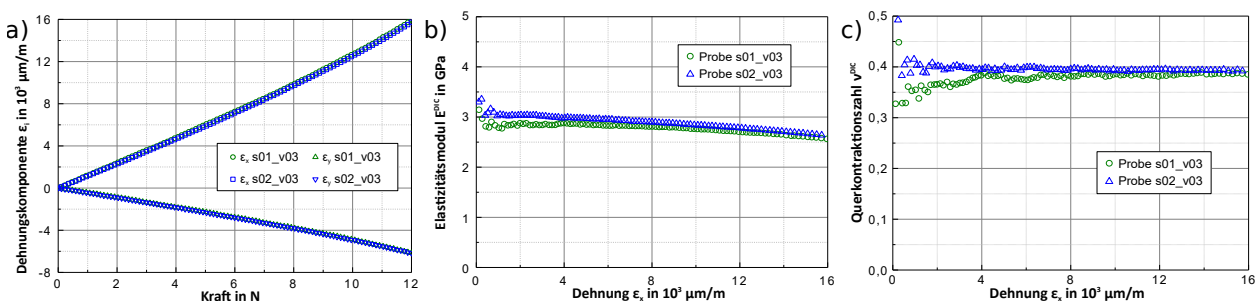


Abbildung 56: Messergebnisse mit dem Mikromesssystem der Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik der Westsächsischen Hochschule Zwickau: a) Richtungsabhängige Dehnungskomponenten bei Zugbeanspruchung der Proben; b) Über die Probendehnung errechnetes Elastizitätsmodul; c) Verlauf der Querkontraktionszahl im Messbereich. Abbildungen entnommen aus [501].

Gleichung 25. Für kleine Dehnungen liegt das Elastizitätsmodul im Bereich von 2,8...3,0 GPa und liegt damit nahe an den Ergebnissen für den Speichermodul in den DMA-Messungen vom LBF [501]. Die Querkontraktionszahl ν^{DIC} wird nach **Gleichung 26** aus dem Verhältnis der beiden richtungsabhängigen Probendehnungen berechnet und kann typischerweise erst bei hohen Dehnungen präzise ermittelt werden [501]. Aus dem Verlauf der Querkontraktionszahl in **Abb. 56 c** kann für PEEK ab Dehnungen von etwa $4 \cdot 10^3 \mu\text{m}/\text{m}$ eine mittlere Querkontraktionszahl von $0,38 \pm 0,01$ bestimmt werden.

Für SU-8 verwendet *Eicher* [164] eine Querkontraktionszahl von 0,22, die in dieser Arbeit auch für SUEX herangezogen wird.

Temperaturabhängige Steifigkeit

Zusätzlich zu den Untersuchungen bei Raumtemperatur wird für PEEK-Folien der temperaturabhängige Verlauf der Steifigkeit bestimmt. Zum Einsatz kommen am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt und an der Westsächsischen Hochschule Zwickau, Abteilung Experimentelle Festkörper- und Mikromechanik, die beiden genannten Messsysteme aus **Abb. 51**, wobei die Materialproben einer dynamischen mechanischen Last ausgesetzt werden.

Mit dem *ARES* Rheometer beaufschlagt *Lellinger* die Proben dabei mit einer statischen Vorspannung und einer dynamischen Kraft mit einer Frequenz von 1 Hz [501]. Um den Einfluss der herstellungsbedingten Materialspannungen auf das Messergebnis aufzuzeigen, werden sowohl Proben mit als auch ohne Temperaturvorbehandlung charakterisiert. Zusätzlich werden Proben mit unterschiedlichen Orientierungen zur Herstellungsrichtung der Folie untersucht. Der Temperaturbereich von 0...250°C wird mit einer Heizrate von 1 K/min durchfahren. Aufgezeichnet werden dabei das temperaturabhängige Speichermodul E' sowie auch das Verlustmodul E'' als Imaginärteil des komplexen Elastizitätsmoduls E^* nach **Gleichung 27** sowie der Verlustfaktor $\tan \delta$ des komplexen Elastizitätsmoduls nach **Gleichung 28**. Die Messergebnisse in **Abb. 57 a** zeigen den Verlauf des Speichermoduls mit einem charakteristischen Knick im Bereich der Glasübergangstemperatur. Im Temperaturbereich unterhalb der Glasübergangstemperatur lässt sich ein nahezu linearer Steifigkeitsverlust beobachten. Der Vergleich der Messkurven untereinander zeigt für die getemperten Proben ein geringfügig höheres Elastizitätsmodul, jedoch besitzt die thermische Vorbehandlung der Proben nur einen sehr geringen Einfluss auf das Speichermodul. Erkennbar ist aber eine Richtungsabhängigkeit, wobei Proben in Längsrichtung (Herstellungsrichtung der Folie) eine um ca. 400 MPa höhere Steifigkeit aufweisen als in Querrichtung [501]. Die beobachtbare

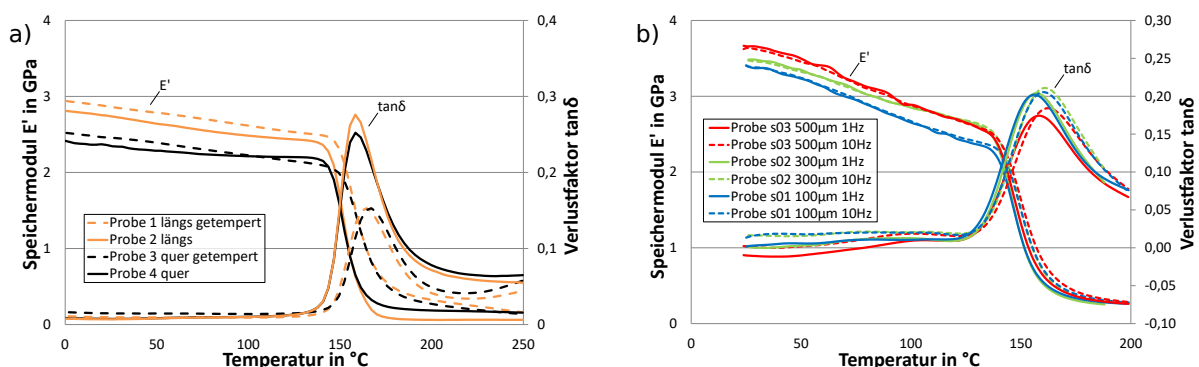


Abbildung 57: Messungen der temperaturabhängigen Steifigkeit an PEEK-Proben: a) mit einem *ARES* Rheometer; b) mit einem dynamisch-mechanischen Analysator *DMA 242C* in Abhängigkeit der Messfrequenz. Abbildungen entnommen aus [501].

Anisotropie lässt sich durch die bei der Folienherstellung eingebrachten Zugkräfte erklären, die in der Folie eine Vorzugsrichtung für die Orientierung der Polymerketten begünstigen.

$$E^* = E' + j \cdot E'' \quad (27)$$

$$\tan \delta = \frac{E''}{E'} \quad (28)$$

Vogel und Feige untersuchen mit dem dynamisch-mechanischen Analysator *DMA 242C* PEEK-Proben in den Dicken 100 µm, 300 µm und 500 µm und Abmessungen von 24x5 mm². Um den Einfluss der Belastungsfrequenz der dynamischen Kraft von 1 N zu analysieren, werden die Proben bei Frequenzen von 1 Hz und 10 Hz untersucht. Aufgezeichnet werden auch hier das temperaturabhängige Speichermodul sowie der Verlustfaktor $\tan \delta$ des komplexen Elastizitätsmoduls. Auch in den Messdaten in [Abb. 57 b](#) lässt sich im Temperaturbereich unterhalb der Glasübergangstemperatur eine nahezu lineare Abnahme der Steifigkeit beobachten. Der Vergleich zeigt zudem, dass die Messfrequenz keinen signifikanten Einfluss auf das temperaturabhängige Speichermodul und die Glasübergangstemperatur besitzt [501]. Einen höheren Einfluss auf das Elastizitätsmodul besitzt allerdings die Foliendicke, wobei dickere Folien ein um ca. 300 MPa größeres Elastizitätsmodul aufweisen. Die Unterschiede in den Messwerten legen eine Chargenabhängigkeit der Materialparameter nahe.

Zum Vergleich der aufgezeichneten Messdaten mit Literaturdaten werden in [Abb. 58](#) stellvertretend für die beiden durchgeführten Messverfahren jeweils eine typische Messkurve ausgewählt. Der Vergleich zu den Daten für -50...150°C von *Rae et al.* [242] zeigt, dass die untersuchte PEEK-Folie eine deutlich geringere temperaturabhängige Steifigkeit aufweist als das Bulk-Material. Die Messungen mit dem *ARES* Rheometer liefern deutlich niedrigere Messwerte für Raumtemperatur als die Messungen mit dem dynamisch-mechanischen Analysator *DMA 242C*. Der Vergleich der Messdaten unterliegt allerdings durch den zeitlichen Abstand der Experimente von ca. 2 Jahren einer chargenabhängigen Ungenauigkeit. Mit Elastizitätsmodulen bei Raumtemperatur von 2,7 GPa (*ARES*) und 3,5 GPa (*DMA 242C*) weisen beide Messverfahren eine große Abweichung zu dem Datenblattwert von 3,2 GPa auf. Da die Messwerte aus dem dynamisch-mechanischen Analysator im Bereich unterhalb der Glasübergangstemperatur näher an den Literaturwerten liegen, erscheinen diese Messdaten plausibler und werden im Entwurfsprozess dieser Arbeit in eine *Ansys*-Materialdatenbank implementiert.

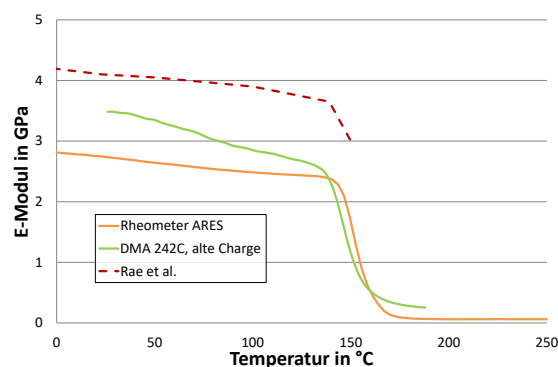


Abbildung 58: Vergleich der gemessenen Elastizitätsmodule von PEEK mit Literaturdaten von *Rae et al.* [242]. Die Messdaten des dynamisch-mechanischen Analysators werden im Entwurfsprozess dieser Arbeit in eine *Ansys*-Materialdatenbank übertragen. Abbildung entnommen aus [501].

Aus den gewonnenen Messdaten beider Verfahren wird auch die Glasübergangstemperatur für PEEK bestimmt und im folgenden Abschnitt diskutiert.

5.3 Thermisch relevante Materialparameter

Die für eine hohe Auslenkung und Kraft entscheidende Materialeigenschaft ist bedingt durch das Funktionsprinzip elektrothermischer Aktoren die maximale Betriebstemperatur. Da die Temperaturverteilung elektrothermischer Aktoren durch die drei Wärmetransportmechanismen Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung bestimmt wird, sind zudem auch die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität der eingesetzten Materialien und deren Temperaturabhängigkeit von Interesse. Im Folgenden werden die relevanten Eigenschaften für die in dieser Arbeit eingesetzten Materialien SUEX und PEEK diskutiert sowie für die metallischen Heizelemente aus Konstantan, Aluminium und Kupfer.

Glasübergangstemperatur und maximale Betriebstemperatur

Für den Betrieb elektrothermischer Aktoren lässt sich aus der Glasübergangstemperatur eine obere Temperaturgrenze definieren, womit eine starke plastische Verformung bei thermomechanischer Beanspruchung im Betrieb verhindert wird. Für photolithographisch strukturierbare Dickschicht-Polymere finden sich in Datenblättern Angaben für Glasübergangstemperatur von 173°C für SUEX [391, 243] und 210°C für SU-8 [392]. Diese sind allerdings stark abhängig von der vorhergehenden Prozessierung. *Winterstein* zeigt für elektrothermische Aktoren aus SU-8, dass ein ausreichender Abstand zu dieser oberen Grenze einen starken Einfluss auf die durchführbaren Aktorzyklen und damit auf die Lebensdauer besitzt. *Winterstein* ermittelt für SU-8 eine Glasübergangstemperatur von ca. 150°C und definiert anhand von Lebensdauertests für den Dauerbetrieb eine Maximaltemperatur von 120°C [163]. Aufgrund der Ähnlichkeit der Dickschicht-Polymere SU-8 und SUEX können diese Grenzen auch für SUEX herangezogen werden.

Für die Glasübergangstemperatur von PEEK finden sich eine Vielzahl an Literaturangaben. *Lu et al.* bestimmen die Glasübergangstemperatur für 1 mm dicke PEEK-Platten mit $T_g = 170^\circ\text{C}$ [237], wohingegen *Rae et al.* die Glasübergangstemperatur für Bulk-Material bei $T_g = 143^\circ\text{C}$ findet [242]. *Blundell* untersucht das Erweichungsverhalten von PEEK-Proben und zeigt, dass die Schmelztemperatur abhängig vom Kristallisationsgrad ist [244, 245]. Eine Abhängigkeit der Glasübergangstemperatur vom Kristallisationsgrad liegt damit ebenfalls nahe. *Choy et al.* gibt für die orthorhombischen Einheitszelle von PEEK die Glasübergangstemperatur mit $T_g = 147^\circ\text{C}$ an [236].

Die in [Abschnitt 5.2](#) diskutierten Messungen mit einem *ARES* Rheometer und dynamisch-mechanischem Analysator *DMA 242C* erlauben die Bestimmung der Glasübergangstemperatur durch drei Methoden [501]. Nach Methode 1 lässt sich aus den Messkurven zur Wärmeausdehnung im Zugversuch in [Abb. 52](#) der charakteristische Knickpunkt des Wärmeausdehnungskoeffizienten bei ca. 150°C bestimmen. Methode 2 sieht vor, die Glasübergangstemperatur aus den Messkurven zur temperaturabhängigen Steifigkeit im Schwingversuch über das Maximum des Verlustfaktors $\tan \delta$ nach [Gleichung 28](#) zu bestimmen. Die Glasübergangstemperatur aus den Messdaten mit einem Rheometer in [Abb. 57 a](#) liegt damit im Bereich 158...167°C. Für die Messdaten des dynamisch-mechanischen Analysators in [Abb. 57 b](#) ergeben sich analog Glasübergangstemperaturen von 157...163°C. Eine für die Polymeraktorik zielführendere Bestimmung der Glasübergangstemperatur nach Methode 3 lässt sich durch den Onset (Schnittpunkt der linear angeäherten Kurvenabschnitte) des gemessenen Speichermoduls durchführen, wodurch sich etwas niedrigere Glasübergangstemperaturen ergeben, die bereits den Anfang des Erweichungsbereichs beschreiben. Für die Messdaten mit einem Rheometer in [Abb. 57 a](#) liegen die Glasübergangstemperaturen damit im Bereich 140...155°C. Analog hierzu ergeben die Messdaten des dynamisch-mechanischen Analysators in [Abb. 57 b](#) Glasübergangstemperaturen im Bereich 137...141°C [501]. Die nach Methode 3 bestimmten Glasübergangstemperaturen im Bereich 137...155°C aus den

Messungen dieser Arbeit decken sich mit der im Datenblatt der PEEK-Folie angegebenen Glasübergangstemperatur von 143°C [393] und den Literaturangaben von *Rae et al.* mit 143°C [242] und *Choy et al.* mit 147°C [236].

Um im Betrieb einen ausreichenden Abstand von der Glasübergangstemperatur einzuhalten, wird in dieser Arbeit eine maximale Betriebstemperatur von ca. 125°C für elektrothermische Aktoren aus PEEK definiert. Die Maximaltemperatur ist damit geringfügig höher als die von *Winterstein* festgelegte Maximaltemperatur von 120°C bei SU-8 [163]. Für Aktoren aus SUEX wird in dieser Arbeit ebenfalls eine ggf. leicht erhöhte Maximaltemperatur von 125°C herangezogen, um die Vergleichbarkeit zu Aktoren aus PEEK zu vereinfachen.

Wärmeleitfähigkeit

Wärmeleitung findet immer dann statt, wenn innerhalb eines Stoffes ein Temperaturgradient auftritt. Der Wärmestrom \dot{Q}_{Leit} in einem homogenen Körper ist dabei nach [Gleichung 29](#) abhängig von der Temperaturdifferenz ΔT und dem Wärmewiderstand R_{th} , der sich aus der Wärmeleitfähigkeit λ_{th} , der Länge l und der Querschnittsfläche A ergibt.

$$\dot{Q}_{\text{Leit}} = \frac{\Delta T}{R_{\text{th}}} = \Delta T \cdot \frac{\lambda \cdot A}{l} \quad (29)$$

Für SUEX ist die Wärmeleitfähigkeit nicht bekannt, nach Angaben des Herstellers *DJMicroLaminates* kann zur Modellierung aber die Wärmeleitfähigkeit des ähnlichen, epoxidharzbasierten Photoresists SU-8 von $\lambda_{\text{SU-8}} = 0,3 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ [392] verwendet werden. Die Wärmeleitfähigkeit liegt damit etwas höher als bei üblichen Epoxidharzen [246].

Die Wärmeleitfähigkeit von PEEK wird von *Choy et al.* anhand der orthorombischen Einheitszelle und in Abhängigkeit der Kristallorientierung untersucht [247]. Für PEEK-Proben mit einer Kristallinität von 30% bestimmt *Choy* dabei mittels Laser Flash Analyse (LFA) eine thermische Leitfähigkeit von $0,259 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ bei Raumtemperatur ($T_{\text{ref}} = 21,85^\circ\text{C}$). *Rivière et al.* stellen mittels einer modulierten dynamischen Differenzkalorimetrie an ungefüllten PEEK-Proben fest, dass die Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich von 17...47°C nahezu konstant bei $0,26...0,27 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ bleibt [248]. *Sombatsompop und Wood* messen die Wärmeleitfähigkeit an ungefüllten PEEK-Proben mittels eines eigens entwickelten Thermostaten (Lee's disc apparatus) im Temperaturbereich von 60...400°C und bestimmen unterhalb der Glasübergangstemperatur eine ebenfalls nahezu konstante Wärmeleitfähigkeit von $0,21...0,23 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ [249]. Für den relevanten Temperaturbereich bis 125°C kann in dieser Arbeit daher die Wärmeleitfähigkeit von PEEK mit einem konstanten Wert von $\lambda_{\text{PEEK}} = 0,25 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ modelliert werden, der sich auch in einer Vielzahl von Literaturangaben findet [394, 250].

Die Wärmeleitfähigkeit des Heizelementes auf einem elektrothermischen Aktor kann die effektive Wärmeleitfähigkeit der Balkenstrukturen in Längsrichtung leicht erhöhen. Für den in [Abb. 59](#) dargestellten Referenzaktor kann die effektive Wärmeleitfähigkeit über das Verhältnis der Querschnittsflächen und die Wärmeleitfähigkeit der Materialien abgeschätzt werden. Mit der Wärmeleitfähigkeit von Aluminium mit $\lambda_{\text{Al}} = 237 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ [251] und dem oben genannten Wert für PEEK ergibt sich nach [Gleichung 30](#) eine effektive Wärmeleitfähigkeit des Verbundes von $\lambda_{\text{längs,eff}} = 0,31 \text{ W/K}\cdot\text{m}$, welche geringfügig über der Wärmeleitfähigkeit des reinen Verformungskörpers liegt.

Die analoge Abschätzung des effektiven Elastizitätsmoduls für den Verbund in Längsrichtung nach [Gleichung 31](#) ergibt mit einem Elastizitätsmodul von PEEK mit $E_{\text{PEEK}} = 3,5 \text{ GPa}$ und von Aluminium mit $E_{\text{Al}} = 70,2 \text{ GPa}$ [251] einen effektiven Elastizitätsmodul von $E_{\text{längs,eff}} = 3,52 \text{ GPa}$. Da der effektive Elastizitätsmodul kaum von dem des reinen Verformungskörpers abweicht, können

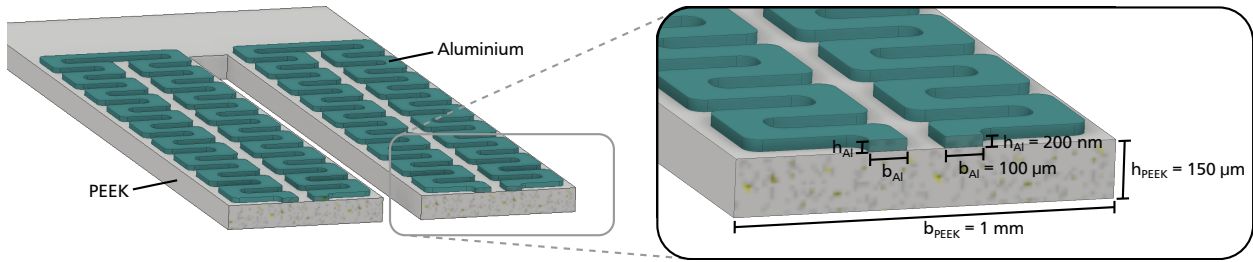


Abbildung 59: Querschnitt durch einen elektrothermischen Referenzaktor zur Veranschaulichung des Materialverbundes aus einem Verformungskörper aus PEEK und Dünnsfilm-Heizelementen aus Aluminium.

die Materialeigenschaften der metallischen Heizelemente i.d.R. bei der mechanischen Simulation vernachlässigt werden.

$$\lambda_{\text{längs,eff}} = \frac{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot A_{\text{PEEK}} + \lambda_{\text{Al}} \cdot A_{\text{Al}}}{A_{\text{PEEK}} + A_{\text{Al}}} \quad (30)$$

$$E_{\text{längs,eff}} = \frac{E_{\text{PEEK}} \cdot A_{\text{PEEK}} + E_{\text{Al}} \cdot A_{\text{Al}}}{A_{\text{PEEK}} + A_{\text{Al}}} \quad (31)$$

Darüber hinaus fließt auch über die angrenzenden Luftmassen ein Wärmestrom von der erhitzten Balkenstruktur in die Umgebung und hin zu kalten Aktorstrukturen. Nach *Winterstein* kann die Wärmeleitung von Luft mit dem von *Kadoya* ermittelten Wert von $\lambda_{\text{Luft}} = 0,0262 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ [252] berücksichtigt werden.

Spezifische Wärmekapazität

Für die spezifische Wärmekapazität von SU-8 und SUEX sind in der Literatur kaum Angaben zu finden. *Eicher* [164] gibt die Wärmekapazität von SU-8 mit einem durchschnittlichen Wert von $1500 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ an. *Voicu et al.* [253] nennen für ihre FEM-Untersuchungen von elektrothermischen Mikrogreifern einen ähnlichen Wert von $1675 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$, der in dieser Arbeit auch für SUEX herangezogen wird.

Für die spezifische Wärmekapazität von PEEK finden sich in der Literatur eine Vielzahl unterschiedlicher Angaben. In Tabellenwerken ist die Wärmekapazität teilweise mit sehr niedrigen Werten von nur $320 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ angegeben [394]. Im Vergleich dazu finden sich für den Temperaturbereich bis 143°C auch wesentlich höhere Angaben von 1100 bis $1500 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ [250]. *Blundell et al.* zeigen, dass die Wärmekapazität bis zu einer Temperatur von 150°C annähernd linear ansteigt [245]. Die angegebenen Daten lassen sich mittels linearer Regression annähern und durch den linearen Zusammenhang in [Gleichung 32](#) beschreiben.

$$c_{\text{PEEK}} = 770 \text{ J/kg}\cdot\text{K} + (T - 22^\circ\text{C}) \cdot 7,29 \text{ J/kg}\cdot\text{K}^2 \quad \text{basierend auf Blundell et al.} \quad (32)$$

Auch *Chen et al.* bestimmen die Wärmekapazität von PEEK und zeigen, dass die Wärmekapazität im Temperaturbereich von ca. $27\text{...}127^\circ\text{C}$ nahezu linear ansteigt [254]. [Abb. 60](#) zeigt den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmekapazität. Wird dieser lineare Zusammenhang bis auf eine nur geringfügig niedrigere Raumtemperatur von $T_0 = 22^\circ\text{C}$ extrapoliert, ergibt sich mit einer mittleren molaren Masse von $288,3 \text{ g/mol}$ im Temperaturbereich von T_0 bis 127°C der lineare Zusammenhang nach [Gleichung 33](#). Dies deckt sich mit Angaben des Granulatherstellers Victrex, dass die Wärmekapazität der untersuchten Folie ca. $1000 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ bei Raumtemperatur und ca. $2000 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ bei Schmelztemperatur beträgt. Die Ergebnisse von *Chen et al.* liegen zudem näher

an den Angaben des Granulatherstellers als die Ergebnisse von *Blundell et al.*. In den FEM-Analysen dieser Arbeit wird daher ein linearer Anstieg der Wärmekapazität nach [Gleichung 33](#) in die Materialeigenschaften implementiert.

$$c_{\text{PEEK}} = 1024 \text{ J/kg}\cdot\text{K} + (T - 22^\circ\text{C}) \cdot 3,47 \text{ J/kg}\cdot\text{K}^2 \quad \text{basierend auf } \textit{Chen et al.} \quad (33)$$

Die metallischen Heizelemente weisen z.B. für Aluminium eine spezifische Wärmekapazität von $c_{\text{Al}} = 897 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ [255] auf. Aufgrund des geringen Volumens kann die Wärmekapazität der Heizelemente jedoch i.d.R. vernachlässigt werden. Die wirksame Wärmekapazität lässt sich daher nach [Gleichung 34](#) nur unter der Berücksichtigung des aufgeheizten Volumens V_{erhitzt} und der Dichte von PEEK bestimmen. Für die von *Winterstein* und *Islam* [491, 256] verwendete und in [Abschnitt 5.2](#) untersuchte PEEK-Folie in dieser Arbeit liegt die Herstellerangabe bei $\rho_{\text{PEEK}} = 1300 \text{ kg/m}^3$ [386].

$$C_{\text{th}}(T) = c_{\text{th}}(T) \cdot \rho \cdot V_{\text{erhitzt}} \quad (34)$$

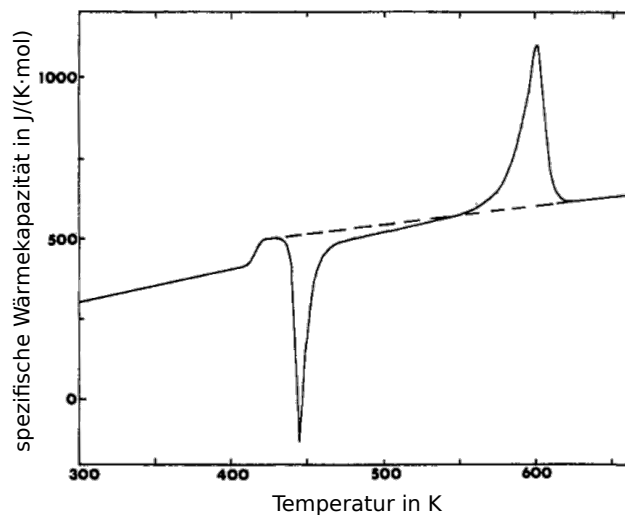


Abbildung 60: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität nach *Chen et al.* entnommen aus [254].

Elektrische Leitfähigkeit

Die elektrische Leitfähigkeit des Polymers hat einen untergeordneten Einfluss auf die Stromdichte in den Heizelementen und die Temperaturverteilung eines elektrothermischen Aktors, soll aber zur Vollständigkeit ebenfalls diskutiert werden. Der Literaturwert des spezifischen Widerstands von ρ_{PEEK} liegt bei $\approx 10^{14} \Omega\text{m}$ [394]. Zwar finden sich auch leicht abweichende Werte wie z.B. bei *Rivière*, der an ungefüllten PEEK-Proben eine Leitfähigkeit von $\sigma_{\text{PEEK}} = 2,9 \cdot 10^{-14} \text{ S/m}$ [248] misst, allerdings kann der polymere Verformungskörper im Rahmen der Modellierung als perfekter Isolator betrachtet werden.

Da im Rahmen dieser Arbeit Heizelemente aus Aluminium, Kupfer und Konstantan realisiert werden, werden im Folgenden die Materialkennwerte für diese Metalle diskutiert. Der Einfluss der elektrischen Leitfähigkeit des Heizelements auf die Temperaturverteilung ist allerdings ebenfalls sehr gering.

Für Aluminium findet sich in der Literatur ein spezifischer Widerstand bei Raumtemperatur von $\rho_{\text{elektr.,Al}} = 2,65 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ [255], für dünnere Schichten mit wenigen Hundert Nanometern Schichtdicke beobachten *Panta und Subedi* aber auch deutlich höhere Werte von

bis zu $83 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$. Für Kupfer findet sich in der Literatur ein spezifischer Widerstand bei Raumtemperatur von $\rho_{\text{elektr.,Cu}} = 1,678 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ [255]. Für dünnere Schichten beschreibt *Johnson* den Anstieg des spezifischen Widerstandes, exemplarisch lassen sich hier z.B. $ca. 4 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ bei 200 nm Schichtdicke ablesen [257]. Für Konstantan findet sich in der Literatur ein spezifischer Widerstand bei Raumtemperatur von $\rho_{\text{el.,Konstantan}} = 49 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ [255]. *Gierczak et al.* bestimmen für dünne Schichten aus Konstantan mit Dicken von einigen Mikrometern auch höhere spezifische Widerstände von $\rho_{\text{el.,Konstantan}} = 52...85 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$ [258]. Je nach Metall und Temperaturbereich ist es sinnvoll, in der Modellierung auch den Temperaturkoeffizienten des elektrischen Widerstandes zu berücksichtigen. *Gu et al.* benennen $\alpha_{\rho,\text{Konstantan}} = 0,04 \cdot 10^{-5} \text{K}^{-1}$ und $\alpha_{\rho,\text{Cu}} = 4,29 \cdot 10^{-3} \text{K}^{-1}$ [259]. *Johnson* bestimmt $\alpha_{\rho,\text{Cu}}$ hingegen mit einem leicht niedrigeren Wert von $3,4 \cdot 10^{-3} \text{K}^{-1}$ [257].

Da an den betrachteten Aktoren im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich Heizelemente aus homogenem Material und mit homogenem Querschnitt vorgesehen werden, wird im Entwurfsprozess dieser Arbeit ausschließlich der spezifische Widerstand des Bulk-Materials verwendet. Weiterhin ist für diese Arbeit vor allem die umgesetzte Leistung in den Heizelementen von Interesse, daher werden Abweichungen bei den resultierenden Heizwiderständen und den erwarteten Strömen und Spannungen an dieser Stelle vernachlässigt. Temperaturkoeffizienten des elektrischen Widerstandes müssen bei der Modellierung von Heizelementen aus Konstantan nicht berücksichtigt werden. Alle relevanten elektrischen Materialparameter der Heizelemente und der Temperaturkoeffizienten des elektrischen Widerstandes werden zudem im Rahmen der Materialrecherche in [Anhang C](#) zusammengefasst.

5.4 Optische Eigenschaften mit Einfluss auf die Temperaturverteilung

Wärmestrahlung tritt auf jeder Oberfläche eines Körpers mit einer Temperatur über 0 K auf, wobei der absolute Wärmestrom auf der Fläche von der Differenz zwischen absorbierte und abgegebener Strahlung bestimmt wird. Zur Modellierung der Temperaturverteilung müssen neben den Bulk-Materialeigenschaften daher auch die Eigenschaften des thermischen Übergangs an die umgebende Luft untersucht werden. Die in den Verformungskörper eingebrachte thermische Leistung entweicht dabei auch über Wärmestrahlung \dot{Q}_{rad} nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz aus [Gleichung 6](#) und ist neben der Temperatur auch vom Emissionsgrad ϵ der jeweiligen Oberfläche abhängig.

Der Emissionsgrad von Polymeren ist i.d.R. deutlich höher als für Metalle. Für den Kunststoff SU-8 liegt der Emissionsgrad nach *Kubenz et al.* i.d.R. bei 0,95 [260]. Der Emissionsgrad für Aluminium liegt nach Tabellenwerken für polierte Oberflächen im Bereich 0,04...0,10 und für oxidiertes Aluminium im Bereich 0,20...0,80 [261]. *Wen* und *Mudawar* zeigen in Untersuchungen an Proben aus der Aluminiumlegierung 7075, dass der Emissionsgrad bei Temperaturen von 327°C und 427°C abhängig von der Rauigkeit der Oberfläche ist [262]. Für extrudierte Proben ergeben sich mit 0,09...0,22 niedrigere Emissionsgrade als für angeraute Proben mit einem Emissionsgrad von 0,14...0,32. Auch für Kupfer finden sich in Tabellenwerken Emissionsgrade von 0,03...0,10 für polierte Oberflächen und von 0,75...0,85 für oxidiertes Kupfer [261]. Durch die relativ breit angegebenen Wertebereiche wird deutlich, dass der Emissionsgrad stark von der Oberflächenbeschaffenheit der verwendeten Polymerfolien abhängt. Im Folgenden werden die Emissionsgrade für die eingesetzten Materialien durch einfache Versuche näher bestimmt.

Emissionsgrad von PEEK-Folien

Chalmers et al. zeigen am Beispiel von Polyaryletherketonen (PAEK), dass die optischen Eigenschaften von teilkristallinen Kunststoffen im Infrarotbereich vom Kristallinitätsgrad des Kunststoffes abhängig ist [263]. Dieser Zusammenhang ist aufgrund der Ähnlichkeit der

Kunststoffe auch für PEEK naheliegend. Da der Kristallinitätsgrad der in dieser Arbeit verwendeten PEEK-Folie *LITE TK* nicht bekannt ist und die Folie herstellungsbedingt eine raue und eine glänzende Seite aufweist, werden im Folgenden die optischen Eigenschaften selbst bestimmt. Eine grobe Bestimmung der optischen Eigenschaften reicht dabei im Rahmen dieser Arbeit aus, da Strahlung bei polymeren elektrothermischen Aktoren nur einen kleinen Teil des Wärmeverlusts ausmacht. Grundsätzlich kann der Emissionsgrad mit zwei Methoden bestimmt werden.

Nach Methode A kann der Emissionsgrad direkt über eine Vergleichsmessung mit bekanntem Material und bekannter Temperatur bestimmt werden. Hierfür werden PEEK-Folien unterschiedlicher Dicke mit Gewichten beschwert und auf einer Hotplate homogen auf 120°C erhitzt. Die Oberflächentemperatur der Proben liegt dabei für Proben bis 0,5 mm Dicke nur um maximal 1°C unter der Hotplate-Temperatur, die mit einem PT100-Temperatursensor erfasst wird. Eine dünne Kupferplatte auf der Hotplate mit einem niedrigen Emissionsgrad von 0,029 minimiert die Wärmeemission der Hotplate. [Abb. 61 a](#) zeigt schematisch den verwendeten Versuchsaufbau, bei dem mittels einer Infrarotkamera vom Typ FLIR SC655 die Probentemperatur in Abhängigkeit des einstellbaren Emissionsgrades aufgezeichnet wird. Der Emissionsgrad wird anschließend über die Kamerasoftware FLIR ResearchIR Max nachjustiert, bis die Temperaturen aus dem optischen Messverfahren mit der Probentemperatur übereinstimmen [260, 264].

Nach Methode B kann der Absorptionsgrad α_ν , nach [Gleichung 35](#) aus dem Transmissionsgrad τ_ν und dem Reflexionsgrad ρ_ν einer Probe bestimmt werden und nach dem Kirchhoffschen Strahlungsgesetz [265] mit dem Emissionsgrad gleichgesetzt werden. Da der Reflexionsgrad bei Polymeren im Infrarotbereich tendenziell gering ist, kann durch Vernachlässigung des Reflexionsgrades mit [Gleichung 36](#) eine obere Grenze für den Emissionsgrad abgeschätzt werden. Der Transmissionsgrad der verwendeten PEEK-Folien wird bestimmt, indem diese nach [Abb. 61 b](#) zwischen einer Infrarotkamera und einer auf 120°C erhitzten Hotplate mit einem bekannten Emissionsgrad von 0,96 positioniert werden. Die Temperatur der Hotplate wird dabei mit einem PT100-Temperatursensor erfasst. Der Transmissionsgrad wird über die Kamerasoftware FLIR ResearchIR Max nachjustiert, bis die ermittelte Temperatur mit der Hotplate-Temperatur übereinstimmt. Da sich die PEEK-Proben während der Messung des Transmissionsgrades auf Raumtemperatur befinden und daher bereits Strahlungsenergie aussenden, misst die Infrarotkamera in dem Messaufbau nach [Abb. 61 b](#) systematisch eine zu hohe Temperatur, sodass die ermittelten Transmissionsgrade zu hoch ausfallen. Eine präzisere Messung des Transmissionsgrades ist z.B. durch eine Kühlung der PEEK-Proben möglich, wird aber im Rahmen dieser Arbeit nicht benötigt.

$$\epsilon_\nu = \alpha_\nu = 1 - \tau_\nu - \rho_\nu \quad (35)$$

$$\epsilon_{\nu, \max} \approx 1 - \tau_\nu \quad (36)$$

Die Ergebnisse nach Methode A in [Abb. 62 a](#) zeigen, dass der Emissionsgrad für PEEK bei Schichtdicken über 150 μm bei ca. 0,89 liegt. Für die glatte und die raue Seite der PEEK-Folie zeigen sich dabei keine signifikanten Unterschiede. Der abnehmende Emissionsgrad für niedrigere Schichtdicken kann mit dem Kirchhoffschen Strahlungsgesetz in [Gleichung 35](#) erklärt werden, da der Transmissionsgrad für sehr dünne Folien gegen $\tau_\nu \rightarrow 1$ tendieren muss. Durch die zunehmende Transparenz für Infrarotstrahlung bei dünnen PEEK-Folien sinkt nach [Gleichung 35](#) der Emissionsgrad, wobei sich der Emissionsgrad in Abhängigkeit des Transmissionsgrades τ_ν und des Reflexionsgrades ρ_ν bestimmen lässt. *Golzar et al.* zeigen auch am Beispiel von dünnen Filamenten aus PEEK, dass bei abnehmenden Durchmessern unter 150 μm der Emissionsgrad sinkt [266].

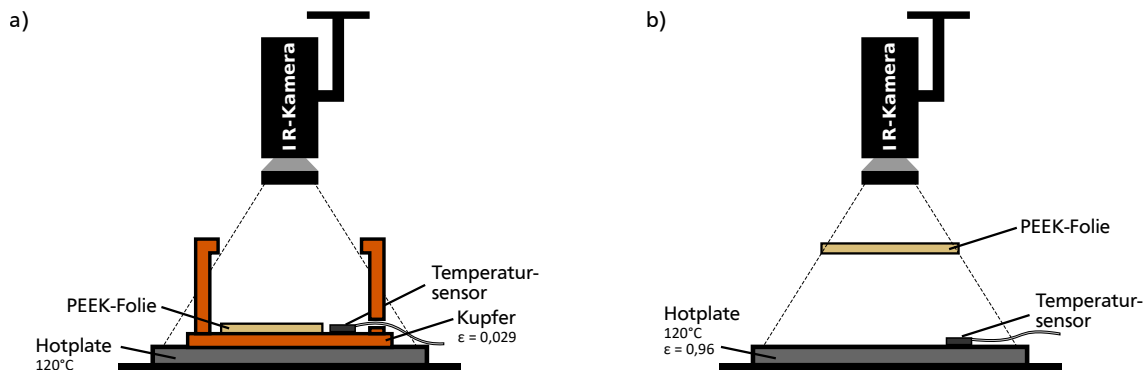


Abbildung 61: Bestimmung der optischen Eigenschaften von PEEK-Folien im Infrarotbereich: a) Messaufbau zur Bestimmung des Emissionsgrades; b) Messaufbau zur Bestimmung des Transmissionsgrades.

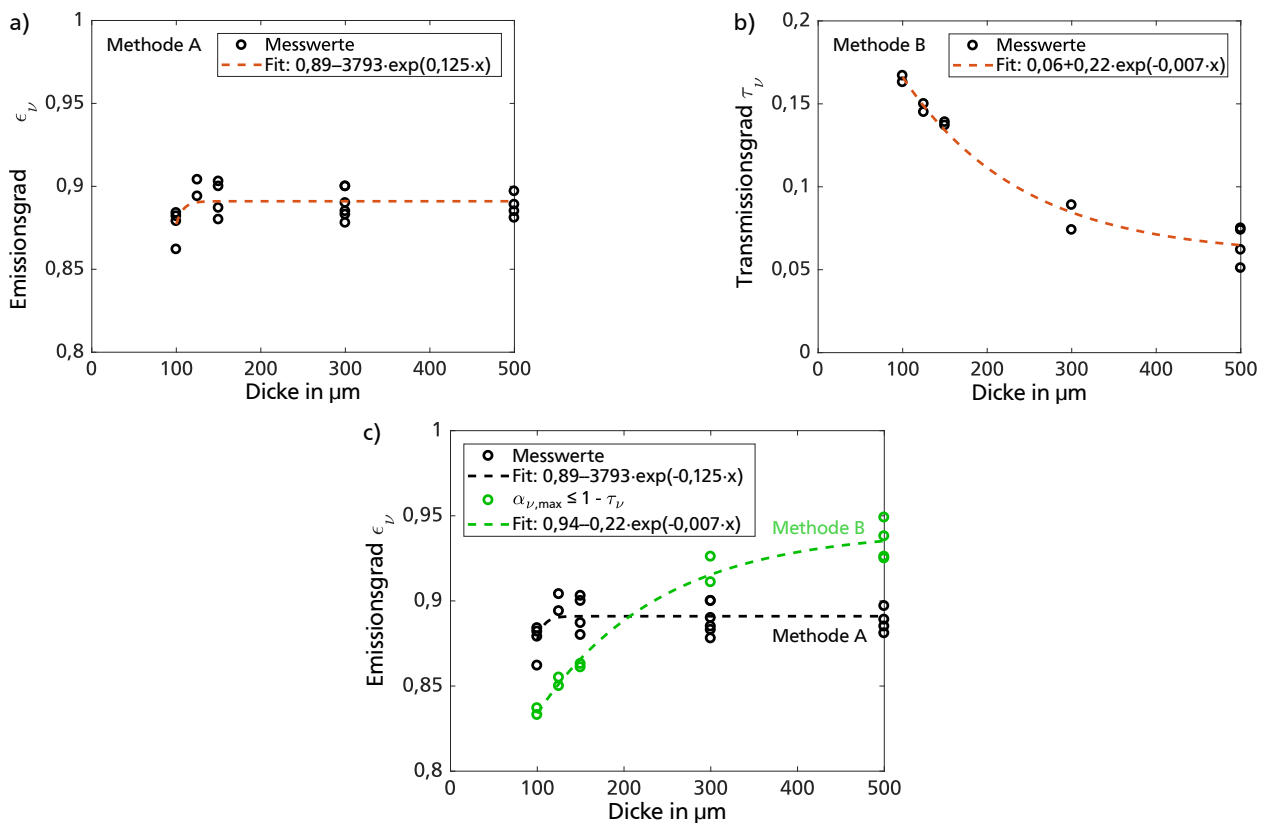


Abbildung 62: Optische Eigenschaften von PEEK im Infrarotbereich: a) Gemessener Emissionsgrad; b) Gemessener Transmissionsgrad; c) Gegenüberstellung der Ergebnisse für den Emissionsgrad nach Methode A und B.

Die Ergebnisse nach Methode B in [Abb. 62 b](#) zeigen, dass PEEK bei Schichtdicken über $150 \mu\text{m}$ einen Transmissionsgrad von unter 15% aufweist. Die PEEK-Folien können damit im Infrarotbereich als nahezu opak betrachtet werden. Dies ist vor allem für die spätere Charakterisierung der Aktoren von Relevanz, da dies die Messung der Temperaturverteilung an der Aktoroberfläche mit optischen Verfahren ermöglicht. Im Vergleich der beiden durchgeführten Methoden in [Abb. 62 c](#) zeigt Methode B allerdings systematische Abweichungen bei den bestimmten Emissionsgraden.

Emissionsgrad metallischer Heizelemente und polymerer Aktorstrukturen

Da der Emissionsgrad von dünnen metallischen Beschichtungen stark von der Oberflächenbeschaffenheit des darunter liegenden Substrats abhängen, werden im Folgenden mit der zuvor beschriebenen Methode A nach Abb. 61 die Emissionsgrade für die verwendeten Polymerfolien sowie deren metallischer Beschichtungen ermittelt. Proben aus PEEK und SUEX werden hierfür jeweils mit 200 nm Aluminium oder mit 200 nm Kupfer besputtert. Tabelle 14 zeigt die Ergebnisse der ermittelten Emissionsgrade bei einer Erwärmung auf 120°C. Die gemessenen Emissionsgrade unterscheiden sich dabei kaum je nach Rauigkeit der Folien. Für PEEK und SUEX liegen die Emissionsgrade im Bereich von 0,85...0,9 und liegen damit im typischen Bereich für Kunststoffe. Die metallischen Beschichtungen mit 200 nm Aluminium oder Kupfer senken den Emissionsgrad auf ca. 0,1. Da die Heizelemente nur eine geringe Fläche der elektrothermischen Aktoren bedecken, kann der Einfluss des lokal reduzierten Emissionsgrades auf die Temperaturverteilung vernachlässigt werden. Berücksichtigt werden muss der unterschiedliche Emissionsgrad allerdings bei der optischen Charakterisierung der Antriebe.

Tabelle 14: Ermittelte Emissionsgrade für PEEK (300 µm dick), SUEX (500 µm dick) und deren metallische Beschichtungen und in dieser Arbeit verwendete Durchschnittswerte.

Material	Beschichtung		
	ohne	200 nm Aluminium	200 nm Kupfer
PEEK, glatt	0,88 ± 0,03	0,10 ± 0,01	0,09 ± 0,01
PEEK, matt	0,88 ± 0,04	0,19 ± 0,01	0,16 ± 0,01
SUEX, glatt	0,87 ± 0,09	0,10 ± 0,01	0,11 ± 0,01
SUEX, matt	0,88 ± 0,04	0,10 ± 0,01	0,10 ± 0,01
Ø PEEK:	0,88 ± 0,02	Ø Aluminium:	Ø Kupfer:
Ø SUEX:	0,87 ± 0,04	0,12 ± 0,12	0,11 ± 0,09

Emissionsgrad bei der Charakterisierung elektrothermischer Aktoren

Da die Oberfläche des Referenzaktors aus zwei Materialien mit unterschiedlichen Emissionsgraden besteht, wird wie bei der thermischen Charakterisierung von Dehnungsmessstreifen [267] auf die Oberfläche der Referenzaktoren ein Emissionslack (*Kameralack-Spray schwarz, tiefmatt* von *Tetenal Europe GmbH*) aufgebracht, der im sichtbaren Spektrum einen bekannten Emissionsgrad von ca. 0,95...0,97 [395, 268] besitzt. Für das Infrarotspektrum des Emissionslacks im Wellenlängenbereich der verwendeten Infrarotkamera vom Typ *FLIR SC655* 7,5...13 µm [163, 264] liegen keine Daten vor. Um eine präzise Charakterisierung der Temperatur im entwickelten Messstand dieser Arbeit zu gewährleisten, wird das Verhalten des Emissionslacks im Infrarotbereich durch eigene Messungen abgesichert.

Da der Lack bei der Charakterisierung nur dünn auf die Aktoren aufgetragen wird, wird der Emissionsgrad mit der zuvor beschriebenen Methode A nach Abb. 61 für unterschiedliche Schichtdicken bestimmt. Der Emissionslack wird hierfür im händischen Sprühprozess mit unterschiedlichen Schichtdicken auf eine dünne Kupferplatte mit einem niedrigen Emissionsgrad von 0,029 aufgebracht.

Die Ergebnisse in Abb. 63 zeigen, dass der Emissionslack im untersuchten Bereich einen mittleren Emissionsgrad von $0,90 \pm 0,01$ aufweist, was nahe an den Werten von SUEX und PEEK liegt. Zur Charakterisierung der Aktoren können die metallischen Heizelemente in ihrem Emissionsverhalten daher schon durch sehr dünne Beschichtungen mit einem Emissionslack an den Emissionsgrad des Polymers angepasst werden.

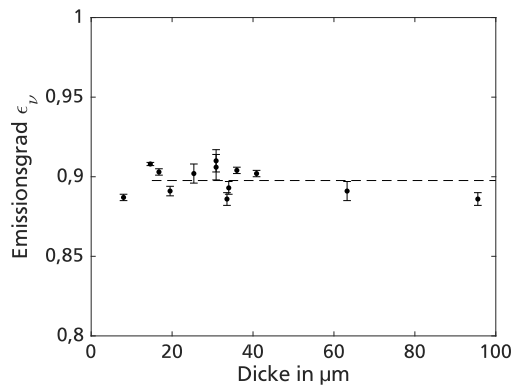


Abbildung 63: Gemessener Emissionsgrad des Emissionslacks (Kamerallack-Spray schwarz, tiefmatt von Tetenal Europe) im Infrarotbereich.

Emissionsgrad für FEM-Analysen

Mit dem Emissionsgrad von PEEK und SUEX und deren metallischer Beschichtungen können alle optischen Wärmetransportvorgänge an einem Aktor beschrieben werden. Bereits bei der Modellierung muss berücksichtigt werden, dass bei der späteren Charakterisierung des Aktors ein Emissionslack aufgebracht wird und dadurch ein homogener Emissionsgrad auf den Außenflächen entsteht. Um die Vergleichbarkeit zwischen Modellierung und der Charakterisierung zu ermöglichen, ist es sinnvoll, bereits bei der Modellierung auf der gesamten abstrahlenden Außenfläche den Emissionsgrad des verwendeten Emissionslacks vorzusehen. Für den Vergleich von messtechnisch erfassten Daten wird daher bei der Modellierung ein konstanter Emissionsgrad von 0,90 auf allen Außenflächen des Aktors definiert.

5.5 Übersicht über genutzte Materialparameter

Für die im folgenden Verlauf der Arbeit durchgeführten FEM-Simulationen und analytischen Berechnungen werden die diskutierten Materialkennwerte aus den vorherigen Abschnitten zusammengefasst. [Tabelle 15](#) fasst die genutzten Materialdaten für Heizelementen zusammen, die im Rahmen dieser Arbeit aus Aluminium, Kupfer und Konstantan hergestellt werden. Zusätzlich werden die Kennwerte für Heizelemente aus Chrom und Nickel gegenübergestellt, die in den begleitenden Arbeiten von *Winterstein* [163] und *Islam* [491, 256] verwendet werden. Die Heizelemente werden aufgrund des untergeordneten Einflusses auf die Aktoreigenschaften im Rahmen dieser Arbeit üblicherweise mit den genannten Kennwerten für Bulk-Material modelliert. Für die polymeren Verformungskörper aus PEEK und SUEX und den darin enthaltenen Luftspalt fasst [Tabelle 16](#) die genutzten Materialkennwerte zusammen.

Tabelle 15: Bulk-Materialdaten von Metallen zum Einsatz als elektrisches Heizelement.

Material	Wärmeausdehnungskoeffizient in 10^{-6}K^{-1}	Wärmeleitfähigkeit in $\text{W/K}\cdot\text{m}$	Elastizitätsmodul in GPa	Spezifischer Widerstand in $\Omega\text{mm}^2/\text{m}$	Temperaturkoeffizient in $10^{-3} 1/\text{K}$	Quelle
Aluminium	23,03	237	70,6	0,0261	4,2	[251, 269]
Kupfer	16,5	401	129,8	0,0158	4,3	[251, 269]
Chrom	6,2	93,7	279	0,129	5,9	[251, 269]
Nickel	13,3	83	199,5	0,062	6,8	[251, 269]
Konstantan	13,5	23	165	0,49	$\leq 0,04$	[396, 270]

55% Cu + 44% Ni + 1% Mn

Tabelle 16: Übersicht über relevante Materialparameter, die im folgenden Verlauf der Arbeit für FEM-Simulationen und analytische Berechnungen verwendet werden.

Parameter	PEEK	SUEX	Luft
Dichte ρ	1300 kg/m ³	1200 kg/m ³	1,189 kg/m ³
Wärmeleitfähigkeit λ	0,25 W/K·m	0,3 W/K·m	0,0262 W/K·m
Maximaltemperatur T_{\max}	125°C	125°C	-
Spezifische Wärmekapazität c	Verlauf gemäß Gleichung 33 $c(22^\circ\text{C})=1024 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ $c(125^\circ\text{C})=1381 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$	$c=1675 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$	$c=1,005 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$
Emissionsgrad ϵ_v	0,88 (0,90 mit Emissionslack)	0,87 (0,90 mit Emissionslack)	-
Wärmeausdehnung α	Verlauf gemäß Messdaten 'DMA 242C' in Abb. 54 $\alpha(20^\circ\text{C})=41 \text{ ppm/K}$ $\alpha(125^\circ\text{C})=48 \text{ ppm/K}$	Verlauf gemäß Messdaten '3250 mJ/cm ² , HB' in Abb. 50 a $\alpha(23^\circ\text{C})=53 \text{ ppm/K}$ $\alpha(126^\circ\text{C})=64 \text{ ppm/K}$	-
Elastizitätsmodul E	Verlauf gemäß Messdaten 's02 300 μm 1Hz' in Abb. 57 b $E(20^\circ\text{C})=3,5 \text{ GPa}$ $E(125^\circ\text{C})=2,7 \text{ GPa}$	Verlauf gemäß Messdaten 'IV-HB, 1 Hz' in Abb. 50 b $E(23^\circ\text{C})=3,4 \text{ GPa}$ $E(125^\circ\text{C})=2,2 \text{ GPa}$	-
Querkontraktionszahl ν	0,38	0,22	-

6 Modellierung elektrothermischer Antriebe

Mit den im vorigen [Kapitel 5](#) erarbeiteten Materialparametern können mit geeigneten Modellen Vorhersagen für die Eigenschaften von elektrothermischen Aktoren gemacht werden. Neben der Leistungsaufnahme und den Einschaltzeiten ist hierbei insbesondere das thermisch-mechanische Übertragungsverhalten mit der erreichbaren Leerlaufauslenkung ξ_{\max} und Blockierkraft F_{\max} von Interesse. Im Folgenden werden hierfür zunächst die aus den Arbeiten von *Eicher* [164] und *Staab* [158] bekannten Modellierungsansätze dargestellt.

Für elektrothermische Kniehebelaktoren, die Abmessungen in der gleichen Größenordnung wie die Pseudobimorph-Aktoren in dieser Arbeit aufweisen, beschreibt *Eicher* das Biegeverhalten anhand eines elastomechanischen Modells [164]. Zur Herleitung der analytischen Zusammenhänge wird dabei vereinfachend eine homogene Temperatur innerhalb der Biegebalken angenommen. Bezüglich der Temperaturverteilung argumentiert *Eicher* allerdings über die *Biot-Zahl* Bi , dass die auftretenden Temperaturgradienten für eine präzise Modellierung der Kniehebelaktoren nicht vernachlässigt werden dürfen. Die dimensionslose *Biot-Zahl* gibt nach [Gleichung 37](#) das Verhältnis zwischen dem an der Aktoroberfläche wirkenden Wärmeübergangskoeffizienten α und der Wärmeleitfähigkeit λ_s des Verformungskörpers an und ist darüber hinaus auch von einer charakteristischen Länge L der Geometrie abhängig. [Abb. 64](#) macht deutlich, inwiefern die *Biot-Zahl* sowohl die Homogenität der Temperaturverteilung innerhalb eines Festkörpers als auch den Temperaturverlauf des umgebenden Fluids beschreibt. Unterhalb einer *Biot-Zahl* von $Bi < 0,1$ ist der Wärmeleitwiderstand im Verformungskörper deutlich kleiner als der Wärmeübergangswiderstand an seiner Berandung [271]. Für kleine *Biot-Zahlen* ist daher die Temperatur innerhalb des Körpers näherungsweise unabhängig von der Position, sodass die Modellierung des Wärmetransports mittels konzentrierter Parameter möglich wäre. Für die realisierten elektrothermischen Aktoren aus SU-8 ermittelt *Eicher* allerdings eine *Biot-Zahl* von 0,25 [164], sodass *Eicher* für die Kniehebelaktoren zusätzlich zur analytischen Modellierung auch FEM-Analysen durchführt, um die auftretenden Temperaturgradienten innerhalb der polymeren Balkenstrukturen zu berücksichtigen.

$$Bi = \frac{\alpha \cdot L}{\lambda_s} \quad (37)$$

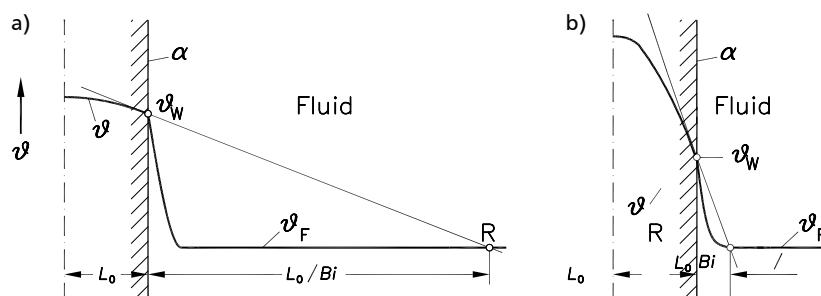


Abbildung 64: Temperaturverlauf an der Grenzschicht eines Festkörpers und eines umgebenden Fluids [271]: a) Für kleine *Biot-Zahlen* ist die Temperatur im Festkörper annähernd homogen und die Temperaturdifferenz $\vartheta_W - \vartheta_F$ groß; b) Für große *Biot-Zahlen* ist die Temperaturverteilung im Festkörper inhomogen und die Differenz $\vartheta_W - \vartheta_F$ niedrig. Abbildungen entnommen aus [271].

Staab beschreibt das Verhalten von speziellen In-plane-Pseudobimorphaktoren mit Festkörpergelenken über ein mechanisches Biegebalkenmodell [158]. Die analytischen Zusammenhänge für die erreichbare Kraft F_{\max} und die Auslenkung ξ_{\max} sind in der vereinfachten Darstellung in den [Gleichungen 38](#) und [39](#) abhängig vom thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th} , dem Elastizitätsmodul E des Verformungskörpers, der Temperaturdifferenz zwischen dem heißen

Balken und der Umgebungstemperatur sowie den geometrischen Aktorabmessungen, wie der Aktorlänge l , der Balkenbreite b und der Aktordicke h . Als Grundlage für die Modellierung nutzt *Staab* ein thermisches Netzwerkmodell, welches zwar Temperaturgradienten quer zur Balkenrichtung berücksichtigt, aber eine konstante Temperaturverteilung in Längsrichtung der beheizten Balkenelemente annimmt.

$$F_{\max} \sim \alpha_{th} \cdot (T_{\max} - T_{\text{ref}}) \cdot E \cdot \frac{b^2 \cdot h}{l} \quad (38)$$

$$\xi_{\max} \sim \alpha_{th} \cdot (T_{\max} - T_{\text{ref}}) \cdot \frac{l^2}{b \cdot h} \quad (39)$$

Ähnlich zum Vorgehen von *Eicher* und *Staab* wird in den folgenden Abschnitten am Beispiel der eingeführten Referenzaktorgeometrie sowohl ein vereinfachtes thermisches Netzwerkmodell als auch analytisch-mechanisches Modell aufgestellt und alle relevanten Parameter ermittelt. Die Zielsetzung umfasst dabei neben der von *Eicher* und *Staab* gezeigten Vorhersage für die erreichbaren Auslenkungen und Kräfte insbesondere auch die Beschreibung des Wirkungsgrades, der Dynamik elektrothermischer Aktoren und des Skalierungsverhaltens. Im Anschluss an die Betrachtung der analytischen Modellierungsansätze wird die in dieser Arbeit verwendete FEM-Modellierung diskutiert, welche für den Entwurfsprozess vergleichsweise komplexer geometrischer Aktorgeometrien nutzbar ist.

6.1 Analytische Modellierung über Netzwerkmodelle

Für eine einfache thermische Modellierung eines elektrothermischen Referenzaktors eignet sich das in [Abb. 65](#) gezeigte Netzwerkmodell mit konzentrierten Bauelementen. Der erhitzte Balken wird als zentrales Element dabei als ein einzelnes Bauteil mit homogenen Eigenschaften beschrieben. Die Wärmeströme, die eine Abkühlung des heißen Balkens verursachen, werden darin durch thermische Widerstände dargestellt. Berücksichtigt werden die auftretende Wärmestrahlung und Konvektion auf der Oberfläche sowie Wärmeleitung über die Struktur und über den zwischen den innenliegenden Luftspalt.

Der resultierende thermische Verlustwiderstand des gesamten Aktors ergibt sich aus der Parallelschaltung aller dargestellten thermischen Widerstände entsprechend [Gleichung 40](#). Die geringere Erwärmung des kalten Balkens und die daraus resultierenden Verlustwiderstände sind von untergeordneter Rolle und werden für die folgenden Betrachtungen vernachlässigt. Im stationären Aktorbetrieb entspricht die zugeführte Heizleistung der Summe aller Wärmeströme entsprechend [Gleichung 41](#).

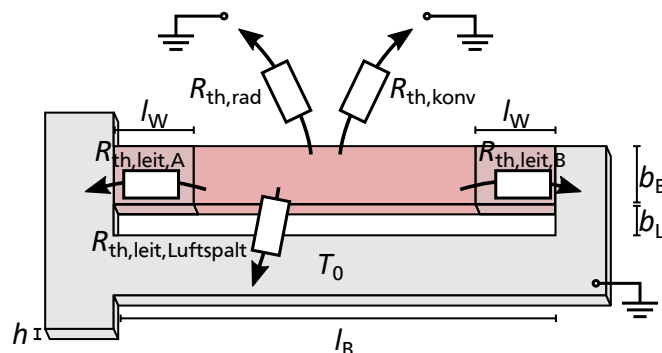


Abbildung 65: Stark vereinfachtes thermisches Modell eines elektrothermischen Referenzaktors mit konzentrierten Bauelementen zur Schätzung thermischer Verlustwiderstände.

$$\frac{1}{R_{\text{th,Verlust}}} = \frac{1}{R_{\text{th,konv}}} + \frac{1}{R_{\text{th,leit,Luftspalt}}} + \frac{1}{R_{\text{th,rad}}} + \frac{1}{R_{\text{th,leit,Polymer}}} \quad (40)$$

$$\begin{aligned} P_{\text{Heiz,stationär}} &= \frac{\bar{T}_{\text{max}} - T_0}{R_{\text{th,Verlust}}} \\ &= \dot{Q}_{\text{Verlust,max}} = \dot{Q}_{\text{konv}} + \dot{Q}_{\text{rad}} + \dot{Q}_{\text{Leit,Luftspalt}} + \dot{Q}_{\text{Leit,Polymer}} \end{aligned} \quad (41)$$

Der thermische Widerstand durch Strahlung lässt sich für Netzwerke mit konzentrierten Bauelementen auf Grundlage des Stefan-Boltzmann-Gesetzes (siehe [Gleichung 6](#)) nur in Abhängigkeit der Temperatur formulieren. Der Wärmeübergangskoeffizient der Strahlung von einem Festkörper in die umgebende Luft α_S ergibt sich nach [Gleichung 42](#) [272, 273], wobei die Temperaturen T zwingend in Kelvin einzusetzen sind. Der Wärmewiderstand durch Strahlung $R_{\text{th,rad}}$ lässt sich damit nach [274] über [Gleichung 43](#) beschreiben. Für eine grobe Schätzung mit den in [Abb. 65](#) skizzierten Abmessungen wird vereinfacht angenommen, dass die Strahlung gleichmäßig über die gesamte Fläche des erwärmten Balkens ausgestrahlt wird und sich mit [Gleichung 44](#) bestimmen lässt.

$$\alpha_S = \epsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_{\text{Fest}}^4 - T_{\text{Luft}}^4}{T_{\text{Fest}} - T_{\text{Luft}}} \quad (42)$$

$$R_{\text{th,rad}} = \frac{1}{\alpha_S \cdot A_{\text{Außenfläche}}} \quad (43)$$

$$\approx \frac{1}{2 \cdot \epsilon \cdot \sigma \cdot l_B \cdot (b_B + h) \cdot (T_{\text{Fest}}^4 - T_{\text{Luft}}^4)} \quad (44)$$

Der thermische Widerstand durch Wärmeleitung über die Struktur lässt sich allgemein über die Wärmeleitung λ und eine Wirklänge l nach [Gleichung 45](#) formulieren. Um eine Wirklänge an der Verbindungsstelle zwischen heißer und kalter Aktorstruktur zu definieren, sieht das Modell Wärmeübergangsbereiche mit der Länge l_W vor. Der thermische Widerstand durch Wärmeleitung kann dann mit den [Gleichungen 46](#) und [47](#) abgeschätzt werden.

$$R_{\text{th,leit}} = \frac{l}{\lambda \cdot A} \quad (45)$$

$$R_{\text{th,leit,A/B}} \approx \frac{l_W}{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot b_B \cdot h} \quad (46)$$

$$R_{\text{th,leit,Polymer}} = 0,5 \cdot R_{\text{th,leit,A/B}} \quad (47)$$

Ist die Temperaturverteilung entlang des beheizten Balkens aus einer Messung bekannt, kann der thermische Widerstand auch nach [Gleichung 48](#) und der Wärmestrom quer zum Balken nach [Gleichung 49](#) abgeschätzt werden. [Abb. 66](#) zeigt die gemessene Temperaturverteilung eines Referenzaktors aus PEEK, bei dem sich Temperaturgradienten im Bereich 26...33 K/mm ermitteln lassen. Nach [Gleichung 48](#) ergeben sich damit im Netzwerkmodell thermische Widerstände $R_{\text{th,leit,A/B}}$ im Bereich 42...54 K/mW und eine Wirklänge l_W von schätzungsweise 3...4 mm.

$$R_{\text{th,leit,A/B}} \approx \frac{T_{\text{max}} - T_0}{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot b_B \cdot h \cdot \frac{dT}{dl}} \quad (48)$$

$$\dot{Q}_{\text{Leit}}(x) \approx \lambda_{\text{PEEK}} \cdot b_B \cdot h \cdot \frac{dT}{dl}(x) \quad (49)$$

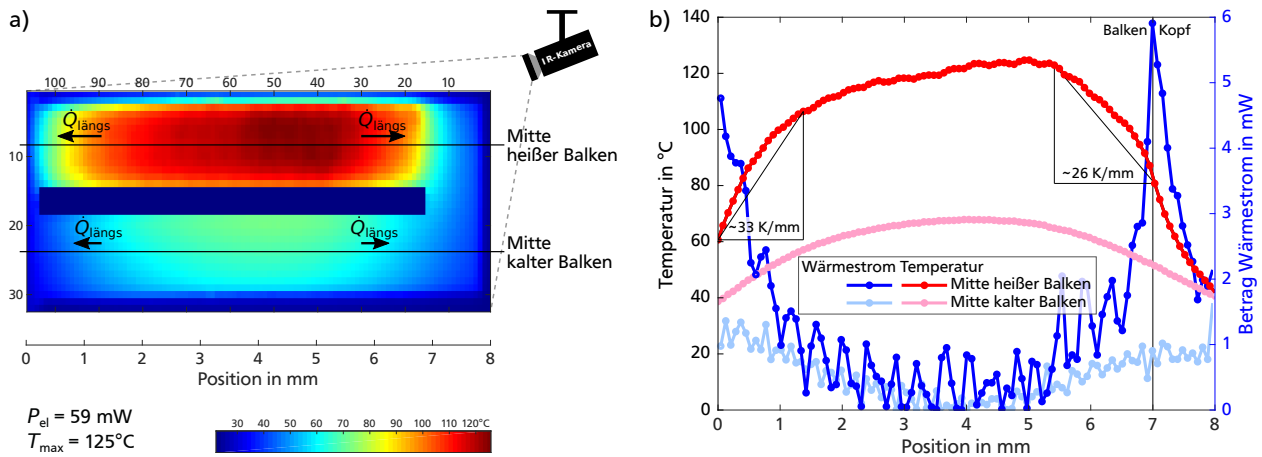


Abbildung 66: Gemessene Temperaturverteilung an einem Referenzaktor aus PEEK: a) Aufgezeichnetes Wärmebild; b) Temperaturverteilung entlang der polymeren Balken und nach Gleichung 49 aus den Temperaturverläufen berechnete Wärmeströme quer zum Balken.

Zum Wärmeübergang zwischen nahe beieinander liegenden Strukturen über einen dazwischen liegenden Luftspalt argumentiert Eicher [164] anhand der dimensionslosen *Grashof*-Zahl, dass Wärmeleitung den dominierenden Wärmetransportmechanismus im Luftspalt darstellt. Die *Grashof*-Zahl beschreibt das Verhältnis des bewegungsauslösenden Auftriebs eines Fluids zu bewegungshemmenden Viskositätskräften, sodass hohe *Grashof*-Zahlen einem hohen konvektiven Wärmetransport entsprechen. Für einen 100 μm dicken Luftspalt zwischen Kniehebelaktoren und deren Substrat bestimmt Eicher eine sehr kleine *Grashof*-Zahl von $Gr = 9,4 \cdot 10^{-3} \ll 1$, sodass die Konvektion eine vernachlässigbare Rolle spielt und der Wärmeübergang im Luftspalt ausschließlich über Wärmeleitung modelliert werden kann. Hieraus folgert Winterstein [163] für die Modellierung von Pseudobimorphaktoren, dass der Wärmeübergang im innenliegenden und 150 μm breiten Luftspalt durch reine Wärmeleitung beschrieben werden darf. Für den innenliegenden Luftspalt eines Referenzaktors mit einer Breite von 0,25 mm wird in Anhang E eine *Grashof*-Zahl im Bereich von 0,065...0,115 ermittelt. Der Wärmeübergang vom heißen in den kalten Balken lässt sich daher analog zu den Arbeiten von Eicher und Winterstein ebenfalls durch reine Wärmeleitung beschreiben und wird nach Gleichung 50 mit der Wärmeleitfähigkeit des Luftspalts λ_{Luft} und der Breite des Luftspalts b_L berechnet.

$$R_{\text{th,leit,Luftspalt}} \approx \frac{b_L}{\lambda_{\text{Luft}} \cdot l \cdot h} \quad (50)$$

Der thermische Widerstand durch Konvektion kann nach Gleichung 51 bestimmt werden. Für eine grobe Schätzung mit gleichmäßig wirkender Konvektion über die gesamte Fläche des erwärmten Balkens ergibt sich Gleichung 52. Da der ermittelte thermische Widerstand nicht nur den Wärmestrom über die physikalische Konvektion der Luft, sondern auch den Wärmestrom in die umgebende Luft über Wärmeleitung mit abbildet, wird der Koeffizient α bei dem Wärmetransport zwischen Festkörper und Fluid im Allgemeinen auch als Wärmeübergangskoeffizient bezeichnet.

$$R_{\text{th,konv}} = \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot A_{\text{Außenfläche}}} \quad (51)$$

$$\approx \frac{1}{2 \cdot \alpha_{\text{konv}} \cdot l_B \cdot (b_B + h)} \quad (52)$$

Die Ausführungen zeigen, dass sich die einzelnen thermischen Widerstände bedingt durch Wärmestrahlung und Wärmeleitung anhand von bekannten Materialkennwerten gut abschätzen

lassen. Im Mikrobereich ist bei dem durch Konvektion bedingten thermischen Widerstand der Konvektionskoeffizient allerdings abhängig von der Orientierung und der Strukturgröße. Zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten existieren mehrere Möglichkeiten, von denen im weiteren Verlauf dieser Arbeit in den entsprechenden Abschnitten die Folgenden diskutiert werden:

- Etablierte Werte für Strukturen ähnlicher Größenordnung
- Analytische Berechnung anhand dimensionsloser Kennzahlen der Wärmelehre
- Anpassung eines FEM- oder Netzwerkmodells an die Leistungsaufnahme realer Aktoren
- Anpassung eines FEM- oder Netzwerkmodells an das Einschaltverhalten realer Aktoren
- Anpassung eines FEM-Modells an die Temperaturverteilung realer Aktoren
- Anpassung eines FEM-Modells an die Auslenkung und Kraft realer Aktoren

In dem folgenden Abschnitt wird zunächst der Konvektionskoeffizient anhand der ersten drei Methoden näher eingegrenzt und im Anschluss der Einfluss auf das erstellte Netzwerkmodell und den thermischen Verlustwiderstand des gesamten Aktors beschrieben.

6.1.1 Eingrenzung des Konvektionskoeffizienten

Bei sog. erzwungener Konvektion wird der Konvektionskoeffizient, der den Wärmeübergang zwischen einem Festkörper und einem Fluid beschreibt, hauptsächlich von der Geschwindigkeit der Fluidströmung beeinflusst. Bei freier Konvektion hingegen entsteht die Bewegung des Fluids durch Temperatur- und Dichteunterschiede im Fluid selbst und der Konvektionskoeffizient ist abhängig von der Geometrie, der Orientierung und der Strukturgröße der wärmeabgebenden Oberfläche. Der für das thermische Netzwerkmodell eines Referenzaktors nutzbare Konvektions- bzw. Wärmeübergangskoeffizient wird im Folgenden anhand von Literaturwerten, analytischen Betrachtungen und eigenen Messungen eingegrenzt.

Größen- und Geometrieabhängigkeit des Konvektionskoeffizienten

Im Makrobereich liegen typische Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten bei $2...25 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ für freie Konvektion in Gasen [274]. Für makroskopische Bauteile in Luft finden sich in der Literatur viele Fallbeispiele mit Angaben zu den genutzten Konvektionskoeffizienten. Beispielsweise nutzen *Trende et al.* in FEM-Simulationen zum Abkühlverhalten einer ca. 15 cm breiten Spritzgussform einen Konvektionskoeffizienten von $5 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ definieren [275]. *Kónya et al.* legen in ihrem FEM-Modell eines makroskopischen Gleitlagers mit einem Durchmesser von ca. 105 mm den Konvektionskoeffizienten auf $10 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ für alle Bauteile aus PEEK und Stahl fest [276]. *Holmes und Gillespie* variieren in ihren FEM-Simulationen zum Folienschweißen von 127 μm dicken und ca. 25 mm breiten PEEK-Folien den Konvektionskoeffizienten im Bereich von $5...20 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ [277].

Im Mikrobereich hingegen ist der Konvektionskoeffizient stark abhängig von der Strukturgröße und es finden sich i.d.R. größere Werte. [Tabelle 17](#) fasst experimentell bestimmte oder in der Modellbildung verwendete Konvektionskoeffizienten für mikrotechnisch hergestellter Bauteile zusammen. Die Konvektionskoeffizienten werden bei Abmessungen von Milli- und Mikrometern im einem großen Bereich von $30...1214 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ angegeben, wobei die Konvektionskoeffizienten je nach Literaturquelle mit einem temperaturabhängigen Verlauf oder als konstanter Wert beschrieben werden. Zum Vergleich werden die Konvektionskoeffizienten daher bei einer einheitlichen Temperatur von 125°C angegeben.

Aufgrund der Abhängigkeit von der Strukturgröße ist es zweckmäßig, die Konvektionskoeffizienten für neue technische Geometrien neu zu bestimmen. Für elektrothermische Kniehebelaktoren wird der Konvektionskoeffizient von *Eicher* [164] experimentell bestimmt und stellt sich mit Werten im Bereich $35...133 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ als temperaturabhängig heraus. Auch *Winterstein* [163] bestimmt

Tabelle 17: Experimentell bestimmte oder in FEM-Simulationen verwendete Konvektionskoeffizienten für mikrotechnisch hergestellte Bauteile.

Geometrie	Abmessungen in mm	konvektive Oberfläche	$\alpha(T)$ Verlauf	$\alpha(125^\circ\text{C})$ in $\text{W}/\text{K}\cdot\text{m}^2$	Quelle
„Vierpunkt-Probe“ aus Silizium	ca. 0,035 x 0,01	ca. 350 μm^2	temperaturabhängig	ca. 1214	<i>Geisberger et al. [278]</i>
Kaskadierte Kniehebelaktoren aus Nickel	2,22 x 1,33 x 0,025	ca. 0,7 mm^2	temperaturabhängig	ca. 134	<i>Hill et al. [279]</i>
Kniehebel-Teststrukturen aus SU-8	max. 13 x 1,5 x 0,5	ca. 1,2...6 mm^2	temperaturabhängig	ca. 125	<i>Eicher [164]</i>
Pseudobimorphfaktor aus SU-8	ca. 4,6 x 0,9 x 0,35	ca. 7,3 mm^2	konstant	125	<i>Staab [158]</i>
Schulterstabförmige Proben aus SU-8	ca. 8 x 2 x 0,25	ca. 14...20 mm^2	konstant	40	<i>Winterstein [163]</i>
Mikroheizmembran aus Siliziumnitrid	1,8 x 0,9	1,62 mm^2	konstant	35	<i>Jain et al. [280, 281]</i>
Mikrohotplate aus Siliziumnitrid	0,8 x 0,8	0,64 mm^2	konstant	30...35	<i>Manginell et al. [282]</i>
„Flache Probe“	22 x 6 x 0,025	132 mm^2	temperaturabhängig	ca. 30	<i>Hill et al. [279]</i>

einen Wärmeübergangskoeffizienten, indem die Ergebnisse einer FEM-Simulation an die Daten eines Experiments angepasst werden. An schulterstabförmigen Proben aus SU-8 wird dafür das Verhältnis von eingepprägter elektrischer Leistung zur auftretenden Maximaltemperatur gemessen. Für die FEM-Berechnungen von Pseudobimorphaktoren ermittelt *Winterstein* auf diese Weise einen konstanten Emissionskoeffizient von $\alpha_{\text{Probe,SU-8}} = 40 \text{ W}/\text{K}\cdot\text{m}^2$ für alle horizontalen Flächen, sodass die FEM-Berechnungen mit den Temperaturmessung übereinstimmen [163]. Aufgrund der unterschiedlichen Geometrien können diese Werte aber nicht direkt für die elektrothermischen Referenzaktoren in dieser Arbeit übernommen werden. Da die elektrothermischen Referenzaktoren geringfügig größere Abmessungen als die Aktoren von *Eicher* und *Winterstein* aufweisen, muss der Konvektionskoeffizient für Referenzaktoren unterhalb von $40 \text{ W}/\text{K}\cdot\text{m}^2$ liegen.

Für analytische Berechnungen des Konvektionskoeffizienten werden i.d.R. dimensionslose Kennzahlen der Wärmelehre verwendet, wobei der gesuchte Wärmeübergangskoeffizient in dimensionsloser Form durch die *Nußelt-Zahl* Nu repräsentiert wird. Die *Nußelt-Zahl* bildet sich nach [Gleichung 53](#) aus dem Verhältnis zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten α an der Aktoroberfläche und der Wärmeleitfähigkeit λ_F des Fluids, welche auf die charakteristische Länge L der Geometrie bezogen ist [274].

$$Nu = \frac{\alpha \cdot L}{\lambda_F} \quad (53)$$

Über die *Nußelt-Zahl* leiten *Peirs et al. [283]* die Konvektionskoeffizienten für einfache Geometrien analytisch her und beschreiben diese ebenfalls als abhängig von der charakteristischen Länge der emittierenden Geometrie. Im Allgemeinen lässt sich als charakteristische Länge, die auch Anström-länge genannt wird, z.B. der Durchmesser eines Tropfens oder eines durchströmten Kanals angeben oder die Länge einer überströmten Platte [274]. Für die von *Peirs* betrachteten Formgedächtnisdrähte entspricht die charakteristische Länge deren Durchmesser und der mittlere Konvektionskoeffizient \bar{h} lässt sich mit [Gleichung 54](#) bestimmen [283], wobei der Durchmesser D in m einzusetzen ist. [Abb. 67](#) zeigt die resultierenden Zusammenhang zwischen Strukturgröße und Konvektionskoeffizient und zeigt zum Vergleich die in [Tabelle 17](#) genannten Daten.

$$\bar{h} = \left(2,68 + \frac{0,110}{\sqrt{D}} \right)^2 \text{ in } \text{W}/\text{K}\cdot\text{m}^2 \quad (54)$$

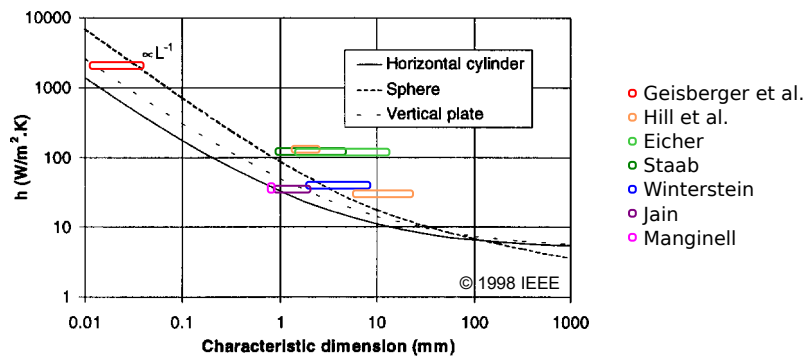


Abbildung 67: Analytisch bestimmte Konvektionskoeffizienten in Abhängigkeit einer charakteristischen Länge der emittierenden Geometrie nach *Piers et al.* [283]. Abbildung entnommen aus [283] und ergänzt mit den in [Tabelle 17](#) genannten Daten, wobei die charakteristischen Längen mit den jeweiligen äußeren Abmessungen angegeben sind.

Wird der elektrothermische Referenzaktor als eine waagrecht ausgerichtete, beheizte Platte betrachtet, gilt als charakteristische Länge die äquivalente Länge $L = A/U$, die sich aus der wärmeübertragenden Oberfläche A und dem Umfang U der äußeren Umrandung der Platte bildet [271]. Je nachdem, ob die äußeren Abmessungen des gesamten Verformungskörpers oder nur die Länge und Breite eines beheizten Balkens ergeben, ergibt sich damit eine charakteristische Länge von 0,44 mm oder 0,88 mm. Werden diese Werte für eine Näherungsrechnung als Durchmesser in [Gleichung 54](#) eingesetzt, ergeben sich für die Referenzaktoren Konvektionskoeffizienten von ca. $41 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ oder $63 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Bei vertikaler Orientierung wird die charakteristische Länge als äußere Abmessung der Platte definiert [274], sodass eine charakteristische Länge im Bereich von 2...8 mm angenommen werden kann, was ungefähr den äußeren Abmessungen des Verformungskörpers entspricht. Mit diesen Werten in der Näherungsrechnung mit [Gleichung 54](#) ergibt sich für die Referenzaktoren ein Konvektionskoeffizient von ca. $15...26 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, was gut zu den Strukturen mit vergleichbaren Abmessungen aus [Tabelle 17](#) passt. [Abb. 67](#) zeigt, dass die Konvektionskoeffizienten für andere Geometrien allerdings auch geringfügig höher ausfallen können.

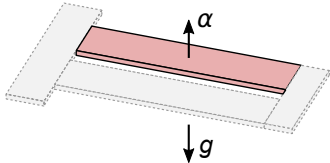
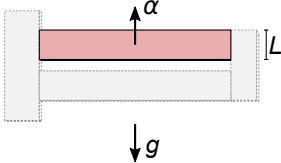
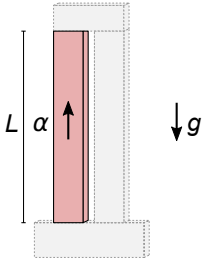
Orientierungsabhängigkeit des Konvektionskoeffizienten

Winterstein stellt bei der experimentellen Bestimmung des Konvektionskoeffizient für elektrothermische Pseudobimorphaktoren fest, dass der Konvektionskoeffizient an den verwendeten schulterstabförmigen Proben aus SU-8 abhängig von der Orientierung der Probe zur Schwerkraft ist [163]. Am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK werden in dieser Arbeit eigene Untersuchungen zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten durchgeführt.

Über dimensionslose Wärmekennzahlen werden in [Anhang E](#) die *Nusselt*-Zahlen, Wärmeübergangskoeffizienten und resultierende Wärmeströme für drei unterschiedliche Orientierungen des Referenzaktors berechnet. [Tabelle 18](#) zeigt die drei Orientierungen, die je nach Orientierung verwendete charakteristische Länge und die Berechnungsergebnisse. Die Wärmeübergangskoeffizienten ergeben sich aus den Abschätzungen im Bereich von $14...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, wobei der Referenzaktor in Orientierung A und B mit $36...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ sehr ähnliche Wärmeübergangskoeffizienten aufweist. Die resultierenden Wärmeströme auf der Vorder- und Rückseite des beheizten Balkens liegen im Bereich 24...68 mW und für die beiden Orientierungen A und B mit 62...68 mW ebenfalls nahe bei einander. In der vertikalen Orientierung C weist der Referenzaktor den mit Abstand niedrigsten Wärmeübergangskoeffizienten von $14 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ und einen Wärmestrom von 24 mW auf.

Zum Vergleich mit den Berechnungsergebnissen wird ein Referenzaktor aus PEEK in den drei untersuchten Orientierungen ausgerichtet und messtechnisch untersucht. In Abhängigkeit der

Tabelle 18: In Abhängigkeit der Orientierung berechnete *Nußelt*-Zahlen, Wärmeübergangskoeffizienten und resultierende Wärmeströme auf der Oberfläche des beheizten Balkens. Vollständige Herleitung und Berechnung siehe [Anhang E](#).

Parameter	Orientierung A	Orientierung B	Orientierung C
			
L	$L = \frac{A}{U} = \frac{l_B \cdot b_B}{2 \cdot (l_B + b_B)}$ 0,44 mm	$L = b_B$ 1 mm	$L = l_B$ 7 mm
Nu	0,540	1,565	3,811
α	$36 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$	$40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$	$14 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$
\dot{Q}_α	62 mW	68 mW	24 mW

Orientierung wird dabei die benötigte elektrische Eingangsleistung zum Erreichen der Maximaltemperatur von 125°C ermittelt und mittels einer Infrarotkamera vom Typ FLIR SC655 und 5,8x Infrarot-Objektiv die Temperaturverteilung bestimmt. [Abb. 68](#) zeigt die Referenzaktoren bei der Messung und die aufgezeichneten Messergebnisse. Der Vergleich der Temperaturprofile zeigt, dass sich die Temperaturverteilung zwischen einer horizontal liegenden Ausrichtung in [Abb. 68 a](#) und einer vertikalen Ausrichtung in [Abb. 68 c](#) nur geringfügig unterscheiden. Auch die Leistungsaufnahmen der Referenzaktor von 56...59 mW in den Orientierungen A und B liegen in der Messung nahe beieinander, was gut zu den analytisch berechneten Werten von 62...68 mW in [Tabelle 18](#) passt. Bei der vertikal aufrechten Ausrichtung in [Abb. 68 c](#) lässt sich erkennen, dass das Temperaturmaximum leicht zur Aktorspitze hin verschoben ist und sich zudem ein etwas höherer Temperaturunterschied zwischen dem beheizten und dem unbeheizten Balken

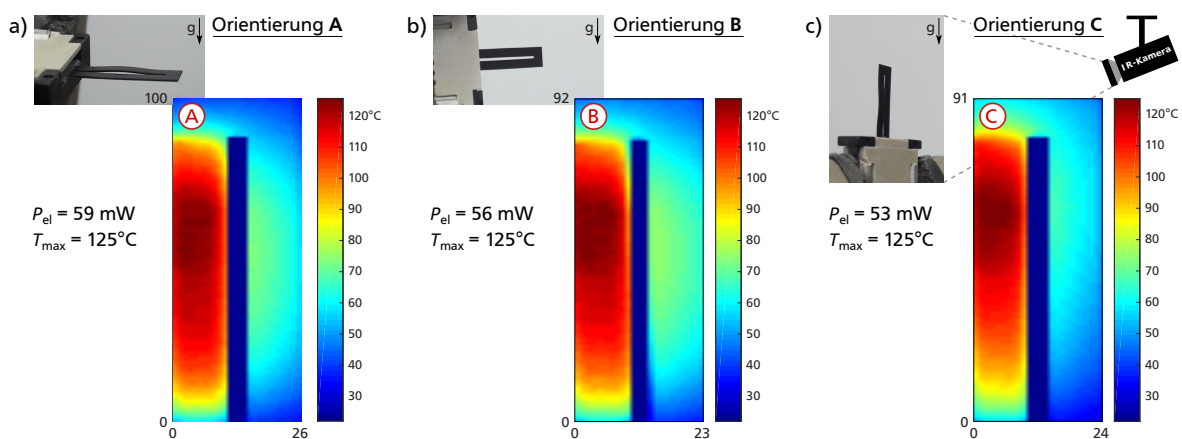


Abbildung 68: Gemessene Temperaturverteilungen an einem elektrothermischen Referenzaktor aus PEEK in Abhängigkeit der Orientierung: a) Orientierung A mit horizontal liegender Ausrichtung bei der Charakterisierung; b) Orientierung B mit horizontal aufrechter Ausrichtung; c) Orientierung C mit vertikal aufrechter Ausrichtung. Die Temperaturverteilungen zeigen Unterschiede hinsichtlich der Temperaturverteilung und der Position des Temperaturmaximums sowohl im beheizten als auch im unbeheizten Balken.

einstellt. Gleichzeitig sinkt die elektrische Eingangsleistung geringfügig, je mehr Flächen des Aktors vertikal angeordnet sind. Auch in den analytisch Berechnung in [Tabelle 18](#) weist der Referenzaktor in Orientierung C mit einer Leistungsaufnahme von 24 mW die vergleichsweise niedrigste Leistungsaufnahme im stationären Zustand auf. Gemäß des berechneten Wärmestroms für Orientierung C müssten die beobachteten Unterschiede in den Leistungsaufnahmen bei den Messungen erwartungsgemäß allerdings größer ausfallen. Die Messungen weisen daher darauf hin, dass die Unterschiede der Wärmeübergangskoeffizienten am realen Aktor geringer ausfallen, als durch die analytischen Beschreibungen ermittelt.

Um den Konvektionskoeffizienten für die drei Orientierungen aus der jeweiligen gemessenen Leistungsaufnahme abzuschätzen, kann die Abhängigkeit der Leistungsaufnahme von dem Konvektionskoeffizienten genutzt werden. Im Folgenden werden hierfür die einzelnen Wärmeströme und die resultierende Leistungsaufnahme mit dem erstellten Netzwerkmodell berechnet und den Messwerten gegenübergestellt.

Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf thermische Netzwerk- und FEM-Modelle

Wird der Konvektionskoeffizient gemäß der durchgeführten analytischen Abschätzungen im Bereich von $14...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ angenommen, ergeben sich für einen elektrothermischen Referenzaktor mit den in [Tabelle 19](#) angegebenen Abmessungen, Materialparametern und thermischen Randbedingungen Verlustwiderstände im Bereich $1,1...2,0 \text{ K/mW}$. Für geringe Werte des Konvektionskoeffizienten von $14 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ liegen alle thermischen Verlustwiderstände in einer ähnlichen Größenordnung, sodass keiner der Wärmeübertragungsmechanismen vernachlässigt werden darf. Bei großen Werten des Konvektionskoeffizienten von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ dominiert der Wärmeverlust durch Konvektion mit einem resultierenden Wärmestrom von bis zu 67,6 mW die anderen Wärmetransportmechanismen deutlich. Der durch alle Wärmetransportmechanismen gemeinsam verursachte Wärmeabfluss liegt in der Größenordnung $50...100 \text{ mW}$, welcher dem Aktor im stationären Betrieb beim Erreichen der Maximaltemperatur durch die Heizleistung zugeführt werden muss. Im Fall einer erzwungenen Konvektion sinkt der thermische Widerstand durch

Tabelle 19: Parameter eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK und dessen thermische Verlustwiderstände für das Modell mit konzentrierten Bauelementen nach [Abb. 65](#).

Abmessungen		Materialparameter und thermische Größen	
Balkenlänge l_B	7 mm	Dichte ρ_{PEEK}	1300 kg/m^3
Balkenbreite b_B	1 mm	Spezifische Wärmekapazität c_{PEEK}	$1024 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$
Aktordicke h	0,15 mm	Wirksame Wärmekapazität C_{th}	$1,4 \cdot 10^{-3} \text{ J/K}$
Breite Luftspalt b_L	$0,25 \text{ mm}^2$	Wärmeleitfähigkeit λ_{PEEK}	$0,25 \text{ W/K}\cdot\text{m}$
Länge Wärmeübergang l_W	3...4 mm	Wärmeleitfähigkeit λ_{Luft}	$0,0262 \text{ W/K}\cdot\text{m}$
Oberfläche $A_{\text{Außenfläche}}$	$16,1 \text{ mm}^2$	Konvektionskoeffizient α_{konv}	$14...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$
Volumen V_{erhitzt}	$1,05 \text{ mm}^3$	Emissionsgrad $\epsilon_{\nu, \text{PEEK}}$	0,88
Heizerfläche A_{Heizer}	$3,46 \text{ mm}^2$	Stefan-Boltzmann-Konstante	$5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/K}^4\cdot\text{m}^2$
		Maximaltemperatur $T_{\text{max, Polymer}}$	125°C
		Lufttemperatur T_0	20°C
Thermische Widerstände		Wärmeströme	
$R_{\text{th, konv}}$	$1,6...4,4 \text{ K/mW}$	$\dot{Q}_{\text{konv, max}}$	$23,7...67,6 \text{ mW}$
$R_{\text{th, rad}}$	$7,4 \text{ K/mW}$	$\dot{Q}_{\text{rad, max}}$	$14,3 \text{ mW}$
$R_{\text{th, leit, Luftspalt}}$	$9,1 \text{ K/mW}$	$\dot{Q}_{\text{Leit, Luftspalt}}$	$11,6 \text{ mW}$
$R_{\text{th, leit, Polymer}}$	$40...53,3 \text{ K/mW}$	$\dot{Q}_{\text{Leit, Polymer}}$	$3,9...5,3 \text{ mW}$
$R_{\text{th, Verlust}}$	$1,1...2,0 \text{ K/mW}$	\dot{Q}_{Verlust}	$53,4...98,7 \text{ mW}$

Konvektion, wodurch sich auch der gesamte Verlustwiderstand entsprechend verringern und die benötigte Heizleistung erhöhen kann.

Die Ergebnisse einer thermischen FEM-Analyse für einen elektrothermischen Referenzaktor aus PEEK in Abb. 69 decken sich mit den Ergebnissen des erstellten thermischen Netzwerkmodells. Die einzelnen Wärmeströme in Tabelle 20 fallen im Vergleich zum Netzwerkmodell um wenige Milliwatt geringer aus, da in der FEM-Simulation die inhomogene Temperaturverteilung berücksichtigt wird und die mittlere Oberflächentemperatur des erwärmten Balkens ca. 15...16 K unterhalb der Maximaltemperatur liegt.

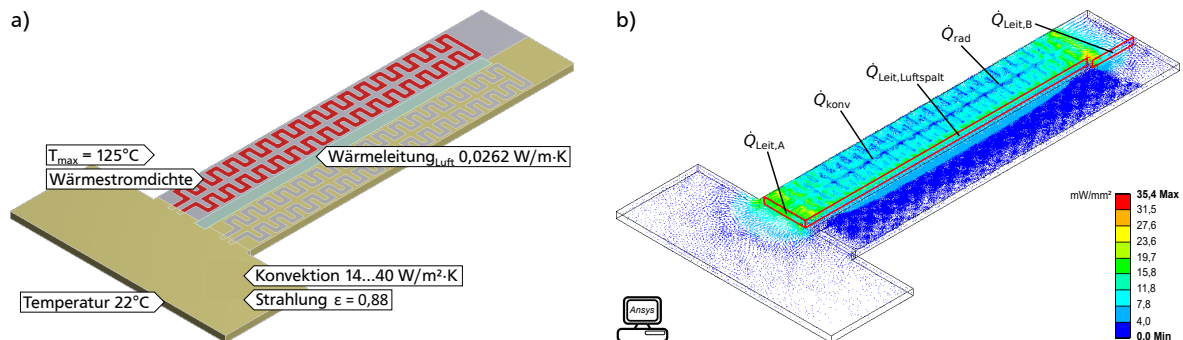


Abbildung 69: FEM-Modell eines Referenzaktors aus PEEK in Ansys: a) Thermische Randbedingungen; b) Berechnete Wärmestromdichte und daraus ermittelte Wärmeströme bei einer Maximaltemperatur von 125°C und einem Konvektionskoeffizienten von 14 W/K·m².

Tabelle 20: Mittels FEM-Simulation ermittelte Temperaturen und Wärmeströme an dem beheizten Balken eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK bei einer Maximaltemperatur von 125°C und Konvektionskoeffizienten im Bereich 14...40 W/K·m².

Temperaturen		Wärmeströme	
$T_{\text{Volumen,max}}$	125°C	$\dot{Q}_{\text{konv,max}}$	-19,4...-54,7 mW
\bar{T}_{Volumen}	109,9...110,4°C	$\dot{Q}_{\text{rad,max}}$	-10,8...-10,9 mW
$T_{\text{Oberfläche,max}}$	125°C	$\dot{Q}_{\text{Leit,Luftspalt}}$	-8,5...-11,5 mW
$\bar{T}_{\text{Oberfläche}}$	109,0...109,5°C	$\dot{Q}_{\text{Leit,Polymer}}$	-3,4...-4,0 mW
		$\dot{Q}_{\text{Heizelement}}$	+41,7...80,1 mW

Die gemessenen Leistungsaufnahmen von Referenzaktoren aus SUEX oder PEEK von 82 mW bzw. 84 mW (vgl. Abschnitt 4.3 Tabelle 11) und 53...59 mW (vgl. Abb. 68) passen gut sowohl zu den im Netzwerkmodell abgeschätzten Heizleistungen von 53,4...98,7 mW als auch zu den in der FEM-Analyse ermittelten geringfügig niedrigeren Leistungsaufnahmen von 41,7...80,1 mW. Der weite Bereich in den gemessenen Leistungsaufnahmen deuten darauf hin, dass bei der Charakterisierung unterschiedliche thermische Randbedingungen hin, welche z.B. durch die mechanische Einspannung oder durch Luftbewegungen bei der Messungen bedingt sein können. Als weitere Ursache für die Abweichungen in den gemessenen Leistungsaufnahmen sind herstellungsbedingte Toleranzen in der Geometrie der Heizelemente und damit verbundene Unterschiede in der Temperaturverteilung wahrscheinlich.

Mit einer groben Schätzung nach Gleichung 55 kann aus den Messwerten der maximalen Oberflächentemperatur der Verlustwiderstand im Experiment ermittelt werden, wenn gemäß der durchgeführten FEM-Analyse eine um schätzungsweise 16 K niedrigeren mittleren Temperatur im Balken angenommen wird. Mit Leistungsaufnahmen von 53...84 mW zeigen die untersuchten

Referenzaktoren daher im Experiment Verlustwiderstände im Bereich $1,0 \dots 1,7 \text{ K/mW}$, was sich gut mit den im Netzwerkmodell abgeschätzten Verlustwiderständen von $1,1 \dots 2,0 \text{ K/mW}$ deckt.

$$R_{\text{th,Verlust}} \approx \frac{\Delta \bar{T}_{\text{Volumen}}}{P_{\text{Heiz}}} \approx \frac{T_{\text{Oberfläche,max}} - T_{\text{ref}} - 16 \text{ K}}{P_{\text{Heiz}}} \quad (55)$$

Durch den relativ breiten Bereich des Konvektionskoeffizienten von $14 \dots 40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ weist der im Netzwerkmodell berechnete Gesamtwärmeabfluss und die Heizleistung mit ca. $50 \dots 100 \text{ mW}$ eine hohe Streuung auf. Wird der Konvektionskoeffizient im FEM-Modell variiert, spannt sich mit $41,7 \dots 80,1 \text{ mW}$ ein ähnlich großer Bereich auf. [Abb. 70](#) stellt die berechnete Leistungsaufnahme des Aktors beider thermischen Modelle in Abhängigkeit des Konvektionskoeffizienten gegenüber und vergleicht diese mit den gemessenen Leistungsaufnahmen. Aus dem Vergleich der gemessenen Leistungen im Bereich $53 \dots 84 \text{ mW}$ und dem gezeigten Modellverhalten lässt sich der Konvektionskoeffizient im Modell bestimmen. Für das Netzwerkmodell ergibt sich aus dem Messdaten ein Konvektionskoeffizient von $13 \dots 31 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Im FEM-Modell werden die gemessenen Leistungsaufnahmen bei einem Konvektionskoeffizienten von $22 \dots 42 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ erreicht.

Bedingt durch die hohe Streuung der gemessenen Leistungen von $53 \dots 84 \text{ mW}$ kann der Konvektionskoeffizient mit den Modellen daher nur geringfügig eingegrenzt werden. Im folgenden Abschnitt wird neben einer grundlegenden Beschreibung der Dynamik eines Referenzaktors daher auch der Wertebereich des Konvektionskoeffizienten anhand des Aktoreinschaltverhaltens weiter eingeschränkt.

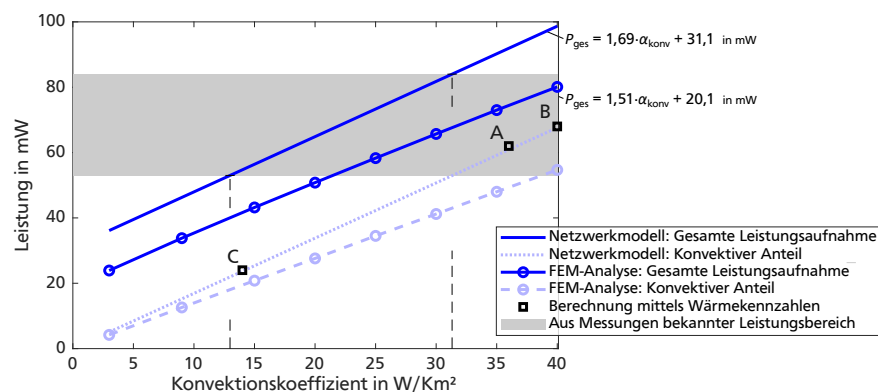


Abbildung 70: Vergleich von mit unterschiedlichen Methoden berechneten Konvektionskoeffizienten und Leistungsabgaben und Gegenüberstellung mit Messwerten zur Leistungsaufnahme von elektrothermischen Referenzaktor aus PEEK. Berechnungen mittels Wärmekennzahlen entsprechend [Tabelle 18](#). Gemessene Leistungen liegen im Bereich von $53 \dots 84 \text{ mW}$ entsprechend [Abb. 68](#) und [Anhang D](#).

6.1.2 Dynamik am Beispiel des thermischen Einschaltverhaltens

Winterstein beschreibt das zeitliche Verhalten von elektrothermischen Pseudobimorph-Aktoren als PT1-Glied, da sich die Wärmekapazität des Aktors durch die eingebrachte Leistung auflädt und aus den Wärmeübergangswiderständen in die Umgebung die thermische Zeitkonstante τ_{th} folgt [163]. Am Beispiel des Aufheizvorgangs eines Referenzaktors wird das dynamische Verhalten daher im Folgenden zunächst über ein vereinfachtes thermisches Netzwerkmodell mit konzentrierten Bauelementen beschrieben und im Anschluss mit einem FEM-Modell verglichen.

Thermisches Netzwerkmodell

Verwendet wird das in Abb. 71 gezeigte thermische Netzwerk mit dem thermischen Verlustwiderstand $R_{th,Verlust}$ zur Beschreibung des Wärmeabflusses in die Umgebung. Vorgesehen sind zudem eine thermische Quelle zur Einspeisung einer konstanten Heizleistung P_{Heiz} und ein thermischer Leitwiderstand $R_{th,Leit}$ zwischen dem Heizelement und dem Kern des aufgeheizten Aktors, um eine Temperaturdifferenz zwischen Oberfläche und Volumen des Aktors zu beschreiben.

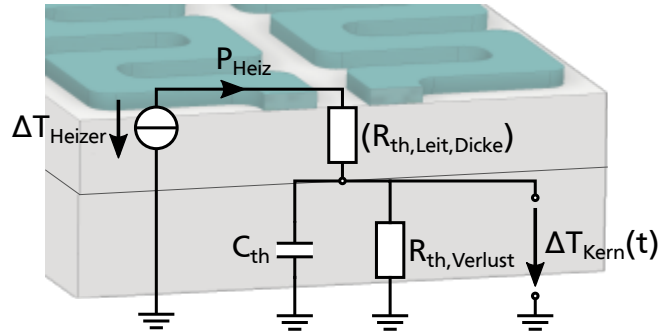


Abbildung 71: Modellierung des thermischen Einschaltverhaltens eines elektrothermischen Aktors mittels konzertierter Bauelemente.

Zur Beschreibung des Einschwingverhaltens kann mit der Knotengleichung des thermischen Netzwerks die inhomogene lineare Differentialgleichung 1. Ordnung gemäß Gleichung 56 aufgestellt werden. Für eine konstante Heizleistung kann diese mit Gleichung 57 gelöst werden, wobei das transiente Verhalten durch die Zeitkonstante τ_{th} aus Gleichung 58 bestimmt wird. Mit Verlustwiderständen im Bereich von $1...2\text{ K/mW}$ ergeben sich für einen Referenzaktor aus PEEK nach Gleichung 58 thermische Zeitkonstanten von $1,4...2,8\text{ s}$. Für die Aufheizzeit ergibt sich damit im Allgemeinen der Zusammenhang nach Gleichung 59.

$$P_{Heiz} = \frac{\Delta T_{Kern}(t)}{R_{th,Verlust}} + C_{th} \cdot \frac{d\Delta T_{Kern}(t)}{dt} \quad (56)$$

$$\Delta T_{Kern}(t) = P_{Heiz} \cdot R_{th,Verlust} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{th}}) \quad (57)$$

$$\tau_{th} = R_{th,Verlust} \cdot C_{th} \quad (58)$$

$$t_{heiz} = -\tau_{th} \cdot \ln \left(1 - \frac{\Delta T_{Kern,Aufheiz}}{P_{Heiz} \cdot R_{th,Verlust}} \right) \quad (59)$$

Nach entsprechend langer Aufheizzeit stellt sich ein dauerhafter und stationär eingeschwungener Zustand des Aktors ein, bei dem die thermische Eingangsleistung der thermischen Verlustleistung gleich und eine stationäre Temperaturverteilung erreicht wird. Die stationäre Endtemperatur am Aktor ergibt sich dabei nach Gleichung 60 proportional zur Leistungsaufnahme. Die Aufheizzeit lässt sich für eine konstante Leistungsaufnahme direkt aus Gleichung 59 oder 61 bestimmen und ist gemäß Gleichung 61 dann nur davon abhängig, wie der Arbeitspunkt $\frac{\Delta T_{Kern,Aufheiz}}{\Delta T_{Kern,max}}$ definiert ist.

$$\Delta T_{Kern,max} = P_{Heiz} \cdot R_{th,Verlust} \quad (60)$$

$$t_{heiz,stationär} \approx -\tau_{th} \cdot \ln \left(1 - \frac{\Delta T_{Kern,Aufheiz}}{\Delta T_{Kern,max}} \right) \quad (61)$$

Nach Winterstein kann der Zeitpunkt $2 \cdot \tau_{mech}$ bei 86,5% der zeitlichen Endwerte von Kraft und Auslenkung als zeiteffizienter Arbeitspunkt definiert und als „Ansprechzeit“ t_A bezeichnet

werden [163]. Für diesen Fall kann $\frac{\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}}{\Delta T_{\text{Kern,max}}} = 86,5\%$ angenommen werden und die Aufheizzeit lässt sich mit $t_{\text{heiz,stationär}} = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ abschätzen. Die Aufheizzeiten auf 86,5% der Maximaltemperatur lassen sich entsprechend im Bereich von 2,8...5,6 s erwarten. Je nach Anwendung lässt sich der zeiteffiziente Arbeitspunkt allerdings auch mit anderen Schwellwerten definieren. Die Charakterisierung von Referenzaktoren in [Anhang D](#) zeigt für Referenzaktoren aus PEEK thermische Zeitkonstanten beim Einschaltvorgang im Bereich 2,1...2,4 s und 86,5%-Aufheizzeiten im Bereich 4,5...5,0 s, was sich mit den berechneten Werten deckt.

Wird ein elektrothermischer Aktor mit unbekanntem oder nur unzureichend bekanntem thermischem Verlustwiderstand mit einer konstanten Leistung betrieben, stellt sich dadurch eine in [Abb. 72](#) gezeigte Temperaturerhöhung ein, die maßgeblich vom Verlustwiderstand abhängig ist. Oberhalb eines kritischen Verlustwiderstandes $R_{\text{th,Verlust,max}}$ führt die zugeführte Heizleistung zum Überschreiten der erlaubten Maximaltemperatur des Aktors. Bei der Charakterisierung elektrothermischer Aktoren muss daher i.d.R. die Leistungszufuhr schrittweise erhöht werden, um die Betriebsgrenze eines Aktors zu ermitteln.

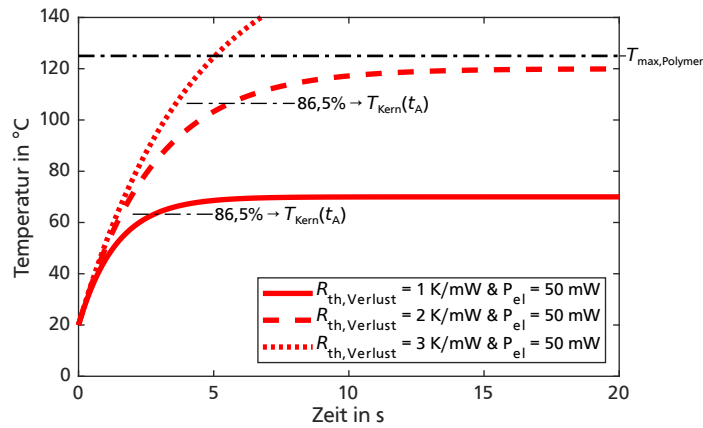


Abbildung 72: Temperaturerhöhung im Verformungskörper von elektrothermischen Referenzaktoren aus PEEK mit unterschiedlichen Verlustwiderständen im stationären Betrieb bei gleicher zugeführter Heizleistung.

Im Falle einer hinreichenden Kenntnis des Verlustwiderstandes oder einer zur Verfügung stehenden Temperaturregelung bei der Aktoransteuerung kann die zugeführte Leistung so begrenzt werden, dass kein Überhitzen über die erlaubte Maximaltemperatur auftritt. Durch den Spannungsteiler der thermischen Widerstände im aufgestellten Ersatzschaltbild wird deutlich, dass die Temperaturerhöhung im Kern des Aktors ΔT_{Kern} gemäß [Gleichung 62](#) stets geringfügig kleiner ist, als die Temperaturerhöhung ΔT_{Heizer} am Heizelement. Die Heizleistung muss daher durch die maximale Temperaturerhöhung des Polymeren $\Delta T_{\text{max,Polymer}}$ nach [Gleichung 63](#) begrenzt werden. Da der Wärmeleitwiderstand durch den Aktor hindurch bei niedrigen Aktordicken für polymere Aktoren aber i.d.R. um ca. zwei Größenordnungen unter dem Verlustwiderstand liegt, kann auch die vereinfachte [Gleichung 64](#) verwendet werden. Die zugeführte Heizleistung zum Erreichen der Maximaltemperatur von 125°C ergeben sich damit für den betrachteten Referenzaktor mit Verlustwiderständen im Bereich von 1...2 K/mW dann im Bereich von ca. 53...105 mW.

$$\Delta T_{\text{Kern}} = \Delta T_{\text{Heizer}} \cdot \frac{R_{\text{th,Verlust}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \quad (62)$$

$$P_{\text{Heiz,stationär}} \leq \frac{\Delta T_{\text{max,Polymer}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \quad (63)$$

$$P_{\text{Heiz,stationär,max}} \approx \frac{\Delta T_{\text{max,Polymer}}}{R_{\text{th,Verlust}}} \quad (64)$$

Werden Aktoren mit dieser maximal zuführbaren Leistung betrieben, stellt sich im stationären Zustand eine Maximaltemperatur von 125°C am Aktor ein. [Abb. 73](#) zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperaturerhöhung, wenn Aktoren mit unterschiedlichen Verlustwiderständen mit der jeweils maximal zuführbaren Leistung betrieben werden.

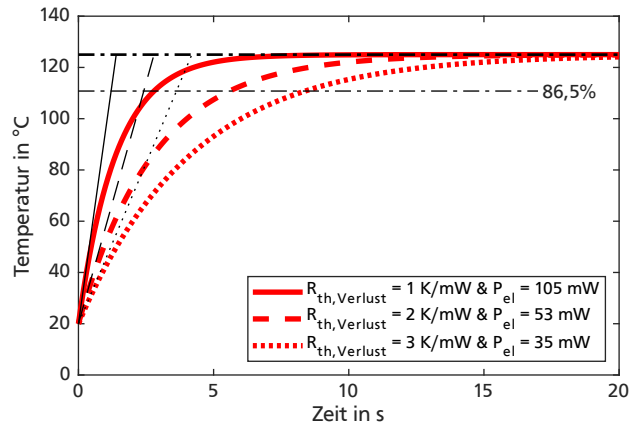


Abbildung 73: Temperaturerhöhung im Verformungskörper eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK im stationären Betrieb mit der maximal zuführbaren Leistung gemäß [Gleichung 64](#).

[Abb. 74 a](#) visualisiert sowohl die vom Verlustwiderstand abhängige maximal zuführbare Heizleistung als auch die erreichbaren Ansprechzeiten eines Referenzaktors aus PEEK in Abhängigkeit der thermischen Randbedingungen für $\frac{\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}}{\Delta T_{\text{Kern,max}}} = 86,5\%$. Die Aufheizzeit verhält sich dabei gemäß [Gleichung 58](#) linear zum thermischen Verlustwiderstand. Die benötigte Leistung verhält sich allerdings antiproportional zum Verlustwiderstand und zur Aufheizzeit, sodass kürzere Aufheizzeiten mit einer höheren Leistungsaufnahme einhergehen. [Abb. 74 b](#) zeigt den Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf die Aufheizzeit, wenn die in [Tabelle 19](#) angegebenen Abmessungen, Materialparameter und thermischen Randbedingungen herangezogen werden.

Für das Netzwerkmodell wird eine Übereinstimmung der berechneten 86,5%-Aufheizzeit mit den in [Anhang D](#) gemessenen Aufheizzeiten von 4,5...5,0 s bei einem Konvektionskoeffizienten von 17...21 $\text{W}/\text{K}\cdot\text{m}^2$ erreicht, was innerhalb des im vorherigen Abschnitt ermittelten Bereichs liegt. Das Netzwerkmodell berechnet für diesen Fall eine Leistungsaufnahme von ca. 60...67 mW.

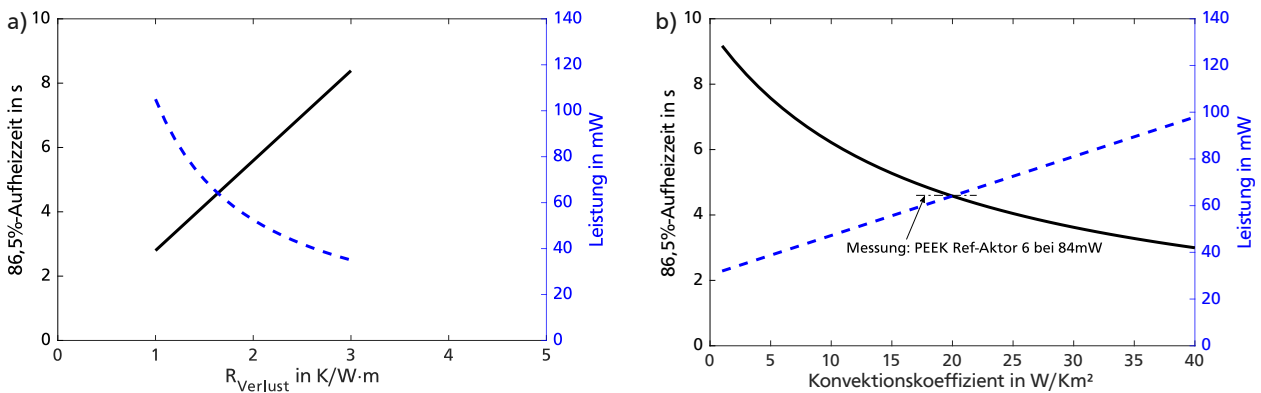


Abbildung 74: Berechnete Aufheizzeiten eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK im stationären Betrieb bei der maximal zuführbaren Leistung für eine Maximaltemperatur von 125°C: a) Erreichbare Aufheizzeiten in Abhängigkeit des Verlustwiderstandes; b) Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf die Aufheizzeit.

Durch die Zusammenhänge in [Abb. 74 b](#) wird deutlich, dass erhöhte Konvektionskoeffizienten durch z.B. erzwungene Luftbewegungen während der Messung die Einschaltzeit verkürzen können. Dies wirkt sich jedoch auch nachteilig auf die benötigte Leistungsaufnahme im stationären Zustand aus. Neben der Erzeugung von Luftströmungen kann die Dynamik elektrothermischer Aktoren auch durch eine kurzzeitige, überhöhte Leistungszufuhr erhöht werden. [Anhang F](#) beschreibt das Einschaltverhalten anhand des aufgestellten Netzwerkmodells, wenn die Temperatur am Heizelement z.B. über eine geeignete Temperaturregelung innerhalb des Energiemanagements konstant gehalten wird oder in Kauf genommen werden kann, dass die Temperatur am Heizelement kurzzeitig die maximale Dauertemperatur des Kunststoffes überschreitet. In diesen Fällen können theoretische Aufheizzeiten von bis zu 0,15s erreicht werden, allerdings muss die Heizleistung hierfür geregelt werden und einem exakten Zeitverlauf folgen. In der Praxis werden elektrothermische Aktoren allerdings vor allem mit konstanter Leistung betrieben. Um eine Vergleichbarkeit mit vorangegangenen Arbeiten und mit den durchgeführten Messungen an Referenzaktoren in [Abschnitt 4.3](#) gewährleisten zu können, wird für alle nachfolgenden Betrachtungen stets eine Ansteuerung mit konstanter Heizleistung herangezogen.

Für den Einsatz einer Vielzahl elektrothermischer Aktoren in Braille-Flächendisplays ist zudem eine Zeitmultiplex-Ansteuerung der Aktoren im Array notwendig, da der Verdrahtungsaufwand für eine Einzelansteuerung der Aktoren i.d.R. zu hoch ist. Zur Beschreibung des Aufwärmverhaltens bei Impulsansteuerung elektrothermischer Aktoren zeigt [Anhang G](#) eine Erweiterung des thermischen Netzwerkmodells. Die Untersuchungen zeigen, dass sich durch eine Impulsansteuerung mit ausreichend hoher Frequenz im Vergleich zur Ansteuerung mit gleichförmiger Leistung keine Unterschiede für die erreichbaren Aufheizzeiten ergeben.

Vergleich mit transienten FEM-Simulationen

Wird die in [Abb. 69](#) gezeigt stationäre FEM-Simulation als transiente Simulation ausgeführt, lässt sich das transiente Aufheizverhalten eines Referenzaktors berechnen. [Abb. 75 a](#) zeigt die ermittelten Verläufe aus der transienten FEM-Analyse und stellt sie einem der gemessenen Temperaturverläufe aus [Anhang D](#) für einen Referenzaktor aus PEEK gegenüber. Die Kurvenfittings durch die gegenübergestellten Daten zeigen, dass auch die gemessenen Temperaturverläufe im FEM-Modell ein PT1-Verhalten aufweisen. Wird der Konvektionskoeffizient in der transiente FEM-Simulation variiert, zeigt [Abb. 75 b](#), dass die thermische Zeitkonstante mit steigendem Konvektionskoeffizient sinkt. Der Zusammenhang deckt sich gut mit dem ermittelten Verhalten des Netzwerkmodells (vgl. [Abb. 74 b](#)).

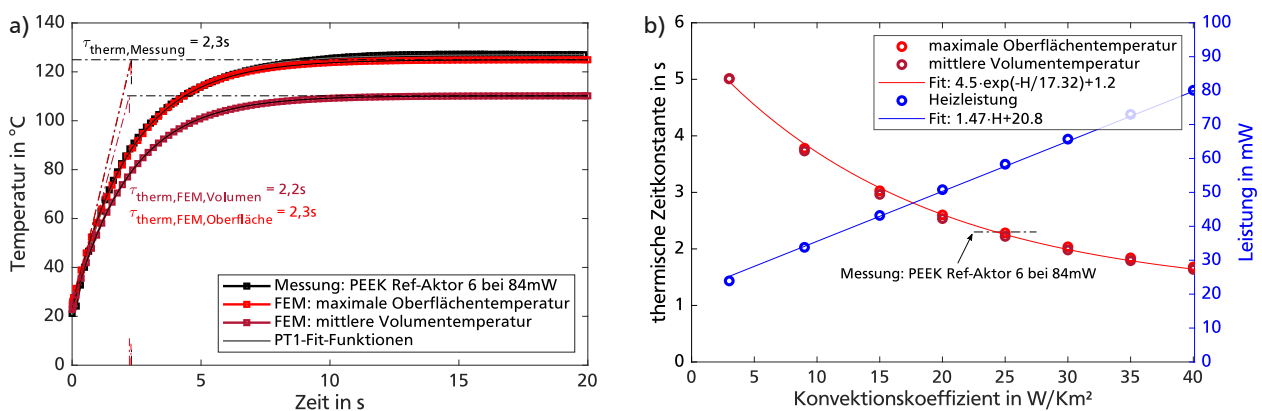


Abbildung 75: Transiente FEM-Simulation eines Referenzaktors aus PEEK in Ansys bei einer Maximaltemperatur von 125°C: a) Gegenüberstellung der simulierten Verläufe bei einem Konvektionskoeffizienten von $25 W/K \cdot m^2$ mit Messdaten des Oberfläche gemessenen Temperaturverlaufs; b) Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf die Zeitkonstante und Leistungsaufnahme.

Die im FEM-Modell berechnete Zeitkonstante stimmt mit den in [Anhang D](#) gemessenen Zeitkonstanten von 2,1...2,4s überein, wenn der Konvektionskoeffizient bei ca. 23...28 W/K·m² liegt. Dies liegt geringfügig oberhalb der durch das Netzwerkmodell vorhergesagten Werte von 17...21 W/K·m², liegt aber ebenfalls innerhalb des im vorherigen Abschnitt ermittelten Bereichs von 14...40 W/K·m². [Abb. 75 a](#) zeigt für diesen Bereich des Konvektionskoeffizienten eine gute Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Temperaturverläufe an der Oberfläche des Aktors und das FEM-Modell berechnet eine Leistungsaufnahme von ca. 55...62 mW.

Die Unterschiede zwischen den mittels FEM- und Netzwerkmodell bestimmten Konvektionskoeffizienten liegen in der unterschiedlichen Temperaturverteilung der Modelle begründet. Da der beheizte Balken im Netzwerkmodell im gesamten Volumen auf die Maximaltemperatur erhitzt wird, fallen sowohl die thermische Kapazität und die thermische Zeitkonstante des Aktors als auch die eingespeiste Leistung höher aus als im FEM-Modell. Die Untersuchungen zum Einschaltverhalten und dem Einfluss des Konvektionskoeffizienten zeigen daher, dass der Konvektionskoeffizient eine modellabhängige Größe ist, die nur mit Einschränkungen auf andere Modelle übertragen werden kann.

Für die im weiteren Verlauf gezeigte analytische Beschreibung eines einzelnen Referenzaktors sind die vorgenommenen Eingrenzungen des Konvektionskoeffizienten ausreichend, da sich sowohl die berechneten Aufheizzeiten als auch Leistungsaufnahmen mit den gemessenen Daten in Deckung bringen lassen. Insbesondere bei einer Vielzahl eingesetzter Aktoren ist für das Gesamtsystem der Wirkungsgrad der einzelnen Aktoren von Interesse, weil die elektrische Leistungsaufnahme in einem möglichst effizienten Verhältnis zur erzeugten mechanischen Arbeit stehen soll. Auch um eine Vergleichbarkeit mit anderen Funktionsprinzipien zu ermöglichen, welche im Stand der Technik in [Abschnitt 1.2](#) diskutiert werden, wird im folgenden Abschnitt der Wirkungsgrad am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK ermittelt.

6.1.3 Wirkungsgrad und leistungsbezogene Nutzarbeit

Aufbauend auf den Untersuchungen zur thermischen Modellierung lässt sich der Wirkungsgrad für elektrothermische Aktoren beschreiben, der sich nach [Gleichung 65](#) aus den Wirkungsgraden der elektrothermischen und der thermomechanischen Wandlungen sowie einem mechanischen Getriebewirkungsgrad zusammensetzt. [Abb. 76](#) visualisiert den elektrothermischen und den thermomechanischen Wandlungsschritt.

$$\eta_{ETA} = \eta_{\text{elektr} \rightarrow \text{therm}} \cdot \eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech}} \cdot \eta_{\text{mech} \rightarrow \text{mech}} \quad (65)$$

Der Wirkungsgrad wird im Folgenden anhand der auftretenden elektrischen, thermischen und mechanischen Energien definiert, die das transiente Einschaltverhalten von elektrothermischen

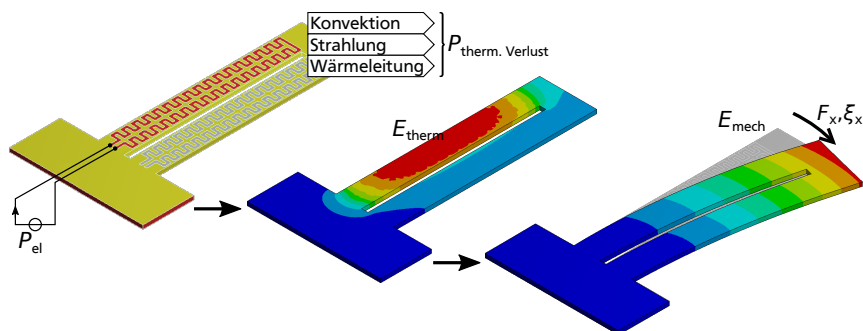


Abbildung 76: Elektrothermische und thermomechanische Wandlung beim Einschaltvorgang eines Pseudobimorphaktors.

Aktoren abbilden. Zur Definition des elektrothermischen Wirkungsgrades ist es daher zweckmäßig, nach [Gleichung 66](#) die elektrische Eingangsenergie während eines Aufheizvorgangs der thermisch nutzbaren Energie im Verformungskörper gegenüber zu stellen. Da die elektrische Eingangsenergie fortlaufend ansteigt und die thermisch nutzbare Energie einem statischen Endwert entgegenläuft, ist der elektrothermische und auch der Gesamtwirkungsgrad durch den gewählten Ansatz abhängig von der jeweiligen Aufheizzeit und verringert sich mit steigender Einschalt-dauer t . Für die thermomechanische Wandlung kann in guter Näherung angenommen werden, dass die gesamte thermisch nutzbare Energie in dem erwärmten Einzelbalken als mechanische Deformationsarbeit wirkt. Der thermomechanische Wirkungsgrad ergibt sich dann aus dem Verhältnis der mechanisch verrichteten Arbeit des erwärmten Einzelbalkens zu der eingespeisten thermischen Energie (siehe [Gleichung 67](#)). Die mechanische Nutzarbeit des gesamten Aktors ist weiterhin abhängig von dem Getriebeverhältnis der Aktorbauform. Der Getriebewirkungsgrad ergibt sich nach [Gleichung 68](#) und setzt die Deformationsenergie des erwärmten Einzelbalkens in Beziehung zu der mechanischen Nutzarbeit des gesamten Aktors.

$$\eta_{\text{elektr} \rightarrow \text{therm}}(t) = \frac{E_{\text{thermisch}}(t)}{E_{\text{elektrisch}}(t)} \quad (66)$$

$$\eta_{\text{therm} \rightarrow \text{m mech}} = \frac{E_{\text{m mech, Einzelbalken}}}{E_{\text{thermisch}}} \quad (67)$$

$$\eta_{\text{m mech} \rightarrow \text{m mech}} = \frac{E_{\text{m mech, Aktor}}}{E_{\text{m mech, Einzelbalken}}} \quad (68)$$

Elektrothermische Wandlung

Die eingespeiste elektrische Energie lässt sich im Allgemeinen nach [Gleichung 69](#) beschreiben und ist bei konstantem Strom I abhängig vom elektrischen Widerstand des Heizelements R_{Heizer} und dessen Temperaturverhalten. Für die weiteren Betrachtungen wird die eingespeiste Energie vereinfacht durch [Gleichung 70](#) beschrieben, welche für den Fall einer konstanten Leistungszufuhr gilt. Dies gilt insbesondere auch für eine konstante Stromzufuhr und Heizelemente aus Konstantan.

$$E_{\text{elektrisch}}(t) = \int_0^t P_{\text{heiz}}(t) dt = \int_0^t I(t)^2 \cdot R_{\text{Heizer}}(t, T) dt \quad (69)$$

$$E_{\text{elektr, heiz}} = P_{\text{heiz}} \cdot t_{\text{heiz}} \quad (70)$$

Anhand des in [Abschnitt 6.1.2](#) vorgestellten thermischen Netzwerkmodells lässt sich erkennen, dass die zugeführte Energie nicht vollständig im Aktor verbleibt, sondern teilweise als Verlustwärme abgegeben wird. Für die mechanische Funktion des Aktors relevant ist allerdings nur die im erhitzten Balken verbleibende thermisch nutzbare Energie. Im Allgemeinen kann die thermische Energie in einem erwärmten Einzelbalken nach [Gleichung 71](#) beschrieben werden, der zeitliche abhängige Temperaturverteilung $T(\vec{x}, t)$ im erhitzten Balken lässt sich allerdings üblicherweise nur mit Einsatz von transienten FEM-Analysen berechnen. Eine gute Näherung ergibt sich allerdings auch, wenn der beheizte Balken eines elektrothermischen Aktors als konzentriertes Bauelement herangezogen wird. Die thermisch nutzbare Energie $\bar{E}_{\text{therm, nutz}}$ kann dann nach [Gleichung 72](#) dargestellt werden, wobei sich die wirksame Wärmekapazität C_{th} aus dem Volumen des aufgeheizten Balkens V_{erhitzt} und aus den nahezu konstanten Materialeigenschaften wie der massebezogenen Wärmekapazität c_{th} und der Dichte ρ des Verformungskörpers ergibt.

$$E_{\text{thermisch}}(t) = \int_V \rho \cdot c_{\text{th}} \cdot (T(\vec{x}, t) - T_{\text{ref}}) dV \quad (71)$$

$$\bar{E}_{\text{therm, nutz}}(t) = C_{\text{th}} \cdot \Delta \bar{T}_{\text{Kern}}(t) \quad (72)$$

Für die elektrothermische Wandlung eines Pseudobimorphaktors ergibt sich dann der zeitabhängige Wirkungsgrad nach [Gleichung 73](#). Wird der berechnete Temperaturverlauf aus der durchgeführten FEM-Simulation gemäß [Abb. 75 a](#) bei einem Konvektionskoeffizienten von $9 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ herangezogen, lässt sich der Wirkungsgrad berechnen. Für den im vorherigen Abschnitt definierten Aufheizzeitpunkt $t = 2 \cdot \tau_{\text{th}} = 7,5 \text{ s}$, einer mittleren Balkentemperatur $\bar{T}_{\text{Kern}}(2\tau) = 97,2^\circ\text{C}$, einer Referenztemperatur von 22°C und einer simulierten Heizleistung von $33,8 \text{ mW}$ ergibt sich ein elektrothermischer Wirkungsgrad von $41,7\%$.

$$\eta_{\text{elektr}\rightarrow\text{therm}}(t) = \frac{C_{\text{th}} \cdot \Delta \bar{T}_{\text{Kern}}(t)}{P_{\text{heiz}} \cdot t_{\text{heiz}}} \quad (73)$$

Zur Vereinfachung der weiteren Beschreibung kann die im erhitzten Balken verbleibende thermisch Energie auch mit den Zusammenhängen aus dem thermischen Netzwerkmodell des vorherigen Abschnitts dargestellt werden. Im Falle einer konstanten Leistungszufuhr gemäß [Gleichung 57](#) ergibt sich dann der Zusammenhang in [Gleichung 74](#). Für die elektrothermische Wandlung ergibt sich dann der zeitabhängige Wirkungsgrad nach [Gleichung 75](#) und [76](#). Für den Aufheizzeitpunkt $t = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ lässt sich der elektrothermische Wirkungsgrad dann mit $43,2\%$ bestimmen, was nahe an dem Wert aus der FEM-Analyse liegt. Mehr als die Hälfte der zugeführten elektrischen Energie wird folglich während der Aufheizdauer in Verlustwärme umgesetzt. Dies lässt sich auch durch das *Sankey*-Leistungsflussdiagramm in [Abb. 77](#) visualisieren.

$$\bar{E}_{\text{therm,nutz}}(t) = C_{\text{th}} \cdot P_{\text{Heiz}} \cdot R_{\text{th,Verlust}} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{th}}}) \quad (74)$$

$$\eta_{\text{elektr}\rightarrow\text{therm}}(t) = \frac{C_{\text{th}} \cdot R_{\text{th,Verlust}} \cdot (1 - e^{-t_{\text{heiz}}/\tau_{\text{th}}})}{t_{\text{heiz}}} \quad (75)$$

$$= \frac{\tau_{\text{th}}}{t_{\text{heiz}}} \cdot (1 - e^{-t_{\text{heiz}}/\tau_{\text{th}}}) \quad (76)$$

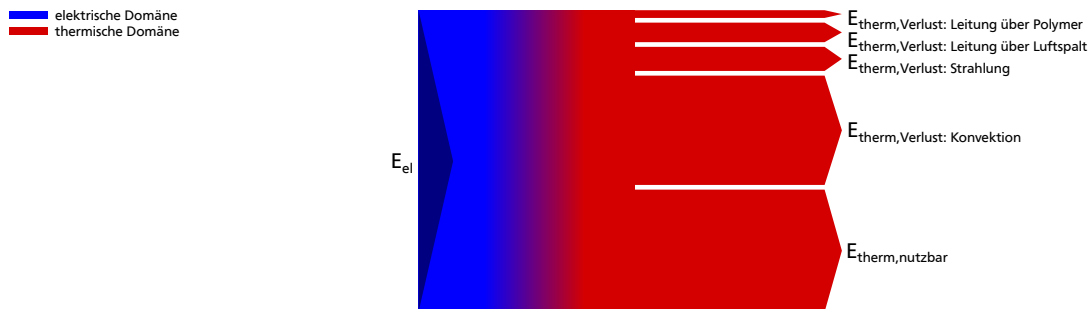


Abbildung 77: *Sankey*-Leistungsflussdiagramm der elektrothermischen Wandlung eines Pseudobimorphaktors für den Aufheizzeitpunkt $2 \cdot \tau_{\text{th}}$ im Fall einer konstanten elektrischen Leistungszufuhr und mittels dem thermischen Netzwerkmodell berechneten Verlustwiderständen bei einem Konvektionskoeffizienten von $20 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Die Farbübergänge veranschaulichen die elektrothermische und die thermomechanische Energiewandlung.

Thermomechanische Wandlung

Basierend auf dem Ansatz in [Gleichung 67](#) ergibt sich der thermomechanische Wirkungsgrad aus dem Verhältnis der erreichbaren mechanischen Arbeit des erwärmten Einzelbalkens zu der im Einzelbalken gespeicherten thermischen Energie. Analog zum Netzwerkmodell im vorherigen Abschnitt wird der beheizte Balken eines elektrothermischen Aktors für die folgenden Abschätzungen als konzentriertes Bauelement betrachtet, das eine homogene Temperaturverteilung und konstante Materialeigenschaften besitzt.

Die mechanisch nutzbare Energie kann über die Kraft-Weg-Kennlinie des erwärmten Einzelbalkens ermittelt werden. Im Allgemeinen kann die mechanische Energie eines Aktorshubs sowohl für einen erwärmten Einzelbalken als auch für einen Aktor nach [Gleichung 77](#) beschrieben werden. Für eine lineare Kraft-Weg-Kennlinie ergibt sich dann eine maximale erreichbare mechanische Arbeit nach [Gleichung 78](#).

$$W_{\text{mechanisch}}(t) = \int_0^{\xi} F(t) d\xi \quad (77)$$

$$W_{\text{mech,max}} = \frac{1}{2} \cdot F_{\text{max}} \cdot \xi_{\text{max}} \quad (78)$$

[Abb. 78](#) zeigt den einzelnen erwärmten Balken, bei dem sich die Deformationsenergie aus der Leerlaufauslenkung und der maximalen Kraft ergibt. Die Leerlaufauslenkung kann nach [Gleichung 79](#) direkt aus dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th} und der Temperaturerhöhung ΔT des Balkens bestimmt werden. Die maximale Stellkraft des Balkens kann über das Prinzip der virtuellen Verschiebung bestimmt werden. Dabei wird nach [Gleichung 80](#) und [81](#) die thermische Spannung σ_{th} bestimmt, die nötig ist, um einen thermisch ausgedehnten Balken mithilfe einer virtuellen Kraft zurück in die Ausgangslage zu drücken. Die maximale Stellkraft ergibt sich dann mit dem temperaturabhängigen Elastizitätsmodul des Polymers $E(T)$ nach [Gleichung 82](#) und [83](#).

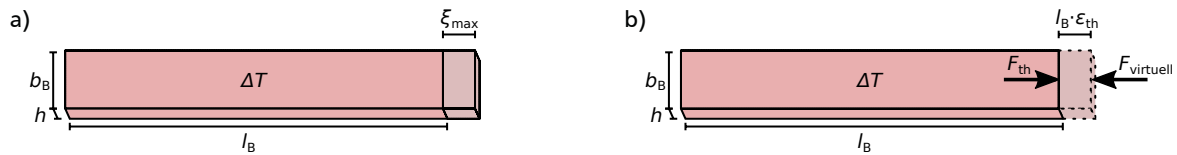


Abbildung 78: Wirkgrößen eines erwärmten Einzelbalkens: a) Erreichbare Leerlaufauslenkung; b) Maximalkraft ermittelt über das Prinzip der virtuellen Verschiebung.

$$\xi_{\text{Einzelbalken,max}} = l_B \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T \quad (79)$$

$$\sigma_{\text{th}} = E(T) \cdot \varepsilon_{\text{th}} \quad (80)$$

$$= E(T) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T \quad (81)$$

$$F_{\text{Einzelbalken,max}} = \sigma_{\text{th}} \cdot A_{\text{Querschnitt}} \quad (82)$$

$$= E(T) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T \cdot h \cdot b_B \quad (83)$$

Aus dem dargelegten Ansatz ergibt sich für den Einzelbalken die thermische Deformationsarbeit gemäß *Demtröder* [227, 228] nach [Gleichung 14](#), siehe [Kapitel 4](#). Mit dem temperaturabhängigen Elastizitätsmodul $E(T)$ und der Maximaltemperatur des Polymers $\Delta T = \Delta T_{\text{max, Polymer}}$ folgt daraus die maximal erreichbare mechanische Deformationsarbeit nach [Gleichung 84](#). Mit der Temperaturerhöhung für eine konstante Leistungszufuhr aus [Gleichung 57](#) ergibt sich der zeitliche Verlauf dann nach [Gleichung 85](#).

$$W_{\text{mech, Einzelbalken,max}} = \frac{1}{2} \cdot E(T_{\text{max}}) \cdot (\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_{\text{max}})^2 \cdot h \cdot b_B \cdot l_B \quad (84)$$

$$W_{\text{mech, Einzelbalken}}(t) = \frac{1}{2} \cdot E(T_{\text{max}}) \cdot (\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_{\text{max}})^2 \cdot h \cdot b_B \cdot l_B \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{th}}})^2 \quad (85)$$

Zur Bestimmung des thermomechanischen Wirkungsgrades muss die mechanisch verrichtete Arbeit des erwärmten Einzelbalkens zu der im Balken gespeicherten thermischen Energie in Bezug

gesetzt werden. Mit der thermisch nutzbaren Energie $\bar{E}_{\text{therm,nutz}}$ ergibt sich der zeitabhängige thermomechanische Wirkungsgrad nach [Gleichung 86](#) und [87](#). Für das gewählte Modell mit konzentrierten Bauelementen zeigt sich dabei, dass im Zeitverlauf über den gesamten Aufwärmvorgang hinweg kein proportionales Verhältnis zwischen der eingespeisten thermischen Energie und der nutzbaren mechanischen Arbeit des Einzelbalkens besteht, sondern sich die mechanische Energie erst zeitverzögert aufbaut. Beobachtungen an realen Referenzaktoren in [Anhang D](#) zeigen zwar, dass die thermische Zeitkonstante und die beobachtbare mechanische Ansprechzeit nicht exakt zusammenfallen, für die Abschätzung des Gesamtwirkungsgrades kann die maximal erreichbare Arbeit bzw. der stationäre Endwert allerdings mit dem vereinfachten Modell bestimmt werden.

$$\eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech}}(t) = \frac{W_{\text{mech, Einzelbalken}}(t)}{\bar{E}_{\text{therm,nutz}}(t)} \quad (86)$$

$$= \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max, Polymer}}}{2 \cdot \rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{th}}}) \quad (87)$$

Für den stationär eingeschwungenen Zustand ergibt sich der maximal erreichbare thermomechanische Wirkungsgrad nach [Gleichung 88](#). Hier zeigt sich, dass der thermomechanische Wirkungsgrad ausschließlich von den Materialeigenschaften des Verformungskörpers und nicht von dessen Geometrie abhängig ist.

$$\eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech, max}} = \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max, Polymer}}}{2 \cdot \rho \cdot c_{\text{th}}} \quad (88)$$

Mit einem Elastizitätsmodul von $E(125^\circ\text{C})=2,7 \text{ GPa}$, einem Wärmeausdehnungskoeffizienten von $\alpha(125^\circ\text{C})=48 \text{ ppm/K}$, einer Maximaltemperatur von 125°C und einer Referenztemperatur von 20° ergibt sich für Pseudobimorphaktoren aus PEEK im Aufheizzeitpunkt $t = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ ein thermomechanischer Wirkungsgrad von 0,021%. Im stationären Zustand können 0,025% erreicht werden.

Mechanischer Getriebewirkungsgrad

Die im erwärmten Einzelbalken erzeugte mechanische Energie bewirkt i.d.R. eine Deformation des Verformungskörpers und teilt sich dabei auf in die mechanische Nutzarbeit des Aktors und die innere Deformationsenergie. Die mechanische Nutzarbeit wird über den mechanischen Getriebewirkungsgrad nach [Gleichung 68](#) beschrieben, welcher die Deformationsenergie des erwärmten Einzelbalkens zu der mechanischen Nutzarbeit des gesamten Aktors in Beziehung setzt und damit auch das mechanische Getriebeverhältnis der Aktorbauform beschreibt.

Für einen Pseudobimorphaktor können die Leerlaufauslenkung und die maximale Kraft über mehrere vereinfachte mechanische Modelle wie z.B. Biegebalkenmodelle oder Starrkörperhebelmodelle beschrieben werden. Für Pseudobimorphaktoren aus Silizium leiten [Qiu et al. \[284\]](#) ein elastomechanisches Modell her, bei welchem der beheizte Balken als elastischer Biegebalken mit einer Wärmeausdehnung $\Delta l_{\text{h}} = \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_{\text{h}}$ modelliert und der Aktorkopf als starrer Körper vorgesehen wird. Eine ausführliche Beschreibung und ein Vergleich der Modelle findet sich in [Anhang H](#). Da bei [Qiu et al.](#) im unbeheizten Balken allerdings keine Wärmeausdehnung berücksichtigt wird, wird in [Anhang H](#) das Modell um eine Wärmeausdehnung $\Delta l_{\text{c}} = \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_{\text{c}}$ des unbeheizten Balkens erweitert und in [Abb. 79](#) dargestellt. Die erreichbare Leerlaufauslenkung und die maximale Kraft können damit nach [Gleichung 89](#) und [90](#) bestimmt werden, die neben den geometrischen Abmessungen auch von der Wärmeausdehnung des beheizten und des unbeheizten

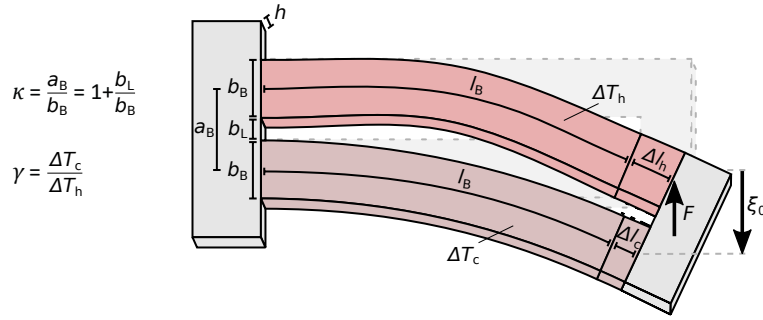


Abbildung 79: Elastomechanisches Biegebalkenmodell zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung und Maximalkraft von *Qiu et al.* [284] mit Erweiterung um eine Wärmeausdehnung des kalten Balkens.

Balkens abhängig sind. Der Geometriefaktor $\kappa = \frac{a_B}{b_B} = 1 + \frac{b_L}{b_B}$ beschreibt dabei das Breitenverhältnis des Luftspalts zum Balken des Aktors. Das Verhältnis der mittleren Temperaturerhöhung ΔT_h des beheizten Balkens und der mittleren Temperaturerhöhung ΔT_c des unbeheizten Balkens wird zudem mit dem Wärmeverhältnis $\gamma_{c/h} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_h}$ mit Werten von $\gamma_{c/h} = 0 \dots 1$ dargestellt.

$$\xi_{\text{PSB-Aktor,max}} = \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_h \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \frac{3\kappa}{2 + 6\kappa^2} \cdot \frac{l_B^2}{b_B} \quad (89)$$

$$F_{\text{PSB-Aktor,max}} = E(T_h) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_h \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \frac{3\kappa}{4 + 3\kappa^2} \cdot \frac{h \cdot b_B^2}{l_B} \quad (90)$$

Der Wert $\gamma_{c/h} = 0$ beschreibt dabei theoretisch erreichbaren Werte für Leerlaufauslenkung und Kraft, wenn der kalte Balken unter speziellen thermischen Randbedingungen keine Temperaturerhöhung erfährt. Anhand der in den vorherigen Abschnitten analysierten Infrarotaufnahmen von Referenzaktoren aus PEEK gemäß [Abb. 66 a](#) lässt sich allerdings abschätzen, dass das Wärmeverhältnis für den Betrieb unter freier Konvektion bei ca. $\gamma_{c/h} \approx 0,3$ liegt. Die Leerlaufauslenkung und die erreichbare Kraft bei freier Konvektion entsprechen daher jeweils nur ca. 70% der theoretisch erreichbaren Auslenkung und Kraft.

Mit einem Wärmeverhältnis $\gamma_{c/h}$ von 0,3, den in [Tabelle 19](#) genannten Abmessungen sowie den in [Tabelle 16](#) zusammengefassten Materialparametern ergeben sich aus den [Gleichungen 89](#) und [90](#) für einen Referenzaktor aus PEEK eine erreichbare Leerlaufauslenkung von 57 μm und eine maximale Kraft von 88,1 mN. Die berechnete Leerlaufauslenkung liegt sehr nahe an den in [Abschnitt 4.3 Tabelle 11 d](#) zusammengefassten Messergebnissen mit einer Leerlaufauslenkung von 60,4 μm . Die gemessenen Blockierkräfte von durchschnittlich 18,7 mN liegen um den Faktor 4,7 unterhalb des berechneten Wertes. Die hohe Abweichung zeigt, dass das analytische Modell aufgrund des vollständig durchwärmten Balkens für die erreichbaren Kräfte deutlich zu optimistische Vorhersagen liefert. Bei der Messung beobachtbare parasitäre Auslenkungen aus der Aktorebene hinaus deuten darauf hin, dass die hergestellten Verformungskörper nicht exakt symmetrisch sind und die gemessene Verformung der hergestellten Aktoren daher auch von Herstellungstoleranzen abhängig ist. Geringe Materialspannungen oder Krümmungen entlang der Aktorstruktur können bei Erwärmung z.B. zur Verwindung entlang der Balkenachsen führen, sodass sich die im Verformungskörper erzeugte Kraft nicht vollständig auf den Kraftsensor überträgt. Ursachen für die hohe Abweichung bei den Kräften können daher sowohl in dem Modell als auch in den Messungen liegen. Aufgrund der guten Übereinstimmung bei der Leerlaufauslenkung werden die hergeleiteten Zusammenhänge aus den analytischen Modellen im Folgenden weiter verwendet, um die theoretisch erreichbare Obergrenzen für den mechanischen Getriebewirkungsgrad zu bestimmen.

Aus den analytischen Beschreibungen für einen einzelnen erwärmten Balken und für einen vollständigen Pseudobimorphfaktor können die mechanischen Übersetzungsverhältnisse zwischen den erreichbaren Kräften i_F und den Leerlaufauslenkungen i_ξ bestimmt werden. Für die Kräfte ergibt sich das Übersetzungsverhältnis nach [Gleichung 91](#) und für die Leerlaufauslenkungen das Übersetzungsverhältnis nach [Gleichung 92](#). Dass die beiden Übersetzungsverhältnisse für Kraft und Auslenkung nicht identisch sind, zeigt, dass der Pseudobimorphfaktor kein linearer Hebelmechanismus ist, sondern ein nichtlineares Biegeverhalten aufweist.

$$i_F = \frac{F_{\text{PSB-Aktor,max}}}{F_{\text{Einzelbalken,max}}} = \frac{b_B}{l_B} \cdot \frac{3\kappa}{4 + 3\kappa^2} \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \quad (91)$$

$$\frac{1}{i_\xi} = \frac{\xi_{\text{PSB-Aktor,max}}}{\xi_{\text{Einzelbalken,max}}} = \frac{l_B}{b_B} \cdot \frac{3\kappa}{2 + 6\kappa^2} \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \quad (92)$$

Unter Annahme einer linearen Aktorkennlinie gemäß [Gleichung 78](#) lässt sich die erreichbare mechanische Arbeit des Pseudobimorphfaktors nach [Gleichung 93](#) bestimmen.

$$\begin{aligned} W_{\text{mech,PSB-Aktor,max}} &= \frac{1}{2} \cdot F_{\text{PSB-Aktor,max}} \cdot \xi_{\text{PSB-Aktor,max}} \\ &= \frac{9}{4} \cdot E(T) \cdot (\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T)^2 \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \cdot h \cdot b_B \cdot l_B \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \end{aligned} \quad (93)$$

Die Deformationsenergie des erwärmten Einzelbalkens nach [Gleichung 84](#) und Abschätzung der mechanischen Arbeit des gesamten Aktors nach [Gleichung 93](#) ermöglichen es, den thermo-mechanischen Wirkungsgrad zu bestimmen, welcher sich aus den mechanischen Getriebeverhältnissen der Aktorbauform ergibt. Für Pseudobimorphfaktoren ergibt sich bei der mechanischen Wandlung damit ein Wirkungsgrad nach [Gleichung 95](#), welcher für einen Referenzaktor im günstigsten Fall bei $\gamma_{c/h} = 0$ ca. 14% erreichen kann. Für ein beobachtbares Wärmeverhältnis $\gamma_{c/h}$ von ca. 0,3 an Referenzaktoren aus PEEK unter freier Konvektion ergibt sich allerdings ein Wirkungsgrad von nur 7%. Der Großteil von 93% der induzierten thermischen bzw. mechanischen Energie wird in die Deformation der Aktorstruktur umgesetzt.

$$\eta_{\text{mech} \rightarrow \text{mech}}(\gamma_{c/h}) = \frac{1}{i_\xi} \cdot i_F \quad (94)$$

$$= \frac{9}{2} \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \quad (95)$$

Der zeitliche Verlauf der mechanischen Nutzenergie ergibt sich dann nach [Gleichung 96](#) und [97](#).

$$W_{\text{mech,PSB-Aktor}}(t) = \bar{E}_{\text{therm,nutz}}(t) \cdot \eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech}} \cdot \eta_{\text{mech} \rightarrow \text{mech}} \quad (96)$$

$$= \frac{9}{4} \cdot E(T_{\text{max}}) \cdot (\alpha_{\text{th}} \Delta T_{\text{max}})^2 \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \cdot \frac{l_B \cdot h \cdot b_B \cdot \kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{th}}})^2 \quad (97)$$

Für die durchgeführte Abschätzung muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Verallgemeinerung auf andere Aktorstrukturen nur bedingt zulässig ist. Sowohl das vereinfachte thermische Netzwerkmodell als auch die mechanischen Modelle lassen zugunsten der einfachen Abschätzbarkeit in folgenden Punkten Ungenauigkeiten zu:

1. Die inhomogene Erwärmung der Biegebalken wird nicht berücksichtigt.
2. Die mechanische Modellierung berücksichtigt nicht, dass eine Änderung der Spaltbreite einen Einfluss auf die Temperaturverteilung bewirkt.
3. Das modellierte Biegeverhalten der Einzelbalken entspricht nicht exakt dem realen Verlauf.
4. Die Kraft-Weg-Kennlinie des Biegeaktors ist dadurch nicht exakt linear.

Für eine präzisere Vorhersage der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte unter Berücksichtigung der Temperaturverteilung und der nichtlinearen Balkenverformung sind daher insbesondere FEM-Analyseverfahren geeignet, die im weiteren Verlauf der Arbeit in [Abschnitt 6.2](#) beschrieben werden. Für eine grobe Abschätzung des Gesamtwirkungsgrades elektrothermischer Aktoren wird im folgenden Verlauf die obige Abschätzung verwendet.

Zeitabhängiger Wirkungsgrad

Basierend auf den Definitionen aus den [Gleichungen 65 bis 68](#) kann im allgemeinen Fall der Wirkungsgrad für elektrothermische Aktoren mit [Gleichung 98](#) dargestellt werden. Für einen Pseudobimorphfaktor mit konstanter Leistungsaufnahme ergibt sich daraus mit den vorherigen Abschätzungen der zeitabhängige Wirkungsgrad nach [Gleichung 99](#).

$$\eta_{\text{ETA}}(t) = \frac{W_{\text{mech,PSB-Aktor}}(t)}{E_{\text{elektrisch}}(t)} = \frac{\frac{1}{2} \cdot F(t) \cdot \xi(t)}{P_{\text{el}} \cdot t_{\text{heiz}}} \quad (98)$$

$$\eta_{\text{PSB-Aktor}}(t, \gamma_{c/h}) = \frac{9}{4} \cdot \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max}}}{\rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \cdot \frac{\tau_{\text{th}}}{t} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{th}}})^2 \quad (99)$$

Mit dem elektrothermischen Wirkungsgrad von ca. 43% im Aufheizzeitpunkt $t = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ gemäß [Gleichung 75](#) bzw. [76](#), dem thermomechanischen Wirkungsgrad von 0,021% für PEEK und einem mechanischen Getriebewirkungsgrad von 7% für $\gamma_{c/h} = 0,3$ gemäß [Gleichung 95](#) lässt sich damit auch der Gesamtwirkungsgrad für Referenzaktoren zu ca. 0,00064% bestimmen. Der Gesamtwirkungsgrad lässt sich auch im vollständigen *Sankey*-Leistungsflussdiagramm nach [Abb. 80](#) visualisieren.

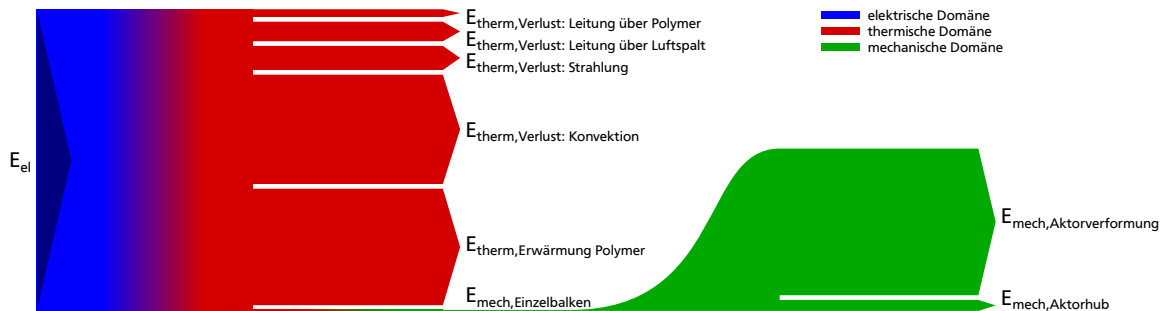


Abbildung 80: *Sankey*-Leistungsflussdiagramm der elektrothermischen und der thermo-mechanischen Wandlung eines elektrothermischen Pseudobimorphaktors aus PEEK für den Aufheizzeitpunkt $2 \cdot \tau_{\text{th}}$ im Fall einer konstanten elektrischen Leistungszufuhr, einem Konvektionskoeffizienten von $20 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ und für $\gamma_{c/h} = 0,3$. Die Farbübergänge veranschaulichen die elektrothermische und die thermomechanische Energiewandlung.

Die Charakterisierung von Referenzaktoren in [Anhang D](#) liefert alle Daten, um den Wirkungsgrad auch mit messtechnischen Größen zu beschreiben. Aus dem Ansatz in [Gleichung 98](#) ergibt sich bei der mechanischen Ansprechzeit t_A , die bei der Auslenkungsmessung im Bereich $3,3 \dots 3,7 \text{ s}$ ermittelt wird und durch das Erreichen von 86,5% der Leerlaufauslenkung definiert ist, der messtechnische Wirkungsgrad nach [Gleichung 100](#). Mit durchschnittlichen Werten für die Leerlaufauslenkung von $60,4 \mu\text{m}$, für die Blockierkraft mit $18,7 \text{ mN}$ und einer Leistungsaufnahme von 59 mW ergibt sich aus der Messung ein Wirkungsgrad von ca. 0,0002%. Durch die in der Messung um den

Faktor 3 niedrigere Kraft als in den berechneten Werten liegt auch der messtechnisch bestimmte Wert des Wirkungsgrades um den Faktor 3 unterhalb des rechnerisch bestimmten Wertes.

$$\begin{aligned}\eta_{\text{ETA,Messung}}(t_A) &= \frac{\frac{1}{2} \cdot (0,865)^2 \cdot F_{\text{max}} \cdot \xi_{\text{max}}}{P_{\text{el}} \cdot t_A} \\ &= 0,374 \cdot \frac{F_{\text{max}} \cdot \xi_{\text{max}}}{P_{\text{el}} \cdot t_A}\end{aligned}\quad (100)$$

Da die Referenzaktoren nicht hinsichtlich des Wirkungsgrades optimiert sind, liegen die ermittelten Werte auch vergleichsweise niedrig im Vergleich zu Aktoren mit anderen Wirkprinzipien, für deren elektromechanischen Wirkungsgrad sich typische Werte von z.B. 60...90% für dielektrische Elastomeraktoren oder 0,0049...0,03% für elektromagnetischen Aktoren finden [285, 286].

Der zeitliche Verlauf der elektrischen thermischen und mechanischen Energie in Abb. 81 stellt die lineare Zunahme der zugeführten elektrische Energie der nutzbaren thermischen und mechanischen Energie in einem Pseudobimorphaktor gegenüber, welche ihre Grenzwerte erst beim vollständigen Aufwärmen des Aktors erreichen. Basierend auf dem Zusammenhang Gleichung 99 zeigt der zeitliche Verlauf des Gesamtwirkungsgrades, dass der Gesamtwirkungsgrad beim Einschalten zunächst steigt und dann mit fortschreitender Zeit abnimmt. Für lange Aktivierungsdauern verringert sich der Wirkungsgrad asymptotisch auf null. Der Kurvenverlauf zeigt, dass das Maximum noch vor dem Aufheizzeitpunkt $2\tau_{\text{th}}$ durchlaufen wird. Dieser effizienteste Aufwärmzeitpunkt $t_{\eta,\text{max}}$ kann nicht analytisch hergeleitet werden, lässt sich aber numerisch bestimmen und näherungsweise mit Gleichung 101 angeben. Nach Gleichung 102 liegt der maximale Gesamtwirkungsgrad dann für einen Referenzaktor aus PEEK mit $\gamma_{c/h} = 0,3$ bei 0,0007%. Der maximale Wirkungsgrad liegt damit stets um das Verhältnis $\eta_{\text{PSB-Aktor}}(t_{\eta,\text{max}}) = 1,089 \cdot \eta_{\text{PSB-Aktor}}(2\tau_{\text{th}})$ höher als der Wirkungsgrad beim Aufheizzeitpunkt $2\tau_{\text{th}}$ nach Gleichung 103.

$$t_{\eta,\text{max}} \approx 1,26 \cdot \tau_{\text{th}} \quad (101)$$

$$\eta_{\text{PSB-Aktor}}(t_{\eta,\text{max}}) = 0,841 \cdot \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max,Polymer}}}{\rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \quad (102)$$

$$\eta_{\text{PSB-Aktor}}(2\tau_{\text{th}}) = 0,916 \cdot \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max,Polymer}}}{\rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - \gamma_{c/h})^2 \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \quad (103)$$

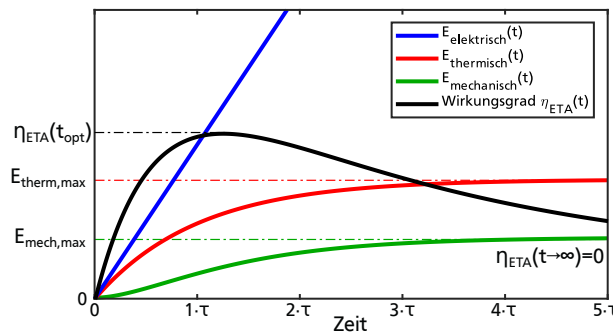


Abbildung 81: Qualitativer zeitlicher Verlauf des Wirkungsgrades in Abhängigkeit der auftretenden elektrischen, thermischen und mechanischen Energie. Der Maßstab der Ordinate ist nicht linear, sondern rein qualitativ.

Obwohl die unterschiedlichen berechneten Werte eines Referenzaktors aus PEEK für $t = t_{\eta,\text{max}}$ und $t = 2\tau_{\text{th}}$ nahe beieinander liegen, sind für einen möglichst effizienten Betrieb elektrothermischer Aktoren entsprechend kurze Einschalt Dauern anzustreben. Zudem muss für einen

formalen Vergleich elektrothermischer Aktoren zwingend auch der vom Anwendungsfall abhängige Aufheizzeitpunkt angegeben werden, welcher sowohl durch die Aktorgeometrie beeinflusst wird als auch durch anwendungsspezifische Randbedingungen festgelegt werden muss. Die allgemeine Vergleichbarkeit für die Wirkungsgrade elektrothermischer Aktoren ist damit eingeschränkt, da die Angabe des Wirkungsgrades nur für einen einzelnen Zeitpunkt gültig ist.

Zur Beurteilung des Gesamtwirkungsgrades im Entwurfsprozess müssen sowohl die zugeführte elektrische Energie als auch die mechanisch nutzbare Arbeit mit dem entsprechenden zeitlichen Verlauf bekannt sein. Im FEM-gestützten Entwurfsprozess können die geometrieabhängige Aufheizdauer oder Ansprechzeit, die zeitabhängige mechanisch nutzbare Arbeit und die zugeführte Leistung zwar durch transiente thermische und mechanische Simulationen ermittelt werden, dies bedeutet jedoch einen erhöhten Rechen- und Analyseaufwand. In der Entwurfsmethodik dieser Arbeit wird daher die Einführung zweier neuer Kenngrößen vorgeschlagen.

Nominaler Wirkungsgrad

Zum Vergleich elektrothermischer Aktoren mit weniger zeitabhängigen Größen wird in dieser Arbeit anstatt dem zeitabhängigen Wirkungsgrad eine Optimierungsfunktion vorgeschlagen, die sich nicht auf die zeitabhängige mechanische Arbeit, sondern auf deren statische Endwerte bezieht. Diese können vergleichsweise zeiteffizient z.B. mit statischen FEM-Simulationen bestimmt werden. Aufgrund der Ähnlichkeit zur Definition des zeitabhängigen Wirkungsgrades wird die in [Gleichung 104](#) bzw. [105](#) vorgeschlagene Optimierungsfunktion $\eta_{\text{ETA,nominal}}$ im Folgenden auch als „nominaler“ Wirkungsgrad bezeichnet. Für die Berechnung der zugeführten elektrischen Energie ist allerdings nach wie vor die Angabe einer Einschaltdauer notwendig, die sich entweder aus den Abmessungen des Aktors schätzen lässt oder aus der Anwendung ergibt.

$$\eta_{\text{ETA,nominal}} = \frac{E_{\text{mech,max}}}{E_{\text{elektrisch}}(t_{\text{heiz}})} \quad (104)$$

$$= \frac{\frac{1}{2} \cdot F_{\text{max}} \cdot \xi_{\text{max}}}{P_{\text{el}} \cdot t_{\text{heiz}}} \quad (105)$$

Für die geometrieabhängige Schätzung der Einschaltdauer kann z.B. die thermische Zeitkonstante herangezogen werden, welche sich nach [Gleichung 58](#) aus dem thermischen Verlustwiderstand $R_{\text{th,Verlust}}$ und der wirksamen Wärmekapazität C_{th} ergibt. Für Pseudobimorphaktoren können beide Größen mit den dargelegten thermischen Netzwerkmodellen unter verhältnismäßig niedrigem Aufwand abgeschätzt werden, auch für einige andere Aktorgeometrien lassen sich grobe Abschätzungen über vorhandene analytische Modelle gewinnen, wie z.B. für Kniehebelaktoren [[164](#)] oder Pseudobimorphaktoren mit Festkörpergelenken [[158](#)]. Für einen Pseudobimorphfaktor aus PEEK bildet sich der nominelle Wirkungsgrad nach [Gleichung 106](#). Für eine nominellen Aufheizdauer von $t_{\text{heiz}} = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ ergibt sich [Gleichung 107](#).

$$\eta_{\text{PSB-Aktor,nominal}}(t) = \frac{9}{4} \cdot \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max}}}{\rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - \gamma_{\text{c/h}})^2 \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \cdot \frac{\tau_{\text{th}}}{t} \quad (106)$$

$$\eta_{\text{PSB-Aktor,nominal}}(2\tau_{\text{th}}) = \frac{9}{8} \cdot \frac{E(T) \cdot \alpha_{\text{th}}^2 \cdot \Delta T_{\text{max}}}{\rho \cdot c_{\text{th}}} \cdot (1 - \gamma_{\text{c/h}})^2 \cdot \frac{\kappa^2}{4 + 15\kappa^2 + 9\kappa^4} \quad (107)$$

Der Vergleich des zeitabhängigen und des nominellen Wirkungsgrades bei $t = 2 \cdot \tau_{\text{th}}$ zeigt, dass der nominale Wirkungsgrad stets um das Verhältnis $\eta_{\text{ETA,nominal}}(2\tau_{\text{th}}) = 1,33 \cdot \eta_{\text{ETA}}(2\tau_{\text{th}})$ höher ausfällt als der zeitabhängige Wirkungsgrad. Der nominale Wirkungsgrad eignet sich damit weniger, um den Energiebedarf und die Speicherkapazität z.B. für mobile Geräte exakt abzuschätzen,

sondern vor allem für einen verhältnismäßig einfachen Vergleich der Performanz unterschiedlicher Aktorgeometrien. Wenn der zeitabhängige oder der nominelle Wirkungsgrad in der Entwurfsmethodik als Optimierungsfunktion $\Psi_{\text{ETA}} = \eta_{\text{ETA,nominal}}$ herangezogen wird, muss als Voraussetzung hierfür allerdings die thermische Zeitkonstante oder eine analytische Beschreibung des Aufwärmverhaltens bekannt sein. Der Überblick zum Stand der Technik elektrothermischer Aktoren in [Anhang A](#) zeigt, dass sich diese Angaben in der Literatur aber eher sporadisch finden. In der Entwurfsmethodik dieser Arbeit wird daher vor allem die im Folgenden vorgeschlagene „leistungsbezogene Nutzarbeit“ betrachtet, für die keine zeitliche Angabe zur Berechnung notwendig ist.

Leistungsbezogene Nutzarbeit

Ist der zeitliche Bezug zwischen der mechanischen Energie E_{mech} und der aufgenommenen Leistungsaufnahme P_{el} für die Anwendung nicht ausschlaggebend, kann zum Vergleich elektrothermischer Aktoren als Optimierungsfunktion die zeitliche charakteristische Dauer t_{char} betrachtet werden, bei der nach [Gleichung 108](#) die erreichbare mechanische Nutzarbeit durch die elektrische Leistungszufuhr bereitgestellt wurde.

$$E_{\text{mech,max}} = E_{\text{elektr}}(t_{\text{char}}) \quad (108)$$

$$= P_{\text{el}} \cdot t_{\text{char}} \quad (109)$$

Für den Betrieb mit einer konstanten Heizleistung ergibt sich [Gleichung 109](#). Die charakteristische Dauer beschreibt damit die rein theoretische Zeit, die ein Aktor bei idealem Gesamtwirkungsgrad $\eta = 1$ beheizt werden müsste, um die benötigte Energie aufzunehmen. Die Optimierungsfunktion ist damit keine relevante Entwurfsgröße, stellt aber eine zeitunabhängige Vergleichsgröße dar, mit der elektrothermische Aktoren unterschiedlicher Geometrie und mit unterschiedlichen Materialien gegenübergestellt werden können. Wird die charakteristische Dauer als Optimierungsfunktion herangezogen, wird diese im Folgenden auch als „leistungsbezogene Nutzarbeit“ bezeichnet, da sie sich aus dem Verhältnis der erreichbaren maximalen Nutzarbeit zur elektrischen Leistungsaufnahme bildet. [Gleichung 110](#) zeigt dabei den Bezug zum nominalen Wirkungsgrad. Die Optimierungsfunktion $\Psi_{\text{ETA,Nutzarbeit}}$ reduziert sich durch den gewählten Ansatz auf das beschriebene Verhältnis nach [Gleichung 111](#).

$$\begin{aligned} \Psi_{\text{ETA,Nutzarbeit}} &= t_{\text{char}} = \eta_{\text{ETA,nominal}} \cdot t_{\text{heiz}} \\ &= \frac{E_{\text{mech,max}}}{P_{\text{el}}} \end{aligned} \quad (110)$$

$$= \frac{\frac{1}{2} \cdot F_{\text{max}} \cdot \xi_{\text{max}}}{P_{\text{el}}} \quad (111)$$

Ist der zeitliche Verlauf der erreichbaren Kraft und Leerlaufauslenkung des Aktors bekannt, kann die leistungsbezogene Nutzarbeit auch allgemeiner nach [Gleichung 112](#) beschrieben werden und der zeitliche Verlauf in [Abb. 82](#) dargestellt werden. Im Gegensatz zum zeitabhängigen Wirkungsgrad erhöht sich die leistungsbezogene Nutzarbeit während des Aufwärmens des Aktors kontinuierlich und nähert sich asymptotisch dem in [Gleichung 111](#) beschriebenen Grenzwert an.

$$\Psi_{\text{ETA,Nutzarbeit}}(t) = \frac{\frac{1}{2} \cdot F(t) \cdot \xi(t)}{P_{\text{el}}} \quad (112)$$

Durch den i.d.R. niedrigen Wirkungsgrad elektrothermischer Aktoren liegt die charakteristische Energieäquivalenzdauer t_{char} i.d.R. im Bereich von Mikrosekunden. Für einen Referenzaktor aus

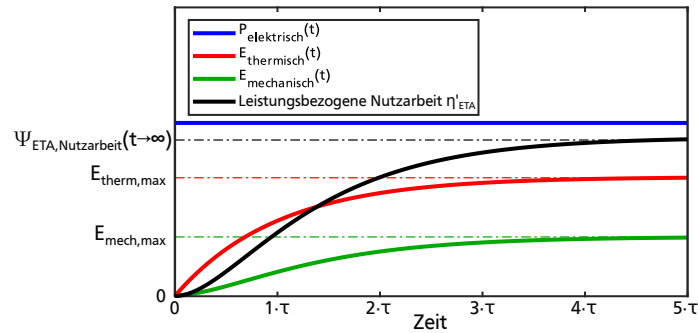


Abbildung 82: Qualitativer zeitlicher Verlauf der leistungsbezogenen Nutzarbeit. Der Maßstab der Ordinate ist nicht linear.

PEEK mit thermischen Verlustwiderständen von $1...2 \text{ K/mW}$ ergeben sich aus den analytischen Zusammenhängen der vorhergehenden Abschnitte Zeiten im Bereich von $24...48 \mu\text{s}$. Besser zum Vergleich elektrothermischer Mikroaktoren eignet sich die Einheit $\mu\text{m}\cdot\text{mN/mW}$ ($= 1 \mu\text{s}$), wobei die Einheiten die Wirkgrößen am elektrothermischen Aktor beschreiben.

Die für die Bestimmung der leistungsbezogenen Nutzarbeit notwendigen Größen lassen sich auch für andere Aktorgeometrien als den betrachteten Referenzaktor mit relativ geringem Rechen- und Analyseaufwand durch statischen FEM-Simulationen bestimmen. Im Entwurfsteil dieser Arbeit und zum Vergleich realisierter elektrothermischer Aktoren in [Anhang A](#) wird daher als Optimierungsfunktion die leistungsbezogenen Nutzarbeit (für $t \rightarrow \infty$) nach [Gleichung 111](#) verwendet. Die leistungsbezogene Nutzarbeit eignet sich darüber hinaus, um Aktoren zu vergleichen, zu denen nur unvollständige Literaturangaben ohne zeitlichen Bezug vorliegen.

Basierend auf dem erarbeiteten analytischen Modell eines Pseudobimorph-Aktors wird im Folgenden das Skalierungsverhalten elektrothermischer Aktoren ermittelt.

6.1.4 Skalierungsverhalten

Das Skalierungsverhalten eines Aktorprinzips beschreibt den Einfluss einer Größenänderung in zwei oder drei Dimensionen auf die relevanten Kennzahlen des Antriebs und liefert Hinweise darauf, ob die gestellten Anforderungen tendenziell bei kleineren oder größeren Abmessungen der Aktoren zu finden sind. Bei der Beschreibung des Skalierungsverhaltens wird dabei zwischen einer volumenabhängigen und einer flächenhaften Skalierung der Aktorabmessungen unterschieden.

Für eine volumenabhängige Skalierung der Aktorabmessungen in allen drei Dimensionen zeigt [Tabelle 21 a](#) den Einfluss eines Skalierungsfaktors s auf die charakteristischen Größen eines elektrothermischen Aktors. Aus den analytischen Betrachtungen in [Abschnitt 6.1.1](#) geht hervor, dass der Konvektionskoeffizient gemäß dem in [Gleichung 54](#) beschriebenen Zusammenhang abhängig von einer charakteristischen Länge der wärmeabgebenden Oberfläche des Aktors ist. Eine Beschreibung des Zusammenhangs durch eine Näherungsfunktion in [Anhang E](#) zeigt, dass der Konvektionskoeffizient in einem eingeschränkten Bereich der charakteristischen Länge von $0,3 \text{ mm} \leq L_{\text{char}} \leq 10 \text{ mm}$ als proportional zu $L_{\text{char}}^{-0,5}$ beschrieben werden kann. Wird für die charakteristische Länge ein Skalierungsverhalten proportional zu s^1 zugrunde gelegt, skaliert der thermische Verlustwiderstand durch Konvektion folglich mit $s^{-1,5}$ und der durch Konvektion bedingte Wärmestrom mit $s^{1,5}$. Da bei der Berechnung des Verlustwiderstandes und der Heizleistung der konvektive Wärmetransport entsprechend [Tabelle 19](#) bzw. [Abb. 77](#) dominiert, kann das Skalierungsverhalten des gesamten thermischen Verlustwiderstandes ebenfalls proportional zu $s^{-1,5}$ und das das Skalierungsverhalten für die Heizleistung entsprechend mit $s^{1,5}$ abgeschätzt werden. Da die thermische Kapazität kubisch skaliert, ergibt sich für die Zeitkonstante sowie

Tabelle 21: Skalierungsverhalten elektrothermischer Pseudobimorph-Aktoren für das analytisch beschriebene Modell in dieser Arbeit. Das Skalierungsverhalten des Konvektionskoeffizienten und aller abgeleiteten Größen gilt gemäß [Anhang E](#) für einen eingeschränkten Bereich der charakteristischen Länge von $0,3 \text{ mm} \leq L \leq 10 \text{ mm}$.

a) Volumenabhängiges Skalierungsverhalten		b) Flächenhaftes Skalierungsverhalten	
Abmessungen		Abmessungen	
Balkenlänge	$l(s) = l_0 \cdot s$	Balkenlänge	$l(s) = l_0 \cdot s$
Balkenbreite	$b(s) = b_0 \cdot s$	Balkenbreite	$b(s) = b_0 \cdot s$
Breite Luftspalt	$b_L(s) = b_{L,0} \cdot s$	Breite Luftspalt	$b_L(s) = b_{L,0} \cdot s$
Aktordicke	$\mathbf{h}(s) = \mathbf{h}_0 \cdot s$	Aktordicke	$\mathbf{h}(s) \approx \mathbf{h}_0$
Charakteristische Länge	$L_{\text{char}} \sim s^1$	Charakteristische Länge	$L_{\text{char}} \sim s^1$
Länge Wärmeübergang	$l_W \sim s^0$	Länge Wärmeübergang	$l_W \sim s^0$
Oberfläche	$A \sim s^2$	Oberfläche	$A \sim s^2$
Volumen	$V_{\text{erhitzt}} \sim s^3$	Volumen	$V_{\text{erhitzt}} \sim s^2$
Heizerfläche	$A_{\text{Heizer}} \sim s^2$	Heizerfläche	$A_{\text{Heizer}} \sim s^2$
Elektrische und thermische Größen		Elektrische und thermische Größen	
Konvektionskoeffizient	$\alpha_{\text{konv}} \sim s^{-0,5}$	Konvektionskoeffizient	$\alpha_{\text{konv}} \sim s^{-0,5}$
$R_{\text{th,konv}} \sim s^{-1,5}$	$\dot{Q}_{\text{konv}} \sim s^{1,5}$	$R_{\text{th,konv}} \sim s^{-1,5}$	$\dot{Q}_{\text{konv}} \sim s^{1,5}$
$R_{\text{th,rad}} \sim s^{-2}$	$\dot{Q}_{\text{rad}} \sim s^2$	$R_{\text{th,rad}} \sim s^{-2}$	$\dot{Q}_{\text{rad}} \sim s^2$
$R_{\text{th,leit,Luftspalt}} \sim s^{-1}$	$\dot{Q}_{\text{Leit,Luftspalt}} \sim s^1$	$R_{\text{th,leit,Luftspalt}} \sim s^0$	$\dot{Q}_{\text{Leit,Luftspalt}} \sim s^0$
$R_{\text{th,leit,Polymer}} \sim s^{-2}$	$\dot{Q}_{\text{Leit}} \sim s^2$	$R_{\text{th,leit,Polymer}} \sim s^{-1}$	$\dot{Q}_{\text{Leit}} \sim s^1$
$R_{\text{th,Verlust}} \sim s^{-1,5}$	$\dot{Q}_{\text{Verlust}} \sim s^{1,5}$	$R_{\text{th,Verlust}} \sim s^{-1,5}$	$\dot{Q}_{\text{Verlust}} \sim s^{1,5}$
Heizleistung	$P_{\text{Heiz,stationär}} \sim s^{1,5}$	Heizleistung	$P_{\text{Heiz,stationär}} \sim s^{1,5}$
Wirksame Wärmekapazität	$C_{\text{th}} \sim s^3$	Wirksame Wärmekapazität	$C_{\text{th}} \sim s^2$
Thermische Zeitkonstante	$\tau_{\text{th}} \sim s^{1,5}$	Thermische Zeitkonstante	$\tau_{\text{th}} \sim s^{0,5}$
Aufheizzeit	$t_{\text{heiz}} \sim s^{1,5}$	Aufheizzeit	$t_{\text{heiz}} \sim s^{0,5}$
Elektrische Energie	$E_{\text{Heiz}} \sim s^3$	Elektrische Energie	$E_{\text{Heiz}} \sim s^2$
Thermische Energie	$E_{\text{therm,nutz}} \sim s^3$	Thermische Energie	$E_{\text{therm,nutz}} \sim s^2$
Mechanische Größen		Mechanische Größen	
Erreichbare Kraft	$F_{\text{PSB-Aktor}} \sim s^2$	Erreichbare Kraft	$F_{\text{PSB-Aktor}} \sim s^1$
Leerlaufauslenkung	$\xi_{\text{PSB-Aktor}} \sim s^1$	Leerlaufauslenkung	$\xi_{\text{PSB-Aktor}} \sim s^1$
Mechanische Energie	$W_{\text{mech,Einzelbalken}} \sim s^3$	Mechanische Energie	$W_{\text{mech,Einzelbalken}} \sim s^2$
Mechanische Nutzarbeit	$W_{\text{mech,PSB-Aktor}} \sim s^3$	Mechanische Nutzarbeit	$W_{\text{mech,PSB-Aktor}} \sim s^2$
Übliche Optimierungsfunktionen		Übliche Optimierungsfunktionen	
$\Psi = F/P_{\text{Heiz}} \sim s^{0,5}$	$\Psi = F/E_{\text{Heiz}} \sim s^{-1}$	$\Psi = F/P_{\text{Heiz}} \sim s^{-0,5}$	$\Psi = F/E_{\text{Heiz}} \sim s^{-1}$
$\Psi = \xi/P_{\text{Heiz}} \sim s^{-0,5}$	$\Psi = \xi/E_{\text{Heiz}} \sim s^{-2}$	$\Psi = \xi/P_{\text{Heiz}} \sim s^{-0,5}$	$\Psi = \xi/E_{\text{Heiz}} \sim s^{-1}$
$\Psi_{\text{PSB-Aktor,Nutzarbeit}} \sim s^{1,5}$		$\Psi_{\text{PSB-Aktor,Nutzarbeit}} \sim s^{0,5}$	
Wirkungsgrade		Wirkungsgrade	
$\eta_{\text{elektr} \rightarrow \text{therm}} \sim s^0$	$\eta_{\text{PSB-Aktor,ges}} \sim s^0$	$\eta_{\text{elektr} \rightarrow \text{therm}} \sim s^0$	$\eta_{\text{PSB-Aktor,ges}} \sim s^0$
$\eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech}} \sim s^0$	$\eta_{\text{PSB-Aktor,nominal}} \sim s^0$	$\eta_{\text{therm} \rightarrow \text{mech}} \sim s^0$	$\eta_{\text{PSB-Aktor,nominal}} \sim s^0$
$\eta_{\text{mech} \rightarrow \text{mech}} \sim s^0$		$\eta_{\text{mech} \rightarrow \text{mech}} \sim s^0$	

für die Aufheizzeit ein Skalierungsverhalten proportional zu $s^{1,5}$. Die elektrische, thermische und mechanische Energie eines elektrothermischen Aktors skalieren ebenfalls kubisch. Bei den erreichbaren Stellgrößen des Aktors, also der Auslenkung und Kraft, zeigt sich, dass die Kraft quadratisch skaliert, die Auslenkung hingegen nur linear. Das Verhältnis von erreichbarer Kraft zur Leistungsaufnahme ist demnach proportional zu $s^{0,5}$ und daher bei Aktoren mit großen

Abmessungen besser. Das Verhältnis von Leerlaufauslenkung zur Leistungsaufnahme ist hingegen bei Aktoren mit kleinen Abmessungen besser.

Durch die i.d.R. herstellungsbedingt flache Bauhöhe elektrothermischer Klein- oder Mikroantriebe kann die Bauhöhe üblicherweise nur bedingt mit anderen Aktorabmessungen skaliert werden. Insbesondere für eine Aktorherstellung aus Kunststofffolien mit schichtbasierten mikrotechnischen Fertigungsverfahren können Dicken nur in geringem Maße variiert werden. [Tabelle 21 b](#) zeigt daher das flächenhafte Skalierungsverhalten elektrothermischer Pseudobimorph-Aktoren, bei der die Bauhöhe des Aktors konstant bleibt. Im Gegensatz zur volumenabhängigen Skalierung skaliert die thermische Kapazität quadratisch, sodass die Zeitkonstante sowie die Aufheizzeit nur proportional zu einem Skalierungsfaktor von $s^{0,5}$ werden. Die elektrische, thermische und mechanische Energie eines elektrothermischen Aktors skalieren daher ebenfalls nur quadratisch. Die erreichbare Kraft des Aktors skaliert beim flächenhaftem Skalierungsverhalten nur linear. Das Verhältnis von erreichbarer Kraft zur Leistungsaufnahme ist daher bei Aktoren mit kleinen Abmessungen besser.

Die Optimierungsfunktion $\Psi_{\text{PSB-Aktor,Nutzarbeit}}$ skaliert für ein volumenabhängiges Skalierungsverhalten proportional zu $s^{1,5}$, für ein flächenhaftes Skalierungsverhalten hingegen nur mit $s^{0,5}$. Da die leistungsbezogene Nutzarbeit für ein volumenabhängiges Skalierungsverhalten Aktoren mit großen Abmessungen stark bevorzugt, sollte die Optimierungsfunktion in einem Entwurfsprozess daher nur bei flächenhaftem Skalierungsverhalten verwendet werden. Da für viele in [Anhang A](#) genannten Anwendungen nur eine der Stellgrößen Relevanz besitzt, also entweder die Auslenkung oder die erreichbare Kraft, können je nach Anwendung auch andere Optimierungsfunktionen herangezogen werden. Insbesondere für mobile Anwendungen mit Einschränkungen in der verfügbaren elektrischen Energie kann das Verhältnis einer einzelnen Stellgröße zur eingespeisten Energie, also $\Psi = F/E_{\text{Heiz}}$ oder $\Psi = \xi/E_{\text{Heiz}}$, herangezogen werden. In diesem Fall zeigt sich für beide Skalierungsvarianten, dass elektrothermische Aktoren mit kleinen Abmessungen günstigere Werte erzeugen. Für Braille-Flächendisplays sind beide Stellgrößen relevant und aus dem Skalierungsverhalten der Optimierungsfunktionen folgt, dass die Antriebe möglichst kleine Abmessungen aufweisen sollten.

Die Wirkungsgrade elektrothermischer Aktoren sind sowohl bei einem volumenabhängigen als auch bei einem flächenhaften Skalierungsverhalten nicht vom Skalierungsfaktor abhängig. Dies ist insbesondere für Anwendungen mit geringem Bauraum und einer Vielzahl von Aktoren von Interesse. Durch die Unabhängigkeit vom Skalierungsfaktor kann abgeschätzt werden, dass die Wirkungsgrade für Pseudobimorphaktoren mit kleinen Abmessungen z.B. für Braille-Flächendisplays in der gleichen Größenordnung liegen wie für die in [Abschnitt 6.1.3](#) abgeschätzten Wirkungsgrade der untersuchten Referenzaktoren mit vergleichsweise großen Abmessungen.

Ohne einen detaillierten Entwurf können die erreichbaren Werte für die Auslenkung, die Kraft und den Wirkungsgrad allerdings nur sehr grob ermittelt werden. Die Betrachtungen für den mechanischen Getriebewirkungsgrad gelten insbesondere nur für In-plane-Pseudobimorphaktoren, sodass die Zusammenhänge beim Einsatz anderer Aktorgeometrien entsprechend analytisch hergeleitet oder z.B. durch FEM-Analysen ermittelt werden müssen. Da im Entwurfsprozess dieser Arbeit auch andere Aktorgeometrien berücksichtigt werden, wird im Folgenden die Modellierung der betrachteten Referenzaktoren mittels FEM-Analyse diskutiert.

6.2 Modellierung mittels FEM-Analyse

Für den Entwurf elektrothermischer Aktoren kommen im Rahmen dieser Arbeit vorrangig FEM-Werkzeuge zum Einsatz, mit welchen die auftretenden inhomogenen Temperaturverteilungen und das nichtlineare Biegeverhalten des Verformungskörpers berücksichtigt werden können. Der Entwurf gliedert sich wie in den vorhergehenden Arbeiten von *Eicher* [164], *Staab* [158]

und Winterstein [163] in zwei aufeinander aufbauende Simulationsdomänen. In einer ersten FEM-Berechnung wird auf Basis der thermischen Randbedingungen die Temperaturverteilung im Aktor berechnet. In darauf aufbauenden mechanischen Simulationen werden auf Basis der Temperaturverteilung die resultierenden mechanischen Spannungen und Dehnungen berechnet. Die mechanische Simulationsdomäne kann je nach den gewählten Randbedingungen so ausgeführt werden, dass entweder die Leerlaufauslenkung oder die Blockierkraft des Aktors berechnet wird.

Der zweistufige Aufbau der thermo-mechanischen Simulationen ist zweckmäßig, solange sich die thermischen Randbedingungen durch den resultierenden mechanischen Versatz nicht oder nur sehr geringfügig ändern. Die in Kapitel 4 charakterisierten Auslenkungen von elektrothermischer Referenzaktoren aus PEEK liegen bei $60,4 \mu\text{m}$ und damit weit unterhalb der Strukturabmessungen des Verformungskörpers. Auch die Abmessungen des Luftspalts zwischen dem heißen und kalten Balken oder hin zu benachbarten Strukturen wie z.B. deren Aufhängung ändern sich dabei nur unwesentlich. Die für die Temperaturverteilung relevanten Abmessungen können bei der thermischen Modellierung daher als statisch angenommen werden. Die Vereinfachung trifft insbesondere für einzelne Aktoren zu, die während der Charakterisierung frei in Luft positioniert sind.

Die mechanischen Simulationen werden in dem thermo-mechanischen Simulationsaufbau als rein statische Simulationen ausgeführt, wohingegen die thermische Simulation entweder als transiente oder als statische Simulation ausgeführt werden kann. Da die Rechenzeiten für transiente Simulationen deutlich höher liegen und für die meisten Betrachtungen die statischen Endwerte für Temperaturen, Auslenkungen und Kräfte ausreichen, werden die im folgenden Verlauf dieser Arbeit beschriebenen FEM-Simulationen als rein statische FEM-Analysen ausgeführt.

Im den folgenden Abschnitten wird der Einfluss aller relevanten Schritte der genutzten FEM-Simulationen auf die berechneten Simulationsergebnisse diskutiert. Zunächst wird das in *Ansys Workbench*[™] verwendete Netz der Aktorgeometrie vorgestellt. In der thermischen Simulationsdomäne werden drei unterschiedliche thermische Modelle verglichen, welche sich in der Modellierung des Wärmeabflusses aus dem Aktor unterscheiden und z.B. die Wärmeleitung der umgebenden Luft um einen Aktor berücksichtigen oder vernachlässigen. In allen verwendeten thermischen Modellen ist die berechnete Temperaturverteilung insbesondere vom Konvektionskoeffizienten abhängig, welcher auf der Oberfläche des Verformungskörpers oder der umgebenden Luft definiert wird. Aufbauend auf den drei thermischen Modellen wird daher im weiteren Verlauf dieses Kapitels eine Methode zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten präsentiert, welche auf einem Vergleich von gemessenen und simulierten Temperaturverteilungen basiert. Im Anschluss wird die mechanische Simulationsdomäne diskutiert und die berechneten Ergebnisse den gemessenen Auslenkungen und Kräften gegenübergestellt.

6.2.1 Vernetzung von Aktorgeometrien mit dünnen Heizelementen

Ansys Workbench[™] bietet Schnittstellen zwischen gängigen CAD-Programmen wie *Autodesk Inventor*[™] oder *PTC Creo Parametric*[™], mit denen sich die zu untersuchende Aktorgeometrien komfortabel erzeugen und parametrisieren lassen. Die Schnittstellen unterstützen zudem den automatisierten Geometrieimport aus den CAD-Programmen, um Abmessungen eines Modells zu variieren und somit in *Ansys* eine Vielzahl von Parametersätzen in sogenannten Designpoints nacheinander zu analysieren. Die Geometrie der polymeren Verformungskörper wird dabei im CAD-Programm aktualisiert und als Volumenkörper an *Ansys Workbench*[™] übertragen.

Im Fall der Referenzaktoren ist die Geometrie der Dünnschicht-Heizelemente als Oberflächenkontur in dem Volumenkörper eingeprägt, sodass an der Aktoroberfläche die erzeugte Wärmeleistung im Bereich des Heizelementes eingeprägt werden kann. Die Dünnschicht-Heizelemente

können im *Ansys DesignModeler* dann entweder als Schalenkörper in das FEM-Modell eingefügt oder als Volumenkörper extrudiert werden, um ggf. die Wärmeleitfähigkeit und Steifigkeit der metallischen Heizelemente zu berücksichtigen. In [Anhang I](#) werden für die Heizelemente unterschiedliche Modellierungsarten gegenübergestellt und erprobt. Die berechneten Ergebnisse sind in den thermischen Simulationen nahezu identisch und in den mechanischen Simulationen ergeben sich nur geringe Abweichungen. Während sich die berechneten Spannungen um bis zu 9,3% zwischen den Simulationsvarianten unterscheiden, zeigen die relevanten Aktorauslenkungen Abweichungen von maximal 2% je nach Modellierungsvariante. Um benötigte Rechenzeiten für die Vernetzung und Simulationen zu minimieren, werden in dieser Arbeit die Heizelemente wie in [Abb. 83 a](#) als Oberflächenkontur modelliert. Trotz Vernachlässigung der Materialeigenschaften der Heizelemente eignet sich diese Modellierung zur Bestimmung der relevanten Aktoreigenschaften, wie der Temperaturverteilung, der Aktorauslenkung und der erreichbaren Kraft.

Neben der Modellierungsart der Heizelemente besitzt auch das verwendete Netz im Verformungskörper einen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse. *Winterstein* beobachtet bei einer Konvergenzanalyse eines statischen FEM-Modells für einen Pseudobimorphfaktor, dass dessen berechnete Zielgrößen wie die Maximaltemperatur und die Auslenkung erst ab ca. 3,5 Mio. Knoten bei der Vernetzung konvergieren [163]. In den in [Anhang I](#) aufgezeigten Netzanalysen dieser Arbeit werden für einen Referenzaktor mit mehreren unterschiedlichen Vernetzungsmethoden Netze mit ca. 55.000 bis 295.000 Knoten verglichen und dabei nur vergleichsweise geringe Abweichungen in den Berechnungsergebnissen festgestellt. Im Rahmen der eigenen Konvergenzanalyse kann daher keine minimale oder maximale Grenze für die in *Ansys* einstellbare Standard-elementgröße ermittelt werden. Aufgrund der dabei ermittelten Rechenzeiten zur Vernetzung und zur Berechnung der Simulationsergebnisse stellt sich eine Standardelementgröße von 60 μm mit tetraedrischer Vernetzung als geeignet heraus. Zusätzlich kommt die in *Ansys* anwählbare Edge-Sizing-Methode zum Einsatz, welche das Netz im Bereich der Haltestrukturen aufweitet und damit die Knotenanzahl reduziert.

[Abb. 83 b](#) zeigt das mit *Ansys* erstellte Netz des Referenzaktors. Das Luftvolumen zwischen den Balken wird vollständig mit Elementen vom Typ Hex20 und der Verformungskörper weitestgehend mit Elementen vom Typ Tet10 vernetzt. Elemente vom Typ Pyr13 treten an dem Übergang vom Verformungskörper zum Luftspalt auf. [Tabelle 22](#) fasst die genutzten Elementtypen zusammen.

Die Untersuchungen in [Anhang I](#) zeigen zusammenfassend, dass sowohl die Modellierungsart der Heizelemente als auch die Art der Vernetzung einen Einfluss auf die berechneten Simulations-

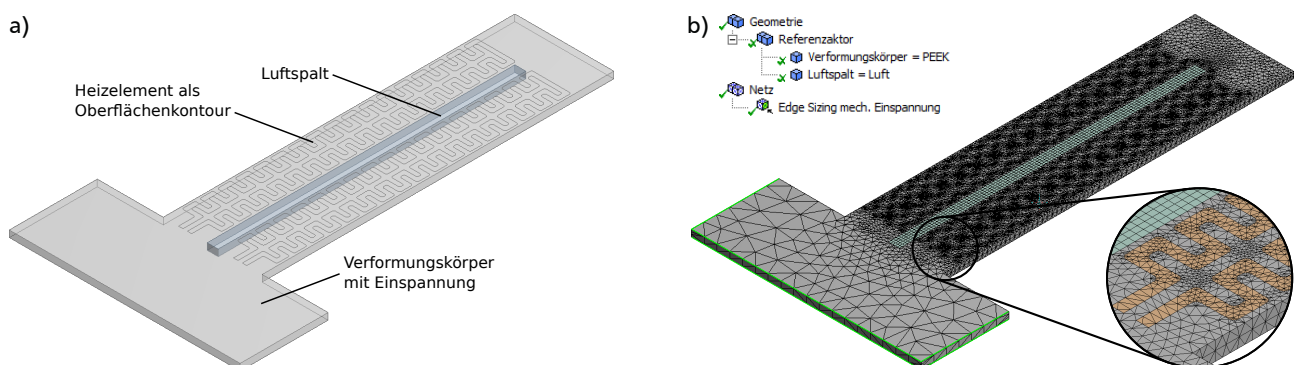


Abbildung 83: FEM-Modell eines elektrothermischen Referenzaktors in *Ansys*: a) Importiertes CAD-Modell mit Heizelementen als Oberflächenkontur; b) Vernetzte Geometrie mit 196.261 Knoten bei einer tetraedrischen Standard-Vernetzung mit einer Standardelementgröße von 60 μm sowie der Verwendung der Edge-Sizing-Methode mit Stückelung 300 μm an den markierten Kanten. In Vergrößerung ist die entstehende Netzverfeinerung an den Heizmäandern zu sehen.

Tabelle 22: In *Ansys Workbench* verwendete Elementtypen bei der Vernetzung gemäß [Abb. 83 b](#). Elementbezeichnungen übernommen aus [\[287\]](#).

Körper	Anzahl	Vernetzungselement	Thermisches Element	Mechanisches Element	Geometrie
Verformungskörper	116239	TET10	SOLID87	SOLID187	Tetraeder
Verformungskörper	732	PYR13	SOLID90	SOLID186	Pyramide
Luftvolumen	1755	HEX20	SOLID90	SOLID186	Hexaeder

ergebnisse besitzen. Die größten modellbedingten Abweichungen werden mit bis zu 7% bei den berechneten mechanischen Spannungen und mit bis zu 5% bei der berechneten mittleren Temperatur im Verformungskörper ermittelt. Die relevanten Ergebnisgrößen wie die Auslenkung und Blockierkraft unterscheiden sich je nach Netz allerdings nur um maximal 2,2%. Die Untersuchungen zeigen damit, dass die Berechnungsergebnisse der FEM-Analysen einer prinzipbedingten Genauigkeit unterliegen und diese z.B. bei der Auslegung von Aktorgeometrien im weiteren Entwurfsprozess berücksichtigt werden muss.

Aufbauend auf der Vernetzung der Aktorgeometrie wird in *Ansys* eine thermische Simulation durchgeführt, die im Folgenden hinsichtlich der einstellbaren thermischen Randbedingungen und der erreichbaren Berechnungsergebnisse diskutiert wird.

6.2.2 Thermische Simulationsmodelle und Bestimmung der jeweiligen Konvektionskoeffizienten

In der thermischen Simulationsdomäne verwenden *Eicher* [\[164\]](#) und *Winterstein* [\[163\]](#) eine gekoppelte elektro-thermische Simulation, in welcher die Heizelemente als Volumenkörper modelliert und mit einer elektrischen Spannung beaufschlagt werden. Der *Joul'sche* Wärmeeintrag und die resultierende Temperaturverteilung im Verformungskörper werden dabei im gleichen Schritt berechnet. Für Dünnschicht-Heizelemente und deren Modellierung als Oberflächenkontur wird in der Arbeit von *Staab* [\[158\]](#) der Wärmeeintrag über eine flächig wirkende, konstante Wärmestromdichte auf der Heizelementkontur beaufschlagt. Dies ist auch für die Referenzaktoren in dieser Arbeit zweckmäßig, da die Heizelementgeometrie eine nahezu konstante Strukturbreite aufweist und in den Heizelementen daher mit einer konstanten Stromdichte zu rechnen ist. Der Betrag der Wärmestromdichte des FEM-Modells wird durch eine oder mehrere Simulationen so bestimmt, dass sich eine Maximaltemperatur von 125°C im Aktor einstellt.

Der Abfluss der thermischen Leistung an die Umgebung erfolgt bei *Eicher*, *Winterstein* und *Staab* wie in den in [Abschnitt 6.1](#) diskutierten analytischen Modellen grundlegend durch Wärmestrahlung, Wärmeleitung und Konvektion. Der für die Wärmestrahlung ausschlaggebende Emissionsgrad ist vom Material und von der Oberflächenbeschaffenheit abhängig und ist mit den in [Abschnitt 5.4](#) geschilderten Versuchen hinreichend bekannt. Die Kenngrößen zur Leitfähigkeit der Luft und des Verformungskörpers können der Literatur entnommen werden und die genutzten Parameter sind in [Abschnitt 5.5](#) zusammengefasst. Der Konvektionskoeffizient ist eine geometrie- und orientierungsabhängige Größe, die je nach Modell unterschiedlich groß ausfällt. Die gewählten Modellierungsansätze von *Winterstein*, *Staab* und *Eicher* sind bzgl. der Wärmetransportmechanismen ähnlich, unterscheiden sich aber in der Wahl des Konvektionskoeffizienten. Gemeinsam ist den Modellierungsansätzen dabei insbesondere, dass die Wärmestrahlung nicht als eigener Wärmetransportmechanismus, sondern mit der konvektiven Randbedingung zusammengefasst wird. Die FEM-Modellierungsansätze werden allerdings in keiner der Arbeiten vollständig hinsichtlich aller relevanten Aktoreigenschaften wie der Auslenkung, der Kraft und auch der Leistungsaufnahme mit entsprechenden Messdaten verifiziert und eine

Übertragbarkeit auf andere Aktorgeometrien wird nicht diskutiert. Die vorliegende Arbeit setzt sich mit den im Folgenden beschriebenen Untersuchungen daher Arbeit zum Ziel, unterschiedliche Modellierungsansätze am Beispiel der Referenzaktoren zu erproben und dabei alle relevanten Aktoreigenschaften mit entsprechenden Messdaten zu vergleichen. Hierbei wird ermittelt, welche Berechnungsergebnisse den realen Messdaten am nächsten kommen und welche Modellparameter dabei signifikant sind. Neben der Auslenkung, der Kraft und der Leistungsaufnahme wird dabei auch die berechnete Temperaturverteilung in die Validierung der Modelle miteinbezogen. Im Folgenden werden die betrachteten thermischen Modelle näher diskutiert und im Anschluss der jeweilige Konvektionskoeffizient mithilfe von Messwerten zu der Leistungsaufnahme und der Temperaturverteilung bestimmt.

Thermische Modelle mit und ohne umgebende Luftschicht

Die reale Temperaturverteilung an einem elektrothermischen Aktor kann durch unterschiedliche Modelle nachgebildet werden [163]. Die Arbeit von *Hu et al.* [281] zeigt beispielsweise, dass Netzwerkmodelle sowohl mit rein konvektiven als auch mit rein konduktiven Wärmeverlusten die Temperaturerhöhung eines Aluminiumheizers mit nur sehr geringen Abweichungen beschreiben. Im Folgenden werden drei unterschiedliche FEM-Modellierungsansätze untersucht, die sich in der Wahl der thermischen Randbedingungen unterscheiden.

Modell I entspricht dem Modellierungsansatz von *Winterstein, Staab* und *Eicher* und stellt den Wärmeabfluss auf der Aktoroberfläche wie in *Abb. 84 a* über eine rein konvektive Randbedingung dar. Die Wärmestrahlung bildet gemäß *Abschnitt 6.1* zwar den zweitgrößten Anteil am Wärmeverlust des heißen Balkens, die emittierende Wärmestrahlung wird im Modell I aber über die konvektive Randbedingung mit abgebildet und mit der entsprechenden Wahl des Konvektionskoeffizienten berücksichtigt.

Modell II berücksichtigt ergänzend zu der Konvektion auch die Wärmestrahlung als eigenen Wärmetransportmechanismus. *Abb. 84 b* zeigt daher für Modell II auf der Aktoroberfläche beide Randbedingungen.

Allen Modellen gemeinsam ist die Modellierung des Wärmeverlusts durch Wärmeleitung über die Struktur und der Wärmefluss zwischen den Balken des Aktors. Der Wärmeverlust durch

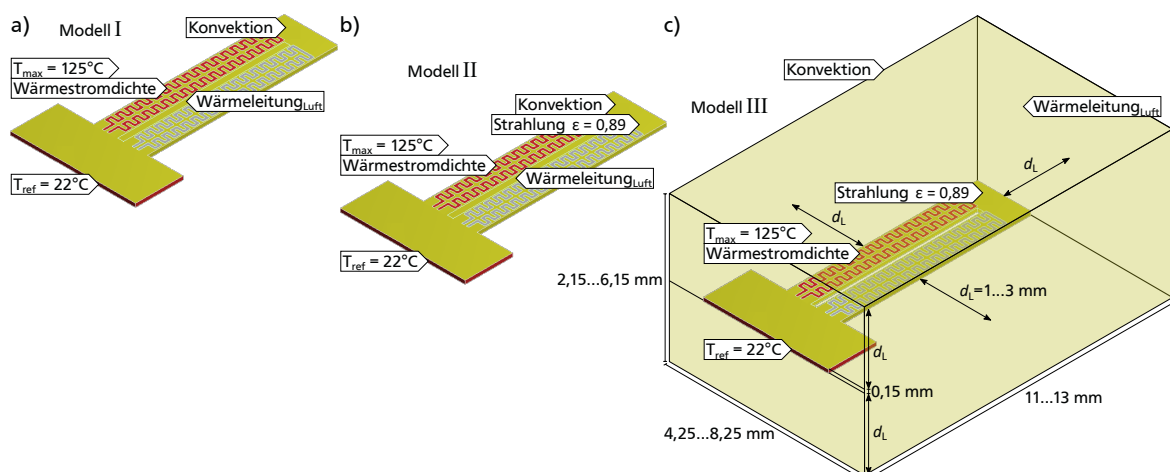


Abbildung 84: Thermische Modellierungsansätze für einen Referenzaktor aus PEEK mit allen gewählten thermischen Randbedingungen: a) Modell I mit Konvektion auf der Oberfläche der Aktoren nach *Winterstein, Staab* und *Eicher*; b) Modell II mit Konvektion und thermischer Strahlung auf der Aktoroberfläche; c) Modell III mit thermischer Strahlung auf der Aktoroberfläche und Konvektion auf einem den Aktor umhüllenden Luftvolumen.

Wärmeleitung über die Struktur ist durch eine feste Temperatur von $T_{\text{ref}} = 22^\circ\text{C}$ im Bereich der Einspannung berücksichtigt. Der Wärmeübergang zwischen den Balken des Aktors wird, wie bereits in [Abschnitt 6.1](#) anhand der dimensionslosen *Grashof*-Zahl begründet, rein über Wärmeleitung im Luftspalt darstellt. Zwischen den Balken des Aktors ist daher in allen Modellen ein Luftvolumen vorgesehen, welches wie in dem FEM-Modell von *Winterstein* [163] eine Wärmeleitung von $0,0262 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ (nach *Kadoya* [252]) berücksichtigt.

Damit im Modell I und II keine adiabatischen Außenflächen auftreten, wird die konvektive Randbedingung auch auf den freiliegenden Seiten des Luftspalts vorgesehen. Die konvektive Randbedingung wirkt daher in Modell I und II mit Ausnahme der Auflageflächen an der mechanischen Einspannung auf allen Außenflächen des Modells inkl. Ober-, Unterseite und der Luftblöcke, was in den Modellen I und II einer Fläche von $50,3 \text{ mm}^2$ entspricht.

Modell III nähert die Beobachtung von *Mahony* an, dass bei kleinen *Grashof*-Zahlen im Nahfeld eines beheizten Körpers ein Bereich dominierender Wärmeleitung existiert, und der konvektive Wärmetransport durch die Ausprägung von Luftströmungen bzw. Luftfahnen erst im Fernfeld dominiert [288]. Zwar können die tatsächlichen Luftbewegungen in statischen FEM-Simulationen nicht abgebildet werden, Modell III berücksichtigt aber zur Annäherung an die sich ausprägende konduktive Grenzschicht gemäß [Abb. 84 c](#) ein äußeres Luftvolumen vor, das den gesamten Aktor umhüllt. Während die thermische Randbedingung zur Wärmestrahlung weiterhin auf der Aktoroberfläche definiert ist, wird die konvektive Randbedingung nur auf den Außenflächen der umhüllenden Luftschicht vorgesehen. Die Dicke der Luftschicht d_L wird im Bereich $1\text{...}3 \text{ mm}$ variiert, was im Modell einer konvektiven Außenfläche von $159\text{...}475 \text{ mm}^2$ entspricht.

In allen drei Modellen wird auf den konvektiven Flächen ein einheitlicher mittlerer Konvektionskoeffizient vorgesehen. Die analytischen Betrachtungen in [Abschnitt 6.1.1 Tabelle 18](#) zeigen zwar, dass der Konvektionskoeffizient abhängig von der Orientierung der emittierenden Fläche ist, gerade in den Modellen I und II sind die vertikalen Seitenflächen aber vergleichsweise klein und der konvektive Einfluss der Seitenflächen daher sehr gering. Die Verwendung eines mittleren Konvektionskoeffizienten mit einem konstanten Wert auf allen Außenflächen ermöglicht zudem eine einfache Bestimmung des Konvektionskoeffizienten für die jeweiligen Modelle.

Bestimmung des Konvektionskoeffizienten über simulierte Temperaturverteilungen

Um den Wertebereich des Konvektionskoeffizienten in den erstellten Modellen abzuschätzen, werden die berechneten Simulationsergebnisse mit Messdaten realer Referenzaktoren verglichen. Zuzüglich zum Vergleich der gemessenen Leistungsaufnahmen mit den berechneten Verlustleistungen in [Abschnitt 6.1.1](#) bieten die durchgeführten FEM-Simulationen die Möglichkeit, den Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf die berechnete Temperaturverteilung zu untersuchen und die Temperaturverteilung zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten zu nutzen. [Abb. 85](#) stellt exemplarisch dar, wie die in der FEM-Simulationen berechneten Temperaturverteilungen auf der Oberfläche des Aktors mittels *MATLAB* zu 2D-Temperaturmasken aufbereitet werden, die an die Größe des Referenzaktors im Messbild mit $m \cdot n$ Pixeln gemäß [Abb. 68 a](#) angepasst sind.

Zum Vergleich der berechneten 2D-Temperaturverteilungen mit der gemessenen Temperaturverteilung aus [Abb. 68 a](#) wird sowohl ein Differenzbild durch pixelweise Subtraktion erzeugt als auch die mittlere Temperaturabweichung $\overline{\Delta T}_{\text{Diff}}$ mittels [Gleichung 113](#) berechnet.

$$\overline{\Delta T}_{\text{Diff}} = \frac{\sum_{x,y=1}^{n,m} |T_{\text{FEM}}(x,y) - T_{\text{mess}}(x,y)|}{n \cdot m} \quad (113)$$

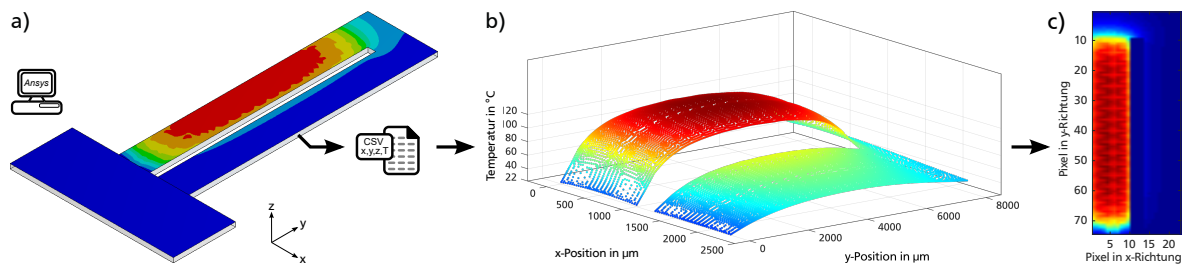


Abbildung 85: Umwandlung der mittels FEM berechneten Temperaturverteilung in eine 2D-Temperaturmaske: a) FEM-Berechnung der Temperaturverteilung auf der Oberseite des Verformungskörpers und Export als CSV-Datei; b) Einlesen und Darstellen der Temperaturdaten mittels *MATLAB*; c) Aufbereitung der Temperaturverteilung zu einer 2D-Temperaturmaske.

Werden im Modell I die von *Winterstein* und *Staab* genutzten Konvektionskoeffizienten von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ bzw. $125 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ auch für die Modellierung für die betrachteten Referenzaktoren aus PEEK herangezogen, werden die in *Abb. 86* dargestellten Temperaturverteilungen berechnet. Die Differenzbilder zeigen hohe mittlere Temperaturabweichungen von 14,4 und 17,9 K, sodass die simulierten Temperaturverteilungen sowohl bei $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ als auch bei $125 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eine schlechte Übereinstimmung mit der gemessenen Temperaturverteilung aufweisen. Insbesondere im Bereich des unbeheizten Balkens liegt die simulierte Temperatur um bis zu 39°C unterhalb der gemessenen Temperatur. Die nachfolgenden mechanischen Simulationen überschätzen daher die erreichbare Performanz des Aktors. Mit Auslenkungen von $75,6 \mu\text{m}$ und $78,4 \mu\text{m}$ ergeben sich deutlich höhere Auslenkungen als bei der in *Abschnitt 4.3 Tabelle 11 d* ermittelten Auslenkung von $60,4 \mu\text{m}$. Die berechneten Kräfte liegen mit $57,2 \text{ mN}$ und $61,1 \text{ mN}$ ebenfalls über den gemessenen Blockierkräften von durchschnittlich $18,7 \text{ mN}$. Für die Geometrie des Referenzaktors sind von *Winterstein* und *Staab* genutzten Konvektionskoeffizienten daher zu hoch und müssen im Bereich unterhalb von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ liegen.

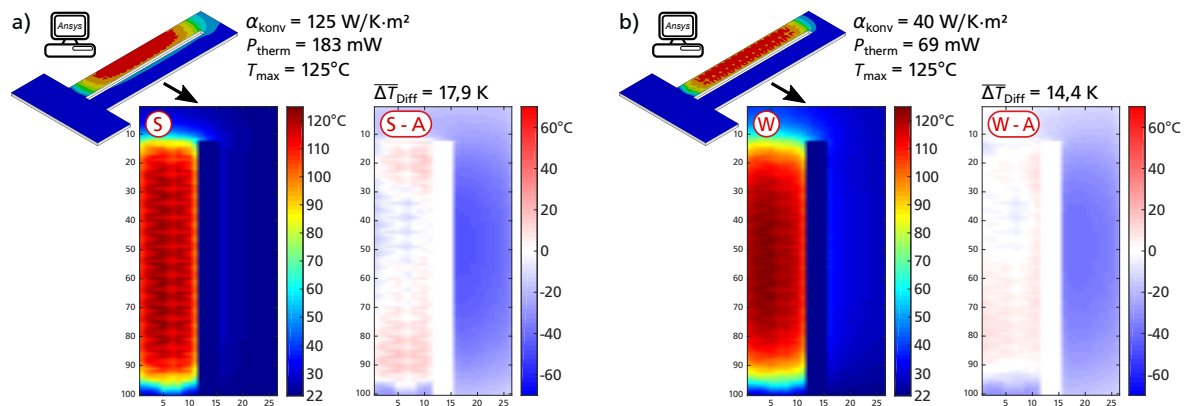


Abbildung 86: Berechnete Temperaturverteilung eines Referenzaktors aus PEEK mit Konvektionskoeffizienten wie in den Arbeiten von *Staab* und *Winterstein*: a) Temperaturverteilung bei $125 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und Differenzbild zur gemessenen Temperaturverteilung aus *Abb. 68 a*; b) Temperaturverteilung bei $40 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ und Differenzbild zur gemessenen Temperaturverteilung aus *Abb. 68 a*. Der Vergleich zeigt keine zufriedenstellende Übereinstimmung zur gemessenen Temperaturverteilung.

Um eine höhere Übereinstimmung der berechneten Temperaturverteilung mit der gemessenen Temperaturverteilung zu erhalten, wird der Konvektionskoeffizient in allen drei Modellen im Bereich $1\text{...}40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ variiert. Zum Vergleich mit der gemessenen Temperaturverteilung eignet sich neben den geschilderten Differenzbildern und der berechneten mittleren Temperatur-

abweichung $\overline{\Delta T_{\text{Diff}}}$ auch ein als Template-Matching bekanntes Verfahren aus der optischen Bildverarbeitung. Die in *MATLAB* aufbereiteten 2D-Temperaturmasken werden dabei als Eingangsdaten (Templates) für eine automatisierte Bilderkennung im Messbild genutzt und über eine Kreuzkorrelationsfunktion ein Vergleichswert der Bilder berechnet. Eine nicht-normierte Kreuzkorrelation besitzt Nachteile für einen Bildvergleich, da der Bereich der Ergebniswerte abhängig von dem Wertebereich der Bilddaten ist, niedrige Werte nahe null in den Bilddaten kaum in das Ergebnis eingehen. In der Bildverarbeitung wird daher üblicherweise eine normierte Kreuzkorrelation verwendet, deren Ergebnis im Bereich $-1...1$ liegt. Höhere Ergebniswerte entsprechen einer besseren Bildübereinstimmung und ein Ergebniswert von 1 entspricht in dieser Arbeit daher einer vollständigen Übereinstimmung der gemessenen und der simulierten Temperaturverteilung. *MATLAB* stellt hierfür die Funktion `normxcorr2` zur Verfügung [289, 290], mit der die normierte Kreuzkorrelation $r_{\text{korrr}}(u, v)$ zwischen dem gemessenen Bildausschnitt T_{mess} und dem simulierten Template T_{Template} nach Gleichung 114 berechnet wird. Die Parameter u, v beschreiben dabei eine virtuelle Verschiebung des Templates in x- bzw. y-Richtung im Vergleichsbild, sodass das Bild der gemessenen Temperaturverteilung größer als das die berechneten Templates gewählt werden kann und unscharfe Kanten im Messbild weniger stark in das Ergebnis eingehen.

$$r_{\text{korrr}}(u, v) = \frac{\sum_{x,y=1}^{n,m} [T_{\text{mess}}(x,y) - \overline{T_{\text{mess}}(x-u,y-v)}] \cdot [T_{\text{Template}}(x-u,y-v) - \overline{T_{\text{Template}}(x,y)}]}{\sqrt{\sum_{x,y=1}^{n,m} [T_{\text{mess}}(x,y) - \overline{T_{\text{mess}}(x-u,y-v)}]^2 \cdot \sum_{x,y=1}^{n,m} [T_{\text{Template}}(x-u,y-v) - \overline{T_{\text{Template}}(x,y)}]^2}} \quad (114)$$

Abb. 87 a-c zeigt exemplarisch den Ablauf der in *MATLAB* implementierten Bilderkennung. Abb. 87 d-f zeigt die berechneten Ergebnisse und den Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf den Korrelationswert r_{korrr} , die mittlere Temperaturabweichung $\overline{\Delta T_{\text{Diff}}}$ sowie die berechnete elektrische Leistungsaufnahme des Referenzaktors. Abb. 88 zeigt zudem die simulierten Temperaturverteilungen in Abhängigkeit des Konvektionskoeffizienten und die Differenzbilder im Vergleich zur gemessenen Temperaturverteilung.

Die Verläufe der Korrelationswerte in Abb. 87 d zeigen für die Modelle I und II ein ausgeprägtes Maximum. Für das Modell I mit Konvektion auf der Aktoroberfläche tritt das Maximum des Korrelationswertes bei einem Konvektionskoeffizienten von $9 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ auf. Für das Modell II mit Konvektion und Strahlung auf der Aktoroberfläche liegt das Maximum des Korrelationswertes bei einem etwas niedrigeren Konvektionskoeffizienten von $3 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Die höchsten Korrelationswerte zeigt das Modell III mit umhüllender Luftschicht. Der Kurvenverlauf bei Modell III zeigt für $d_L = 3 \text{ mm}$ zwar rein rechnerisch ein flaches Maximum bei $14 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, ähnlich hohe Korrelationswerte treten allerdings bereits bei Konvektionskoeffizienten ab $7 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ und bis hin zu hohen Konvektionskoeffizienten von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ auf. Für niedrigere Schichtdicken der Luft d_L ergeben sich leicht niedrigere Werte und das Kurvenverhalten nähert sich dem von Modell II an. Betrachtet man das Kurvenmaximum für $d_L = 1 \text{ mm}$ lässt sich der Konvektionskoeffizienten auf ca. $7...25 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingrenzen. Tabelle 23 fasst die gefundenen Konvektionskoeffizienten für die drei untersuchten Modelle zusammen.

Abb. 88 b hebt die berechneten 2D-Temperaturmasken mit dem jeweils höchsten Korrelationswert hervor und verdeutlicht damit die berechneten Temperaturverteilungen, die am besten mit der gemessenen Temperaturverteilung übereinstimmt. Der Vergleich in Abb. 88 b zeigt zudem, dass die berechneten Temperaturverteilungen ein unterschiedliches Verhalten in Abhängigkeit des Konvektionskoeffizienten aufweisen. Aus Modell I und II resultieren für hohe Konvektionskoeffizienten von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ ähnliche Temperaturverteilungen, für niedrigere Konvektionskoeffizienten prognostiziert Modell I allerdings an der Aktorspitze im Bereich des kalten Balkens höhere

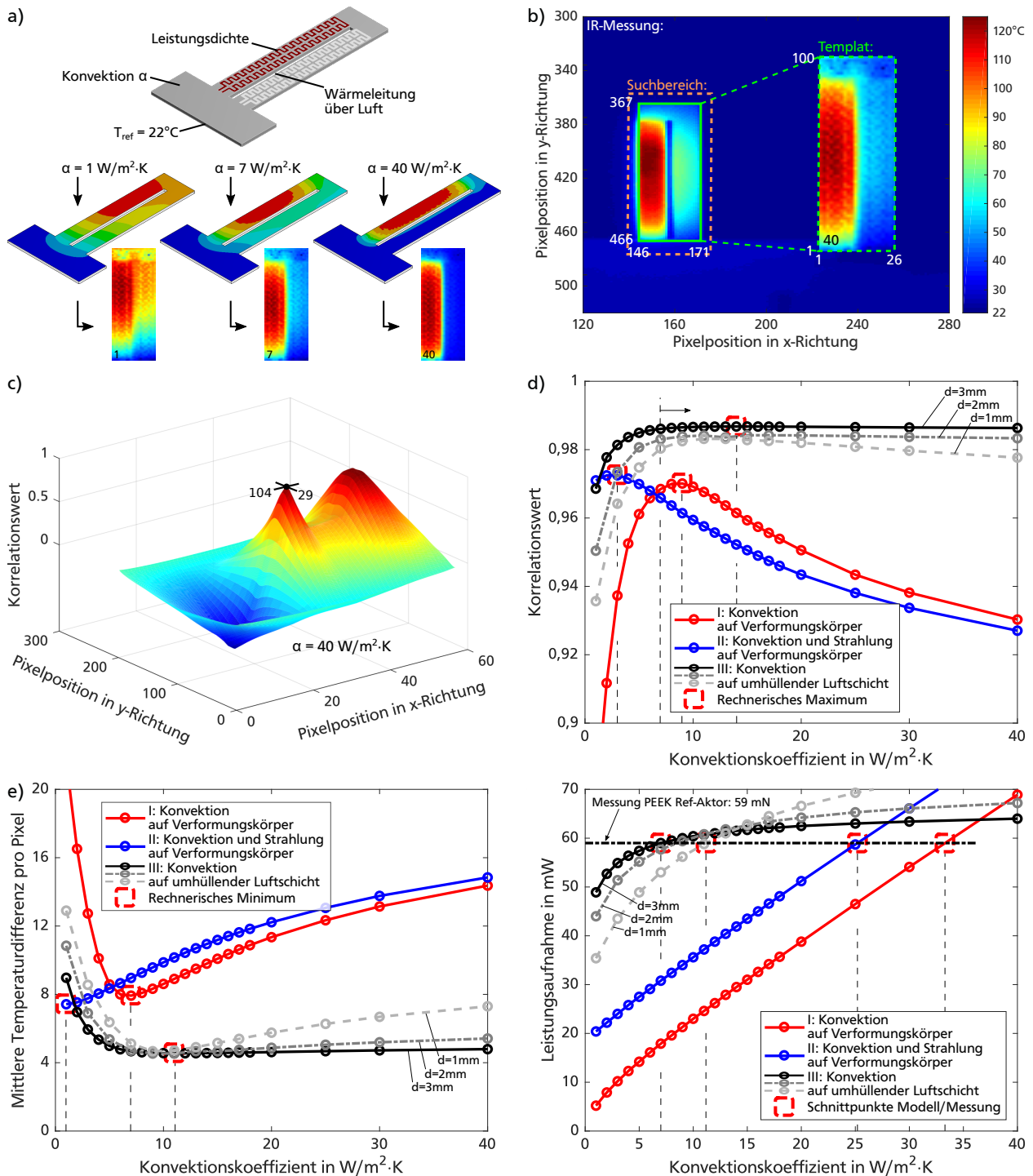


Abbildung 87: Bestimmung des Konvektionskoeffizienten für einen Referenzaktor aus PEEK über simulierte Temperaturgradienten: a) Thermische FEM-Analyse des Referenzaktors bei Variation des Konvektionskoeffizienten und Aufbereitung der Temperaturverteilung zu 2D-Temperaturmasken mittels MATLAB; b) In MATLAB implementierte automatisierte Mustererkennung; c) Normierte Kreuzkorrelation und markierte Maxima der Bildübereinstimmung zwischen Temperaturmaske und Infrarotaufnahme; d) Korrelation zwischen berechneter Temperaturverteilung und der Wärmebildaufnahme mit markierten Maximalwerten; e) Mittlere Temperaturdifferenz zwischen berechneter Temperaturmaske und der Wärmebildaufnahme; f) Berechnete thermische Leistungsaufnahme der FEM-Analyse und Vergleich mit der gemessenen elektrischen Leistung eines elektrothermischen Referenzaktors.

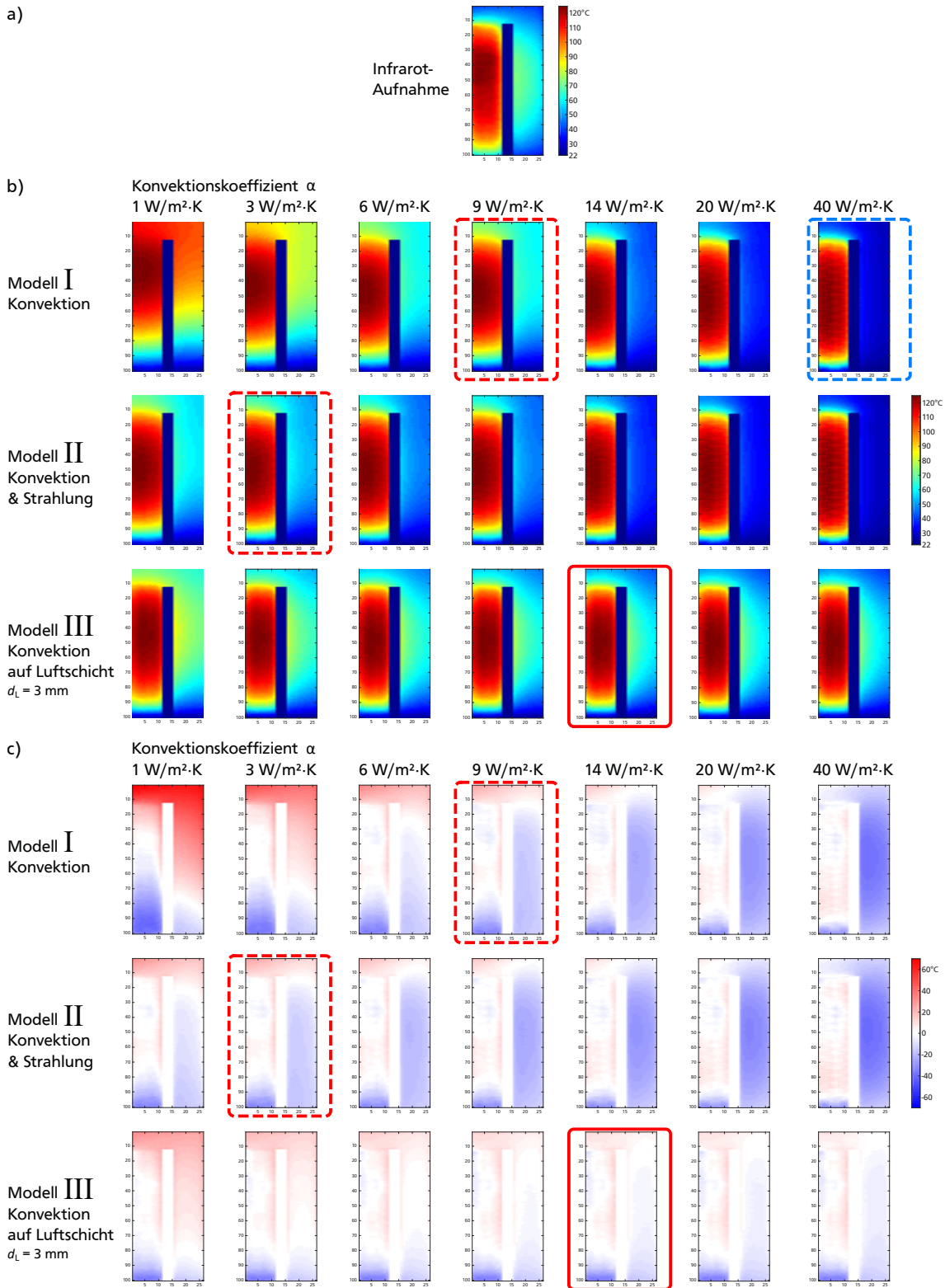


Abbildung 88: Temperaturverteilungen an einem Referenzaktor aus PEEK: a) Gemessene Temperaturverteilung; b) Simulierte Temperaturverteilungen in Abhängigkeit des Konvektionskoeffizienten; c) Differenzbilder zwischen simulierter und gemessener Temperaturverteilung.

Modellierung ähnlich zur Arbeit von Winterstein für kleinere elektrothermische Aktoren aus SU-8

Temperaturverteilung beim jeweiligen maximalen Korrelationswert zur Infrarot-Aufnahme

Temperaturverteilung mit bester Übereinstimmung zur Infrarot-Aufnahme

Temperaturen als Modell II. Modell III sagt im Vergleich die höchsten Temperaturen am kalten Balken bei Konvektionskoeffizienten ab $6 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ voraus.

Ein ähnliches Ergebnis wie bei der Auswertung des Korrelationswertes zeigt nach [Gleichung 113](#) die ermittelte mittlere Temperaturabweichung $\overline{\Delta T}$ zwischen den Temperaturmasken und dem Wärmebild. Nach [Abb. 87 e](#) ergibt sich für das Modell I eine minimale mittlere Temperaturabweichung von 7,9 K bei einem Konvektionskoeffizienten von $7 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Für das Modell II zeigt sich eine mittlere Temperaturabweichung von 7,4 K bei einem Konvektionskoeffizienten von $1 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$. Die niedrigste mittlere Temperaturabweichung mit 4,6 K zeigt das Modell III rein rechnerisch für $d_L = 3 \text{ mm}$ und einen Konvektionskoeffizienten bei $11 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, ähnlich niedrige Temperaturabweichungen treten im Modell III allerdings auch bei Konvektionskoeffizienten ab $7 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ und bis hin zu hohen Konvektionskoeffizienten von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ auf. Betrachtet man das Kurvenminimum für $d_L = 1 \text{ mm}$ lässt sich der Konvektionskoeffizienten auf ca. $7 \dots 15 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingrenzen.

Die entsprechenden Differenzbilder in [Abb. 88 c](#) zeigen, dass sich für die Modelle I und II auch bei den Temperaturmasken mit bester Übereinstimmung zum Wärmebild noch großflächige Temperaturabweichungen von bis zu 18 K auf den kalten Balken aufweisen. Die geringsten Temperaturabweichungen von nur ca. 5 K im Bereich des kalten Balkens liefert das Modell III. Die größten Temperaturabweichungen von bis zu 35 K ergeben sich bei allen Modellen systematisch im Bereich der Einspannung, wo alle Modelle durch die Nähe zur thermischen Masse eine zu niedrige Temperatur berechnen. Die Temperaturabweichungen begrenzen sich allerdings nur auf einen kleinen Bereich, sodass die Temperaturabweichungen an der Einspannung der Balken nur einen geringen Einfluss auf die mechanische Verformungen besitzen.

Neben der Temperaturverteilung beeinflusst der Konvektionskoeffizient auch die benötigte thermische Eingangsleistung des FEM-Modells, um eine Maximaltemperatur von 125°C zu erreichen. [Abb. 87 f](#) zeigt, dass die benötigte thermische Eingangsleistung für alle Modelle mit dem Konvektionskoeffizienten steigt. Modell I und II weisen dabei im untersuchten Bereich einen in etwa linearen Zusammenhang zwischen dem Konvektionskoeffizienten und der Leistungsaufnahme auf. Modell III mit umhüllender Luftschicht weist für $d_L = 3 \text{ mm}$ einen asymptotischen Verlauf auf. Für niedrigere Schichtdicken der Luft nähert sich das Kurvenverhalten dem von Modell II an. Der Vergleich der berechneten Werte mit der gemäß [Abb. 68 a](#) am Referenzaktor gemessenen Eingangsleistung von 59 mW zeigt, dass die Modelle I und II erst bei höheren Konvektionskoeffizienten von 25 und $33 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eine äquivalente thermische Eingangsleistung von 59 mW. Im Modell III deckt sich die berechnete Eingangsleistung mit dem Messwert von 59 mW je nach Dicke der Luftschicht bei Konvektionskoeffizienten von $7 \dots 11 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, was sich mit dem mittels Kreuzkorrelation und Temperaturdifferenzen ermittelten Wertebereich deckt.

Der Vergleich der Modelle in [Tabelle 23](#) zeigt, dass die Modelle I und II für einen Referenzaktor aus PEEK keinen Wert des Konvektionskoeffizienten zulassen, der sowohl eine gute Übereinstimmung der Temperaturverteilung als eine Übereinstimmung der Leistungsaufnahme mit den experimentellen Daten ermöglicht. Entweder lassen sich für die Modelle I und II mit niedrigen Werten des Konvektionskoeffizienten realistische Temperaturverteilungen oder mit hohen Werten eine realistische Leistungsaufnahme des Aktors berechnen. Im Vergleich mit den in [Abschnitt 6.1.1](#) untersuchten Methoden zur Eingrenzung des Konvektionskoeffizienten im Bereich $14 \dots 40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, der mittels thermischer Netzwerkmodelle und anhand von Wärme Kennzahlen bestimmt wurde, zeigen sich zudem tendenziell niedrigere Werte. Die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Daten liefert das Modell III mit umgebender Luftschicht, das passende Temperaturverteilungen für Konvektionskoeffizienten im Bereich von 7 bis $14 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ berechnet. Für das Modell III lässt sich je nach Dicke der Luftschicht d_L bei Konvektionskoeffizienten von $7 \dots 11 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ sowohl die Temperaturverteilung als auch die Leistungsaufnahme mit den Messwerten in Deckung bringen. Im Vergleich zu den Modellierungsansätzen, die auf

Tabelle 23: Ermittelte Konvektionskoeffizienten mittels Vergleich von simulierten Temperaturverteilungen mit einer Infrarot-Aufnahme eines Referenzaktors aus PEEK.

	Modell I	Modell II	Modell III
Thermische Randbedingungen	Konvektion*	Konvektion* + Strahlung*	Konvektion** + Strahlung*
Maximum der Kreuzkorrelation	7...11 W/K·m ²	1...4 W/K·m ²	7...25 W/K·m ²
Niedrigste Temperaturabweichung	6...8 W/K·m ²	1 W/K·m ²	7...15 W/K·m ²
Übereinstimmung der Leistungsaufnahme	33 W/K·m ²	25 W/K·m ²	7...11 W/K·m ²

* auf allen Außenflächen des Verformungskörpers und dem Luftspalt

** auf allen Außenflächen der umhüllenden Luftschicht

den Arbeiten von *Eicher*, *Staab* und *Winterstein* basieren, zeigt das untersuchte Modell III daher eine Verbesserung bei der erreichbaren Übereinstimmung des Temperaturprofils und der Leistungsaufnahme.

Neben dem Konvektionskoeffizienten besitzt auch die Wärmeleitfähigkeit des Verformungskörpers einen geringen Einfluss auf die Temperaturverteilung. Der Vergleich von Temperaturprofilen an Referenzaktoren aus unterschiedlichen Kunststoffen in [Anhang D.5](#) zeigt, dass der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit nur gering ist und nicht von den Herstellungstoleranzen der realisierten Heizelemente getrennt werden kann. Der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Temperaturverteilung wird daher im Rahmen dieser Arbeit nicht näher untersucht. Die Untersuchungen deuten allerdings auch darauf hin, dass die Herstellungstoleranzen der Heizelemente ebenfalls einen Einfluss auf die gemessenen Temperaturprofile besitzen. Da auch der in der Messung herangezogene Referenzaktor Herstellungstoleranzen aufweist und die gemessene Temperaturverteilung nicht der eines idealen Aktors entspricht, ist die Bestimmung des Konvektionskoeffizienten aus dem durchgeführten Vergleich von simulierten und gemessenen Temperaturverteilungen in der Genauigkeit begrenzt.

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass insbesondere mit dem Modell III und der entsprechenden Wahl des Konvektionskoeffizienten das an einem realen Referenzaktor gemessene Temperaturprofil gut nachgebildet werden kann. Zur Auswahl eines Modells muss der durchgeführte Modellvergleich allerdings auch in der mechanischen Simulationsdomäne fortgesetzt werden, da für den Entwurfsprozess elektrothermischer Aktoren die mechanischen Simulationsergebnisse eine höhere Relevanz als die Leistungsaufnahme und Temperaturverteilung besitzen. Der folgende Abschnitt behandelt daher den Einfluss des Konvektionskoeffizienten und der entsprechenden Temperaturverteilungen auf die mechanischen Simulationen, die auf alle drei thermischen Modelle aufgesetzt werden.

6.2.3 Mechanische Simulationsdomäne

Im Gegensatz zu analytischen Ansätzen kann mit mechanischen FEM-Simulationen das nicht-lineare Biegeverhalten von inhomogen erhitzten Balkenstrukturen berücksichtigt werden. Im Folgenden werden die Haupteinflüsse auf die mit *Ansys* ermittelten Simulationsergebnisse für die betrachteten Referenzaktoren aufgezeigt. Diese sind neben der Art der verwendeten Differentialgleichungen und der Materialparameter als Eingangsdaten auch die thermische Last und die mechanischen Randbedingungen.

Um nach der thermischen Simulation einen erneuten Import und eine erneute Vernetzung der Aktorgeometrie in der mechanischen Simulation zu vermeiden, werden die Luftvolumina in der mechanischen Simulation ebenfalls berücksichtigt. Da die Luftvolumina für den Solver ebenfalls eine Steifigkeit ungleich null aufweisen müssen, wird in der verwendeten *Ansys*-Materialdatenbank der Elastizitätsmodul von Luft auf 1 GPa gesetzt. Dies liegt 9 Größenordnungen unterhalb der Steifigkeit des Verformungskörpers von 2,2...3,5 GPa, sodass die Luftvolumina keinen signifikanten Einfluss auf die Berechnungsergebnisse innerhalb des Verformungskörpers erzeugen. Für den Verformungskörper sind in der *Ansys*-Materialdatenbank die in [Abschnitt 5.5 Tabelle 16](#) genannten, temperaturabhängigen, mechanischen Materialeigenschaften für PEEK und SUEX implementiert.

[Abb. 89](#) zeigt am Beispiel eines der im vorherigen Absatz diskutierten thermischen Modelle die vollständige FEM-Simulation eines Referenzaktors aus PEEK mit einer thermischen und zwei mechanischen Simulationen in *Ansys*. Zur Berechnung der Auslenkung und der Blockierkraft werden unterschiedliche mechanische Randbedingungen am Verformungskörper definiert, wobei in beiden Fällen die gleiche Temperaturverteilung des Verformungskörpers aus [Abb. 89 a](#) importiert wird.

Zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung wird im ersten Berechnungsschritt der mechanischen Simulationsdomäne eine in [Abb. 89 b](#) gezeigte fixierte Lagerung als Randbedingung im Bereich der Einspannung des Referenzaktors vorgesehen. Die Aktorspitze erhält keine weitere mechanische Randbedingung und kann sich im Bezug zur Einspannung frei bewegen. Neben der Leerlaufauslenkung können wie in [Abb. 89 b](#) gezeigt die mechanischen Dehnungen und Spannungen im Verformungskörper analysiert werden.

Zur Berechnung der Blockierkraft wird zusätzlich zu der fixierten Lagerung eine in [Abb. 89 c](#) dargestellte Gleitlager-Randbedingung an der Aktorspitze angebracht, welche die Bewegung der Aktorspitze in Auslenkungsrichtung verhindert. Eine Verschiebung der Aktorspitze orthogonal zur Auslenkungsrichtung ist frei möglich. Die Blockierkraft entspricht dann der durch *Ansys* ermittelten Auflagerreaktion. Neben der Blockierkraft kann die in [Abb. 89 c](#) gezeigte Spannungsverteilung im Verformungskörper analysiert werden. Die berechneten Spannungen in [Abb. 89 b und c](#) zeigen beispielsweise für einen Konvektionskoeffizienten von $3 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$, dass die durchschnittlichen mechanischen Spannungen im Verformungskörper bei niedrigen Werten von ca. 3...4 MPa liegen. Spannungsspitzen in der Höhe von ca. 80 MPa treten nur im Bereich der Kanten auf, diese fallen an realen Aktoren aber i.d.R. deutlich geringer aus.

Zur Lösung verwendet *Ansys* standardmäßig einen linearen Lösungsansatz, der auch dem elektrostatischen Modell in [Anhang H.4](#) zugrunde liegt. *Spura* [291] legt dar, dass die zugrunde liegende lineare Differentialgleichung allerdings nur verwendet werden darf, wenn der Balken u.a. eine konstante Biegesteifigkeit aufweist und die Verformungen u, v klein gegenüber den Balkenabmessungen l_B, b_B, h_B sind. Als Richtwert gibt *Spura* dabei $v, w \leq \frac{l_B}{500}$ an. Beide Bedingungen sind für den betrachteten Referenzaktor verletzt, da die Biegesteifigkeit temperaturabhängig ist und der Richtwert überschritten wird. Zur Berechnung eines nichtlinearen Lösungsansatzes bietet *Ansys* die Solver-Option „Große Verformungen“ an [292], die in dieser Arbeit für die Berechnungen zu den betrachteten Referenzaktoren genutzt wird. *Rust* [292] legt dar, dass bei Verwendung nichtlinearen Lösungsansatzes der Rechenaufwand weniger als doppelt so hoch ist wie bei der linearen Berechnung und *Ansys* daher schnell zu einer Konvergenz des Ergebnisses gelangt, wenn das Ergebnis näherungsweise linear ist. Im Gegensatz zu der linearen Lösungsansatz kann bei der Verwendung des nichtlinearen Ansatzes zudem ein manueller Prüfschritt durch den Nutzer des FEM-Programms eingespart werden, in dem das Simulationsergebnis auf große Verformungen untersucht wird [292].

Nach Festlegung der Materialparameter, den mechanischen Randbedingungen und der Solver-einstellungen hängen die Berechnungsergebnisse in der mechanischen Simulationsdomäne

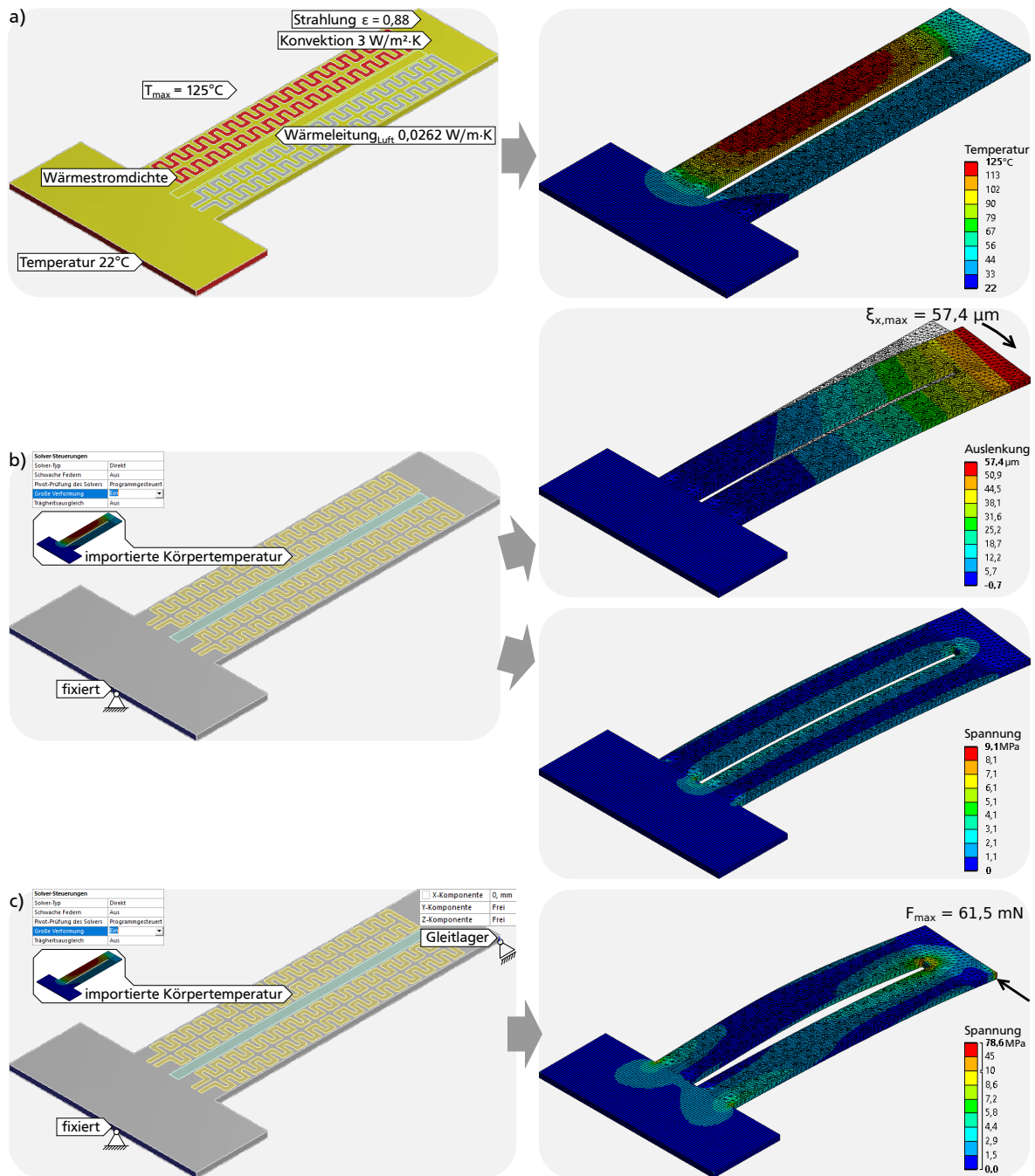


Abbildung 89: Vollständige FEM-Simulation eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK in Ansys mit einer thermischen Simulationen gemäß Modell II und zwei mechanischen Simulationen und inkl. der relevanten Berechnungsergebnisse: a) Thermische Randbedingungen gemäß dem thermischen Modell II in Abb. 84 b und berechnete Temperaturverteilung; b) Mechanische Randbedingungen zur Leerlaufauslenkung, gewählte Solvereinstellungen, berechnete Verformung sowie die berechnete Spannungsverteilung, wobei bei letzterer eine nichtlineare Skala zu beachten ist; c) Mechanische Randbedingungen zur Blockierkraft, gewählte Solvereinstellungen und berechnete Spannungsverteilung zur Bestimmung der erreichbaren Maximalkraft.

hauptsächlich von der importierten Temperaturverteilung aus der thermischen Simulation ab. Bereits die analytische Modelle von Pseudobimorph-Aktoren in Abschnitt 6.1.3 zeigen, dass sowohl die Auslenkung als auch die Kraft von dem Temperaturverhältnis des kalten und des heißen Balkens abhängt. Chronis und Lee zeigen zudem für Mikrogreifer mit elektrothermischen

Pseudobimorph-Aktoren aus SU-8, dass der Konvektionskoeffizient einen Einfluss sowohl auf die mechanischen FEM-Simulationsergebnisse als auch auf die Charakterisierungsergebnisse besitzt [293]. Im Folgenden wird daher basierend auf den drei diskutierten thermischen Modellen dargelegt, welche mechanischen Berechnungsergebnisse in Abhängigkeit des Konvektionskoeffizienten erzielt werden können.

Vergleich der FEM-Modelle

Werden die im vorherigen Abschnitt berechneten Temperaturverteilungen aus den drei thermischen Modellen für Konvektionskoeffizienten im Bereich $1...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ in die mechanischen Simulationen importiert, ermittelt Ansys die in Abb. 90 dargestellten Ergebnisse für die Leerlaufauslenkung und die Blockierkraft eines Referenzaktors aus PEEK.

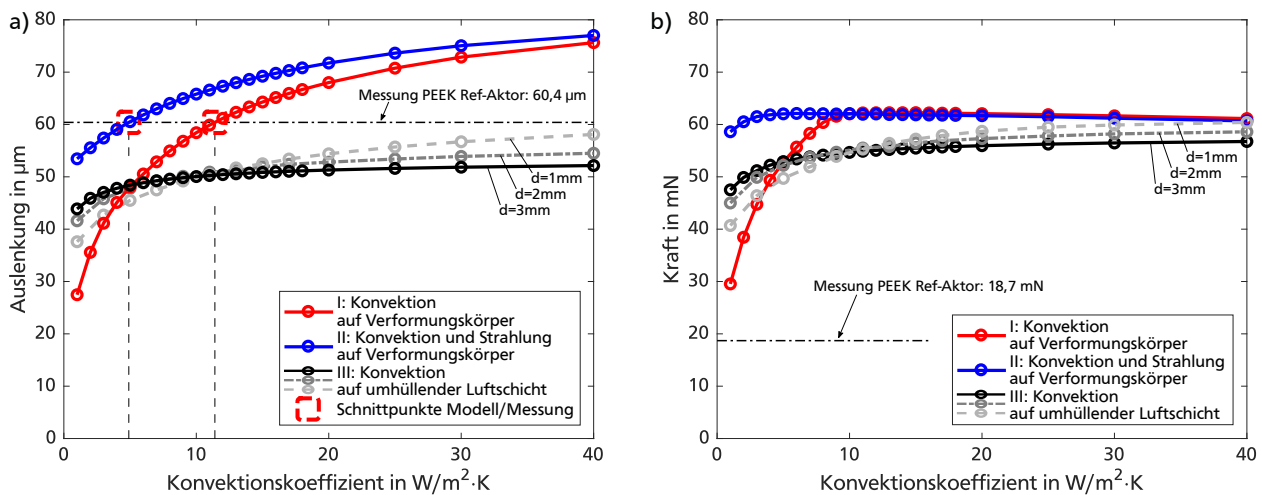


Abbildung 90: Einfluss des Konvektionskoeffizienten auf die mechanischen Simulationsergebnisse eines Referenzaktors aus PEEK bei Verwendung der drei unterschiedlichen thermischen Modelle aus Abb. 84: a) Berechnete Auslenkung und Gegenüberstellung mit der gemessenen Leerlaufauslenkung von $60,4 \mu\text{m}$; b) Berechnete Blockierkraft und Gegenüberstellung mit der gemessenen Kraft von $18,7 \text{ mN}$.

Modell I weist sowohl für die Leerlaufauslenkung in Abb. 90 a als auch für die Blockierkraft in Abb. 90 b die höchste Kurvensteigung und damit die stärkste Abhängigkeit vom Konvektionskoeffizienten auf. Wird der Konvektionskoeffizient gemäß Tabelle 23 im Bereich $6...11 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingegrenzt, sodass sich die simulierte Temperaturverteilung gut mit der gemessenen Temperaturverteilung deckt, berechnet Modell I die Leerlaufauslenkung im Bereich $50,5...59,9 \mu\text{m}$ und eine Blockierkraft von $55,7...62,2 \text{ mN}$. Eine Übereinstimmung mit den in Abschnitt 4.3 Tabelle 11 d zusammengefassten Messdaten ergibt sich für die gemessene Leerlaufauslenkung von $60,4 \mu\text{m}$ im Modell I bei einem Konvektionskoeffizienten von $11,4 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$.

Das Modell II weist eine niedrigere Abhängigkeit vom Konvektionskoeffizienten auf und berechnet insbesondere bei niedrigen Werten des Konvektionskoeffizienten unterhalb von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ deutlich höhere Leerlaufauslenkungen als das Modell I. Wird der Konvektionskoeffizient für einen Übereinstimmung der simulierten mit der gemessenen Temperaturverteilung gemäß Tabelle 23 im Bereich $1...4 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingegrenzt, berechnet Modell II die Leerlaufauslenkung im Bereich $53,4...59,1 \mu\text{m}$ und eine Blockierkraft von $58,6...61,9 \text{ mN}$. Eine Übereinstimmung mit der gemessenen Leerlaufauslenkung ergibt sich im Modell II bei einem Konvektionskoeffizienten von ca. $5 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$.

Das Modell III zeigt bei der Berechnung der Leerlaufauslenkungen durch die niedrige Kurvensteigung die geringste Abhängigkeit vom Konvektionskoeffizienten. Wird der Konvektions-

koeffizient für eine mit der Messung übereinstimmende Temperaturverteilung gemäß [Tabelle 23](#) im Bereich $7...15 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingegrenzt, berechnet Modell III je nach Dicke der Luftschicht d_L die Leerlaufauslenkung im Bereich $47,5...52,7 \mu\text{m}$ und eine Blockierkraft von $51,9...56,8 \text{ mN}$. Im untersuchten Bereich für $d_L = 1...3 \text{ mm}$ und für Konvektionskoeffizienten von $1...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ ergibt sich in den Kurvenverläufen in [Abb. 90 a](#) keine exakte Übereinstimmung mit der gemessenen Leerlaufauslenkung von $60,4 \mu\text{m}$.

Werden die Konvektionskoeffizienten in den drei Modellen entsprechend der jeweiligen Bereiche festgelegt, in denen sich die simulierten Temperaturverteilungen gut mit der gemessenen Temperaturverteilung decken, ergeben sich die in [Tabelle 24](#) zusammengefassten Berechnungsergebnisse für beide Simulationsdomänen. Obwohl im Modell II bestimmten Konvektionskoeffizienten deutlich niedriger sind als im Modell I, liegen die resultierenden mechanischen Ergebnisse für die Modelle I und II nahe beieinander. Das Modell III berechnet tendenziell niedrigere Ergebnisse für die Leerlaufauslenkungen und die Blockierkraft als Modell I und II. Die berechneten Leerlaufauslenkungen liegen für alle Modelle in der Nähe der durchschnittlichen gemessenen Leerlaufauslenkung von $60,4 \mu\text{m}$. Obwohl Modell III die mit der geringsten mittlere Temperaturabweichung die beste Übereinstimmung zu der gemessenen Temperaturverteilung aufweist, liegen die berechneten Leerlaufauslenkungen am weitesten unterhalb des durchschnittlichen Messwerts. Modell I und II zeigen die beste Übereinstimmung bei der Leerlaufauslenkung, allerdings liegt die berechnete Leistungsaufnahme des Aktors gemäß [Abschnitt 6.2.2](#) um einen Faktor von ca. 2 unterhalb des angestrebten Messwertes von 59 mW . Modell III hingegen zeigt eine gute Übereinstimmung bei der Leistungsaufnahme. Die berechneten Blockierkräfte

Tabelle 24: Thermische FEM-Modelle eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK.

	Modell I	Modell II	Modell III
Thermische Randbedingungen	Konvektion*	Konvektion* + Strahlung*	Konvektion** + Strahlung*
Konvektionskoeffizient	$6...11 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$	$1...4 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$	$7...15 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$
Emissionsgrad ϵ_v	-	0,89	0,89
umhüllende Luftschicht	keine	keine	3 mm dick
Knoten***	108.572	108.572	138.580
Elemente***	39.310	39.310	64.790
Mittlere Temperaturabweichung	$8,0...8,9 \text{ K}$	$7,4...8,0 \text{ K}$	$4,6...4,7 \text{ K}$
Thermische Eingangsleistung	$16,1...24,6 \text{ mW}$	$20,4...25,8 \text{ mW}$	$59...61,7 \text{ mW}$
Rechenzeit****	16 s	22 s	43 s
Erreichbare Auslenkung	$50,5...59,9 \mu\text{m}$	$53,4...59,1 \mu\text{m}$	$49,2...50,8 \mu\text{m}$
Maximale Kraft	$55,7...62,2 \text{ mN}$	$58,6...61,9 \text{ mN}$	$53,7...55,5 \text{ mN}$
Rechenzeit**** (Auslenkung)	115 s	144 s	334 s
Rechenzeit**** (Kraft)	186 s	307 s	712 s

* auf allen Außenflächen des Verformungskörpers und dem Luftspalt

** auf allen Außenflächen der umhüllenden Luftschicht

*** ohne Edge-Sizing-Methode und bei einer Standardelementgröße von $60 \mu\text{m}$ für den Verformungskörper und $600 \mu\text{m}$ für die umhüllende Luftschicht

**** exemplarischer Wert bei Verwendung eines direkten Solvers bei einem der untersuchten Werte des Konvektionskoeffizienten

liegen in allen Modellen mit einem Faktor von ca. 3 weit oberhalb der gemessenen Werte von durchschnittlich 18,7 mN.

Die Ursachen für die hohen Abweichungen bei den berechneten Kräften können entsprechend der Argumentation bei dem analytischen Modell in [Abschnitt 6.1.3](#) sowohl in den durchgeführten Messungen als auch in dem verwendeten FEM-Modell liegen. Zum einen sind die realen Verformungskörper durch Herstellungstoleranzen nicht exakt identisch zum FEM-Modell und im Verformungskörper können Materialspannungen auftreten, die bei Erwärmung z.B. zur Verwindung entlang der Balkenachsen führen, sodass sich die im Verformungskörper erzeugte Kraft nicht vollständig auf den Kraftsensor überträgt. Zum anderen zeigt die Charakterisierung von PEEK-Folien in [Abschnitt 5.2](#) bereits, dass das Elastizitätsmodul für PEEK-Folien herstellungsbedingt schwanken kann und teilweise anisotrop ist (vgl. [Abb. 57 a und b](#)). Zuzüglich zu den Einflüssen der Vernetzung und der thermischen Simulation auf die berechneten Ergebnisse sind die Berechnungsergebnisse von mechanischen FEM-Analysen daher insbesondere auch durch die Unschärfe der Materialdaten nur mit einer niedrigen Genauigkeit versehen. Im Rahmen der Arbeit können die berechneten und gemessenen Kräfte für Referenzaktoren daher nicht in Deckung gebracht werden.

Die Untersuchung der mechanischen Berechnungsergebnisse am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK zeigt, dass je nach Wahl des thermischen Simulationsmodells, des Konvektionskoeffizienten und der Schichtdicke der umgebenden Luft die Leerlaufauslenkung und die Leistungsaufnahme in gute Näherung mit den Messdaten gebracht werden kann. Das Vorgehen lässt sich auch bei anderen Aktorgeometrien anwenden, aber die hier erlangten Ergebnisse nicht ohne Weiteres übertragen. Im Folgenden werden daher die Vor- und Nachteile der untersuchten Modellierungsansätze zusammengefasst und die empfehlenswerten Schritte bei deren Übertragung auf andere Aktorgeometrien diskutiert.

6.2.4 Übertragbarkeit auf andere FEM-Geometrien

Die detaillierte Untersuchung der FEM-Modelle am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK zeigt, dass die Berechnungsergebnisse für die Blockierkraft und die Leerlaufauslenkung stark abhängig vom jeweiligen Modell sind und Vorhersagen nur in einem groben Bereich möglich sind. Neben den Materialparametern und Vernetzungsmethoden sind die Berechnungsergebnisse insbesondere auch vom Konvektionskoeffizienten abhängig. Der Konvektionskoeffizient kann zwar über mehrere Methoden bestimmt werden, liegt aber je nach Methode in unterschiedlichen Bereichen. Je nach Wahl des Konvektionskoeffizienten kann entweder die Leerlaufauslenkung, die Leistungsaufnahme, die Temperaturverteilung oder die Dynamik in Übereinstimmung mit den Messdaten gebracht werden, allerdings ermöglicht keines der untersuchten Modelle eine gleichzeitige Übereinstimmung aller Größen. Die untersuchten Modelle zeigen diesbezüglich unterschiedliche Vor- und Nachteile. Während die Modelle I und II die geeignetsten Werte für die berechnete Leerlaufauslenkung liefern, liegen die Stärken von Modell III in der Berechnung der Temperaturverteilung und der Leistungsaufnahme eines Referenzaktors.

Ein weiterer Vorteil der Modelle I und II liegt in den kürzeren Rechenzeiten, was z.B. bei Geometrieoptimierungen mit einer Vielzahl von Simulationen ein weiteres Auswahlkriterium darstellt. Die exemplarisch ausgewerteten Daten zur Rechenzeit in [Tabelle 24](#) zeigen, dass die Modelle I und II ähnliche benötigte Rechenzeiten aufweisen. In der thermischen Simulationsdomäne führt die separate Modellierung zweier Wärmetransportmechanismen auf der Oberfläche des Aktors in Modell II zu einem geringfügig höheren Rechenaufwand als in Modell I, durch die geringe Anzahl an Knoten fällt der Unterschied mit ca. 6s aber nur sehr gering aus. Die benötigte Rechenzeit für Modell III liegt allerdings ca. um den Faktor 2 über der Rechenzeit für Modell I und II. Der größte Rechenaufwand liegt in den beiden mechanischen Simulationen, bei

denen deutlich größere Unterschiede in den Rechenzeiten beobachtet werden können. Modell III weist durch die höhere Anzahl an Knoten daher ca. um den Faktor 2...4 höhere Gesamtrechenzeiten auf als Modell I und II. Bei Geometrieoptimierungen mit einer Vielzahl von Simulationen bringt die Verwendung von Modell I oder II daher deutliche Vorteile bei der Geschwindigkeit.

Für die Übertragbarkeit der Modellierungsansätze auf andere FEM-Geometrien ist in jedem Fall die Übertragbarkeit von Modellparametern zu prüfen. Allein die Anzahl der zu bestimmenden Modellparameter stellt daher ein weiteres Auswahlkriterium bei der Nutzung der untersuchten Modellierungsansätze dar. Im Vergleich zu Modell I und II weist Modell III mit der Dicke der umhüllenden Luftschicht einen weiteren Modellparameter auf, der vom Anwender bestimmt oder geschätzt werden muss und der einen signifikanten Einfluss auf die Berechnungsergebnisse besitzt. Da in Modell I und II mit dem zu bestimmenden Konvektionskoeffizienten nur ein Modellparameter bestimmt oder geschätzt werden muss, lassen sich diese Modellierungsansätze leichter auf andere Geometrien übertragen. In den folgenden Kapiteln kommen beim Entwurf von Antrieben für Braille-Displays daher nur Modellierungsansätze nach Modell I oder II zur Anwendung.

Solange im Entwurfsstadium keine Aktoren und entsprechende Messdaten zur Verfügung stehen, ist eine grobe Eingrenzung des Konvektionskoeffizienten anhand der Strukturgröße wie in [Abschnitt 6.1.1](#) und anhand analytischer Abschätzungen mit Wärmekennzahlen wie in [Anhang E](#) empfehlenswert. Für Aktoren mit ähnlichen charakteristischen Abmessungen wie bei den Referenzaktoren stellen auch die in [Abschnitt 6.2.2](#) und [Abschnitt 6.2.3](#) ermittelten Konvektionskoeffizienten gute Startwerte für den FEM-basierten Entwurfsprozess dar.

Die in den folgenden Kapiteln entwickelten Aktoren für Braille-Displays weisen zwar Balkenlängen in der gleichen Größenordnung, aber schmalere Balkenbreiten auf. Für den Konvektionskoeffizient in den in dieser Arbeit durchgeführten FEM-Analysen für Braille-Flächendisplays wird daher ein etwas höher Wert angenommen und der bereits von *Winterstein* [163] genutzte Wert von $40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ gewählt. Dies ist auch dem chronologischen Verlauf der vorliegenden Arbeit geschuldet. Des weiteren sind insbesondere bei der Berechnung von Blockierkräften und Leistungsaufnahmen entsprechende Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung in den nachfolgenden Kapiteln vorzusehen, oder die entsprechenden Werte durch Messungen an realen Aktoren zu ermitteln. In jedem Fall ist nach dem Entwurfsprozess eine messtechnische Charakterisierung aller relevanten Aktorkenngrößen empfehlenswert.

Die folgenden beiden Kapitel behandeln den FEM-basierten Entwurf, den Aufbau und die Charakterisierung von Aktoren sowohl für Braille-Linien- als auch Flächendisplays.

7 Antriebe für Braille-Liniendisplays

Für die Realisierung von Braille-Liniendisplays mit zwei parallel angeordneten elektrothermischen Pseudobimorph-Aktoren werden im Folgenden die Entwurfsmethoden, die eingesetzten Fertigungsverfahren und die erreichbaren Eigenschaften realisierter Antriebe diskutiert. Im Rahmen einer betreuten Masterarbeit realisiert *El Khoury* [508] für die vorliegende Arbeit die Antriebe nach dem Konzept in [Abb. 24 a](#). Der folgenden Abschnitt erläutert den Entwurf der Antriebe mittels FEM-Analysen, den Aufbau von Antrieben aus SUEX und deren Charakterisierung. Im Anschluss werden zum Vergleich die Ergebnisse von *Winterstein* [163] gegenübergestellt, der die Ergebnisse von *El Khoury* in seiner parallel durchgeführten wissenschaftlichen Arbeit für die bauähnlichen Antriebe nach [Abb. 24 b](#) nutzt.

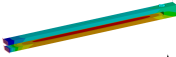



7.1 Entwurf der Antriebe

Zur Auslegung der Aktoren vergleicht *El Khoury* unterschiedliche Bauformen von Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren und optimiert sowohl die Aktorgeometrie des In-plane- als auch des Out-of-plane-Aktors mittels FEM-Analyse in *Ansys*. Aufbauend auf der Gesamtanordnung beider Aktoren wird die Geometrie des Formschlusses beschrieben und Einflüsse auf das Schließverhalten des Mechanismus dargelegt.

Out-of-plane-Aktor

Zum Vergleich möglicher Hubaktoren berücksichtigt *El Khoury* Varianten von unidirektionalen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren, welche sich schichtweise mit Dickschicht-Photoresisten herstellen lassen [508]. [Tabelle 25](#) stellt einen Teil der untersuchten Varianten gegenüber, wobei Pseudobimorph-Aktoren mit 2 oder 3 Balken in Anordnungen von 2 oder 3 Schichten gegenübergestellt werden. Zum Vergleich der Aktoren hält *El Khoury* einige der Modellparameter konstant (u.a. Materialeigenschaften SUEX, Schichtdicken von 250 μm , Maximaltemperatur von 150°C) und ermittelt die erforderliche Baulänge des Aktors, um eine Auslenkung von mindestens 500 μm zu erreichen. [Tabelle 25](#) stellt die ermittelten Baugrößen (exkl. der Länge der stirnseitigen Rastnase) und die simulierten maximalen Materialspannungen an Kerben der Aktorgeometrie gegenüber. Die Wahl fällt auf einen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktor mit 3 Balken, der die erforderliche Auslenkung mit einer Balkenlänge von 8,7 mm bzw. einer Gesamtlänge von 9,7 mm erreichen kann

Tabelle 25: Vergleich unidirektionaler Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit einer Maximaltemperatur von 150°C, einer Breite von 1,5 mm und Schichtdicken von jeweils 250 μm mittels FEM-Analyse in *Ansys*. Mit Änderungen übernommen aus [508].

Out-of-plane-Aktorvariante	Temperaturverteilung	Gesamtlänge in mm	Gesamtbreite in mm	Gesamthöhe in mm	Spannung in MPa	Schichtanzahl	Auslenkung in μm
2-Balken		12,1	1,5	0,75	20,6	3	500
2-Balken mit Festkörpergelenken		12	1,5	0,75	24,9	4	508
3-Balken		9,7	1,5	0,5	13,0	2	509
3-Balken mit Abstandsschicht		11,4	1,5	0,75	10,9	3	503

und im Vergleich die niedrigsten auftretenden Materialspannungen aufweist. Die Anordnung der 3 Balken in nur zwei polymeren Schichten ermöglicht darüber hinaus eine vergleichsweise einfache Fertigung der Aktoren.

Im Anschluss führt *El Khoury* für den gewählten Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktor mit weiteren FEM-Analysen in *Ansys* eine Parameteroptimierung durch, bei der Länge, Breite und Schichtdicke der Balken und die Breite der beiden Luftspalte variiert werden [508]. *Abb. 91* zeigt die resultierenden Abmessungen mit Balkenlängen von 9 mm, einer Gesamtlänge von 10 mm und einer Gesamtbreite von 1 mm, für die sich bei einer Maximaltemperatur von 150°C eine Auslenkung von ca. 543 µm ergibt. Die Leistungsaufnahme des Aktors lässt sich mit den simulierten Daten von *El Khoury* [508] zu 166 mW bestimmen, in einer späteren Veröffentlichung [495] nennt *El Khoury* einen Wert von 148 mW. Die Simulationen zeigen zudem relativ niedrige auftretende Materialspannungen von nur 11,8 MPa und eine Blockierkraft des Aktors von 7,3 mN, was entsprechend der Anforderungen aus *Abschnitt 2.1* zum Heben eines Braille-Pins ausreichend ist.

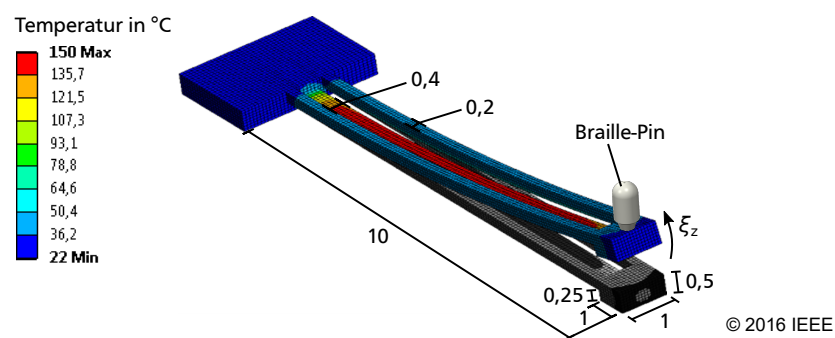


Abbildung 91: Geometrie des Out-of-plane-Hubaktors für einen Braille-Antrieb nach *El Khoury* und die mittels *Ansys* bestimmte Temperaturverteilung und Auslenkung. Beheizt wird nur der mittlere Balken, der in der Schicht unterhalb der äußeren Balken angeordnet ist. Der Formschluss ist nicht dargestellt. Abbildung mit Änderungen entnommen aus [495].

In-plane-Aktor

Als Verriegelungsaktor wählt *El Khoury* einen Pseudobimorph-Aktor, der mit nur einem einzigen Heizelement ausgestattet ist und daher eine unidirektionale Öffnungsbewegung (in y-Richtung) durchführen kann. Die Dicke der Balken erstreckt sich über beide Schichten des Out-of-plane-Aktors, um die Steifigkeit in Hubrichtung des Braille-Pins (z-Richtung) zu erhöhen. Zur Auslegung der Aktorgeometrie führt *El Khoury* eine Parameteroptimierung in *Ansys* durch, bei der nur die Breite der Balken und die Breite des Luftspalts variiert werden [508]. Die Gesamtlänge des In-plane-Aktors legt *El Khoury* 1 mm größer als beim Out-of-plane-Aktor fest, sodass der Formschluss gemäß *Abb. 24 a* stirnseitig am Out-of-plane-Aktor zu liegen kommt. *Abb. 92*

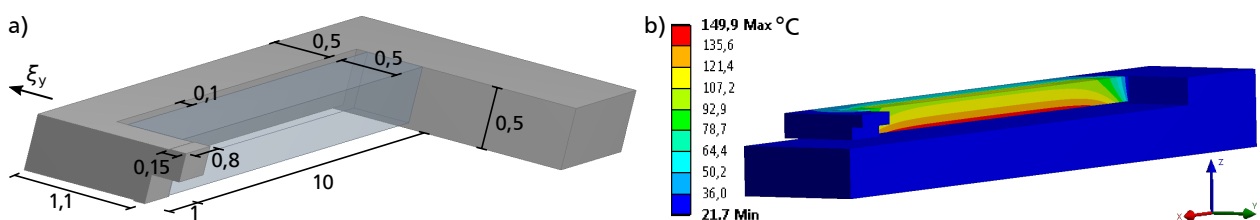


Abbildung 92: In-plane-Sperraktor mit Formschluss für einen Braille-Antrieb nach *El Khoury*: a) Funktionsbestimmende Abmessungen und transparent dargestellter beheizter Balken; b) Mittels *Ansys* bestimmte Temperaturverteilung bei Anordnung über einem Substrat und Heizelementen auf der Balkenunterseite. Abbildungen mit Änderungen entnommen aus [508].

zeigt die entstehende Aktorgeometrie mit einer Gesamtbreite von 1,1 mm und die Temperaturverteilung des Aktors, für die sich mit einer Maximaltemperatur von 150°C eine Auslenkung von ca. 217 µm ergibt. Die Simulationen zeigen bei der Auslenkung des Aktors relativ niedrige auftretende Materialspannungen von 31,5 MPa und die Leistungsaufnahme des Aktors lässt sich mit den simulierten Daten zu 280 mW bestimmen. Die Überlappungsfläche des Formschlusses wählt *El Khoury* etwas niedriger als die erreichbare Auslenkung des Aktors und legt die Überlappungsfläche auf 800 µm x 150 µm fest.

Gesamtanordnung und Platzierung der Heizelemente

Der Out-of-plane-Hubaktor und der In-plane-Sperraktor werden von *El Khoury* gemäß [Abb. 24 a](#) nebeneinander in einer Ebene angeordnet, sodass die entstehende Antriebseinheit im Verbund gefertigt werden kann. Zur Auslegung des haptischen Empfindens eines gesetzten Pins untersucht *El Khoury* die Steifigkeit des Antriebs in Hubrichtung des Braille-Pins. Zwar setzt sich die Steifigkeit des Antriebs aus den beiden Steifigkeiten beider Aktoren zusammen, die Steifigkeit des Out-of-plane-Aktors mit Balkendicken von 250 µm kann im Vergleich zur Steifigkeit des In-plane-Aktors mit Balkendicken von 500 µm allerdings vernachlässigt werden kann. Trotz der vergleichsweise hohen Balkendicke des In-plane-Aktors ermittelt *El Khoury* für die gewählte Geometrie mittels FEM-Analyse eine Steifigkeit in z-Richtung von nur 83 N/m, was deutlich unter dem geforderten Nominalwert von 243 N/m liegt (siehe [Abschnitt 2.1](#)). *El Khoury* sieht daher gemäß den Betrachtungen in [Abschnitt 2.4](#) im Gesamtaufbau ein Substrat als Stütze unterhalb des In-plane-Aktors vor, um die Eindringtiefe des Antriebs zu begrenzen. [Abb. 93 a](#) zeigt die von *El Khoury* entworfene Gesamtanordnung mit Abständen von 0,1 mm zwischen beiden Aktoren, einer Gesamtbreite von 2,2 mm und einer Gesamtlänge von 11 mm. Durch etwas größer bemessene Abstände von jeweils 0,3 mm zur jeweiligen nächsten Antriebseinheit wird ausreichend Platz zum das Öffnen des In-plane-Aktors gewährleistet. [Abb. 93 b](#) zeigt die versetzte Anordnung der Antriebseinheiten in 4 Antriebslagen für Arrays mit einem Raster von 2,5 mm x 2,5 mm.

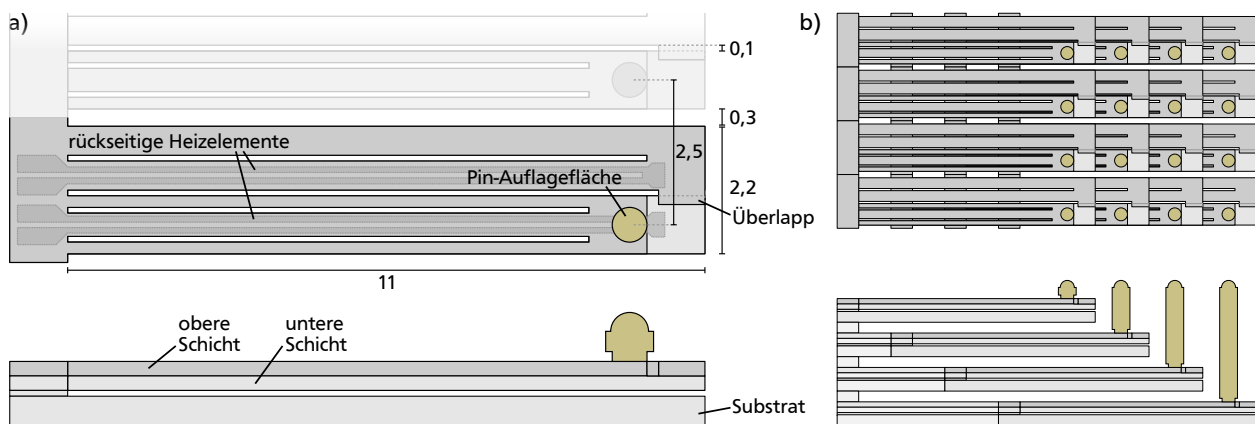


Abbildung 93: Gesamtanordnung des Braille-Antriebs von *El Khoury* in der Drauf- und in der Seitenansicht: a) Antriebseinheit mit einem Formschluss zwischen Out-of-plane-Hubaktor und In-plane-Sperraktor in einem Schichtaufbau mit 2 polymeren Aktorschichten, Substrat und Abstandsschicht; b) Treppenförmige Anordnung in 4 Antriebslagen für Arrays mit einem Raster von 2,5 mm x 2,5 mm.

Da bei Bewegung des In-plane-Aktors in Öffnungsrichtung gleichzeitig eine parasitäre Auslenkung von ca. 87 µm in z-Richtung auftreten kann, werden im Folgenden die Einflüsse dieser Bewegung auf das Schließverhalten des Formschlusses diskutiert. Da die Richtung der parasitären Auslenkung vom Temperaturgradienten im beheizten Balken des In-plane-Aktors abhängt, wird im Folgenden zwischen einer Platzierung des Heizelementes auf der „Oberseite“ und auf der „Unterseite“ des

beheizten Balkens unterschieden. Ein gleichmäßiges Aufheizen des Balkens mit einem Heizelementen sowohl auf der Ober- als auch auf der Unterseite wird wegen dem erhöhten Fertigungs- und dem Ansteuerungsaufwand verworfen. [Abb. 94](#) stellt die beiden Varianten mit jeweils nur einem Heizelement gegenüber. Die Platzierung des Heizelements auf der Oberseite nach [Abb. 94 a](#) gefährdet das Einrasten mit dem inaktiven Out-of-plane-Aktor in der unteren Position und begünstigt zusätzlich einen Kontakt des In-plane-Aktors am Substrat, was zu Reibung oder Haften des Aktors führen kann. *El Khoury* legt daher die Platzierung des Heizelements auf der Unterseite des In-plane-Aktors gemäß [Abb. 94 b](#) fest, wobei eine Einrastgefährdung mit dem bestromten Out-of-plane-Aktor vorliegt. Das Einrasten mit dem Out-of-plane-Aktor in der oberen Position kann aber gewährleistet werden, wenn der Hub des Out-of-plane-Aktors (ggf. z.B. durch kurzzeitige Übersteuerung) die Höhe der parasitären Auslenkung übersteigt.

Die Position des Heizelements auf dem mittleren Balken des Out-of-plane-Aktors legt *El Khoury* ebenfalls auf der Unterseite des mittleren Balkens für die bestmögliche Wärmeverteilung im Aktor fest und gewährleistet damit, dass das auftretende Temperaturmaximum am heißen Balken den größtmöglichen Abstand zu den unbeheizten kalten Balken einnimmt. Die Platzierung beider Heizelemente (sowohl des Out-of-plane- als auch des In-plane-Aktors) auf der Unterseite ermöglicht zudem die gemeinsame Fertigung beider Heizelemente in einem Prozessschritt.

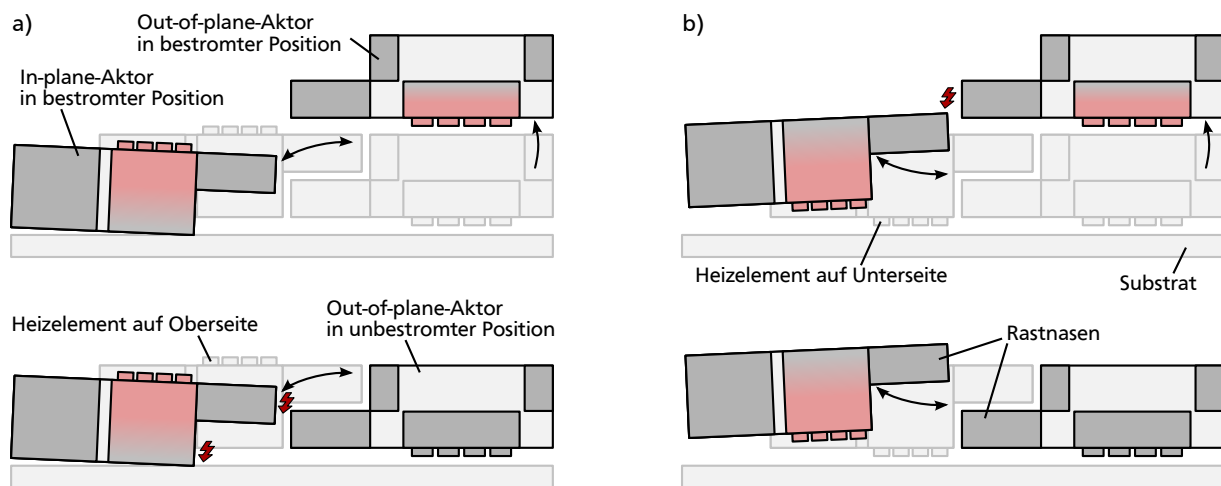


Abbildung 94: Einfluss parasitärer Auslenkungen des In-plane-Aktors durch Temperaturgradienten im beheizten Balken auf das Schließverhalten des Formschlusses: a) Heizelemente auf der Oberseite des In-plane-Aktors gefährden das Einrasten mit dem Out-of-plane-Aktor in der unteren Position und begünstigen einen Kontakt des In-plane-Aktors am Substrat; b) Heizelemente auf der Unterseite des In-plane-Aktors gefährden das Einrasten mit dem bestromten Out-of-plane-Aktors in der oberen Position, das Einrasten kann aber durch eine kurzzeitige Übersteuerung oder Überdimensionierung des Out-of-plane-Aktors ermöglicht werden.

7.2 Herstellung von Antrieben aus SU-8 und SUEX

Zum Aufbau von Prototypen verwendet *El Khoury* am Fachgebiet M+EMS (Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme) verfügbare Materialien und Fertigungsprozesse aus der Mikroprozessertechnik. Zum Einsatz kommt der in [Abb. 95](#) dargestellte und substratlose Fertigungsprozess mit 250 μm dicken SUEX-Schichten und einem Laminierprozess zur Herstellung eines SUEX-Schichtverbundes [495, 508]. Für die Herstellung von frei beweglichen Rastnasen wird vor dem Laminieren im Bereich der Überlappung eine Opferschicht aus dem leicht zu entfernenden Photoresist AZ9260 vorgesehen. Zur Herstellung der Heizelemente kommen PVD-Beschichtungsprozesse sowie nasschemische Ätzprozesse zum Einsatz. Bei dem substratlosen

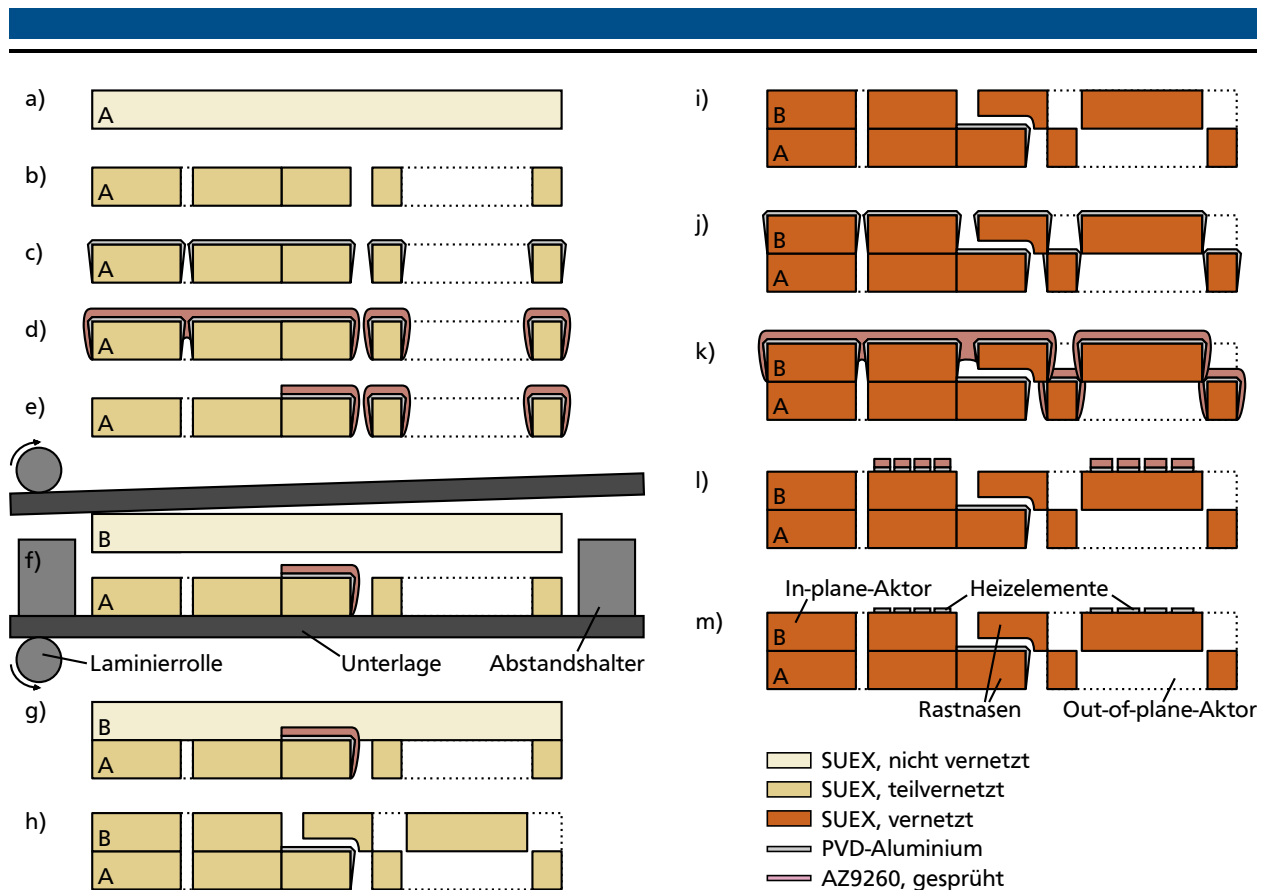


Abbildung 95: Fertigungsprozess von *El Khoury* für Braille-Linienantriebe aus SUEX [495, 508]: a) SUEX-4"-Substrat mit einer Schichtdicke von 250 μm ; b) UV-lithographische Strukturierung, Postbake und Entwicklung der ersten SUEX-Schicht; c) PVD-Beschichtung mit 200 nm Aluminium mittels Sputtern; d) Aufbringen einer Opferschicht aus AZ9260 mittels Sprühprozess; e) UV-lithographische Strukturierung, Entwicklung und Nassätzen der Opferschicht; f) Laminieren der zweiten SUEX-Schicht; g) Laminierter SUEX-Schichtverbund; h) UV-lithographische Strukturierung, Postbake und Entwicklung der zweiten SUEX-Schicht mit Freilegen des Formschlusses; i) Hardbake bei 180°C; j) PVD-Beschichtung mit 200 nm Aluminium zur Herstellung der Heizelemente; k) Aufbringen von TI-Prime und AZ9260 mittels Sprühprozess; l) UV-lithographische Strukturierung, Entwicklung und Nassätzen der Heizelemente; m) Fertiger Antrieb mit zwei polymeren Schichten nach Entfernen der Ätzmaske.

Fertigungsprozess beobachtet *El Khoury* ein Schrumpfen der verwendeten SUEX-Substrate, das sich sowohl als prozessabhängig von Postbake und Hardbake als auch abhängig von der Geometrie des SUEX-Verbundes erweist. *Winterstein* erklärt am Beispiel des ähnlichen Werkstoffs SU-8 den Schrumpfung mit der zunehmenden Vernetzung und der dadurch resultierenden Volumenminderung des Polymers [163]. Der bei den Vorversuchen von *El Khoury* ermittelte Versatz von wenigen Mikrometern bis ca. 0,1 mm an 4"-SUEX-Substraten erweist sich für die reproduzierbare Fertigung von Aktoren allerdings als problematisch. Die durch die Verformung entstehenden Justagefehler führen zu einer niedrigen Ausbeute an funktionstüchtigen Antrieben. *Abb. 96* zeigt die hergestellten Antriebe und einen Demonstrator für bis zu 8 x 4 Pins, in dem die Antriebe in 4 Lagen übereinander angeordnet werden. Der mehrlagige Aufbau wird ohne elektrische Kontaktierung der dünnen PVD-Heizelemente ausgelegt, die Kontaktierung zur Charakterisierung der Antriebe kann aber über die großflächigen Kontaktpads am Antrieb und die Tastspitzen des verwendeten Messstandes erreicht werden.

Winterstein stellt für eine haptische Fernbedienung Aktoren mit ähnlicher Geometrie aus einem Polymerverbund mit SU-8 und SUEX her [163, 197]. Für die Herstellung der Heizelemente kommt

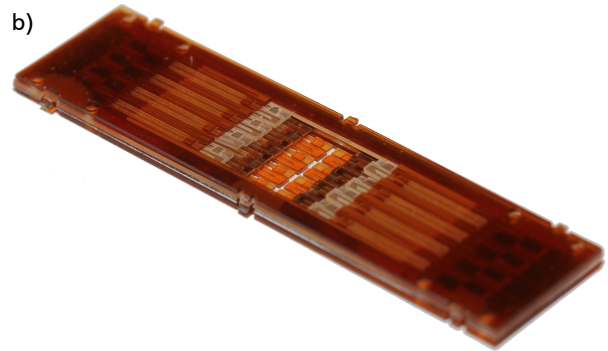
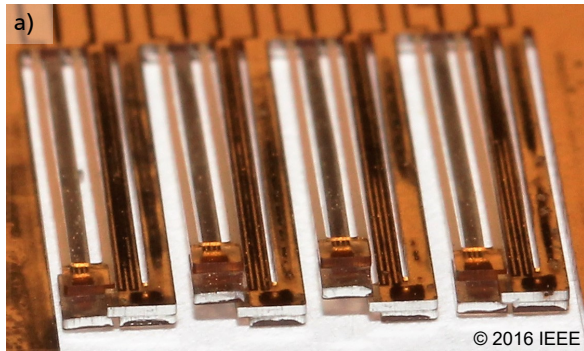


Abbildung 96: Hergestellte Braille-Antriebe von *El Khoury*: a) Antriebe in zwei polymeren Schichten aus SUEX [495]; b) Demonstrator mit Antrieben in 4 Schichten für bis zu 8x4 Pins (die polymeren Verformungskörper sind ohne Heizelemente und mit unterschiedlichen Hardbakeprozessen ausgeführt) [508]. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

dabei galvanisch aufgewachsenes Nickel zum Einsatz, das über eine Galvanoform strukturiert wird. Da *Winterstein* die Heizelemente in den polymeren Verformungskörper einbettet, wird die untere Polymerschicht aus SU-8 gegossen und die Antriebe auf einem Substrat aus FR4 hergestellt. Da sowohl der Postbake als auch Hardbake von SUEX und SU-8 im Verbund mit der festen Opferschicht durchgeführt werden, reduziert sich der Schrumpfung im Vergleich zum Herstellungsprozess von *El Khoury*. Zum Freistellen der Aktoren werden die Polymerschichten auf einer Kupfer-Opferschicht aufgebaut, wobei die Opferschicht nach dem Laminieren und Strukturieren der obigen SUEX-Schicht entfernt wird. *Abb. 97* zeigt die hergestellten Antriebe und einen Demonstrator für bis zu 8 x 4 Pins, in dem die Antriebe in 4 Schichten übereinander angeordnet werden. Die Kontaktierung der Heizleiter erfolgt über geringe Höhenunterschiede hinweg auf das jeweilige FR-4-Substrat, auf dem alle Anschluss pads einer Lage nach außen geführt werden.

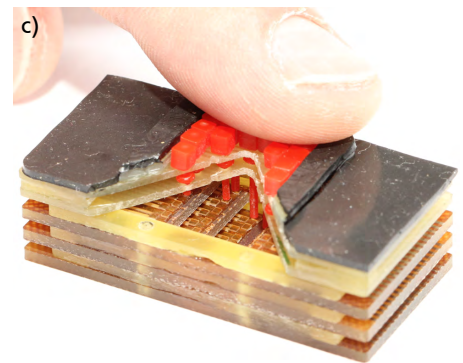
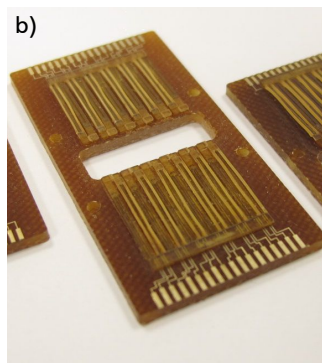
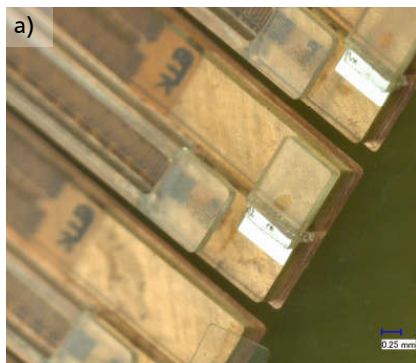


Abbildung 97: Hergestellte Antriebe für eine haptische Fernbedienung von *Winterstein* [163, 197]: a) Antriebe in zwei polymeren Schichten aus SU-8 und SUEX vor dem Hardbake und vor dem Freistellen von der Kupfer-Opferschicht; b) Freigestellte Antriebslage mit Durchführung für die Taxel der darunterliegenden Antriebslage; c) Demonstrator mit Antrieben in 4 Schichten für bis zu 6 x 6 Taxel. Abbildungen entnommen aus [163].

7.3 Charakterisierung der Aktoren

Im Rahmen seiner Arbeit charakterisiert *El Khoury* die Aktoren für Braille-Zeilendisplays aus SUEX hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen und deren Leistungsaufnahme [495, 508]. Messungen an In-plane-Aktoren in *Abb. 98 a* zeigen, dass mit Leistungsaufnahmen im Bereich 116...128 mW maximale Auslenkungen im Bereich 228...309 μm erreicht werden können. Die In-plane-Aktoren

ermöglichen damit ein Öffnen der Verriegelung mit einer Auslenkung von $150\ \mu\text{m}$ bereits mit Leistungsaufnahmen im Bereich von $57\text{...}90\ \text{mW}$. Die charakterisierten Out-of-plane-Aktoren erreichen nach [Abb. 98 b](#) eine maximale Auslenkungen im Bereich $562\text{...}613\ \mu\text{m}$ bei Leistungsaufnahmen im Bereich von $108\text{...}125\ \text{mW}$. Die notwendige Auslenkung von $500\ \mu\text{m}$ erreichen die Aktoren bereits mit Leistungsaufnahmen im Bereich von $90\text{...}106\ \text{mW}$. Zur Erhöhung der Dynamik der Antriebe und zur Vermeidung eines Verhakens mit dem Vierregelungsaktor sollte der Arbeitspunkt für beide Antriebe allerdings mindestens 10% höher gewählt werden. Die erreichbaren Auslenkungen reichen damit aus, um die $500\ \mu\text{m}$ Gesamtdicke des Aktors zu überwinden und ein Verriegeln des Formschlusses zu ermöglichen.

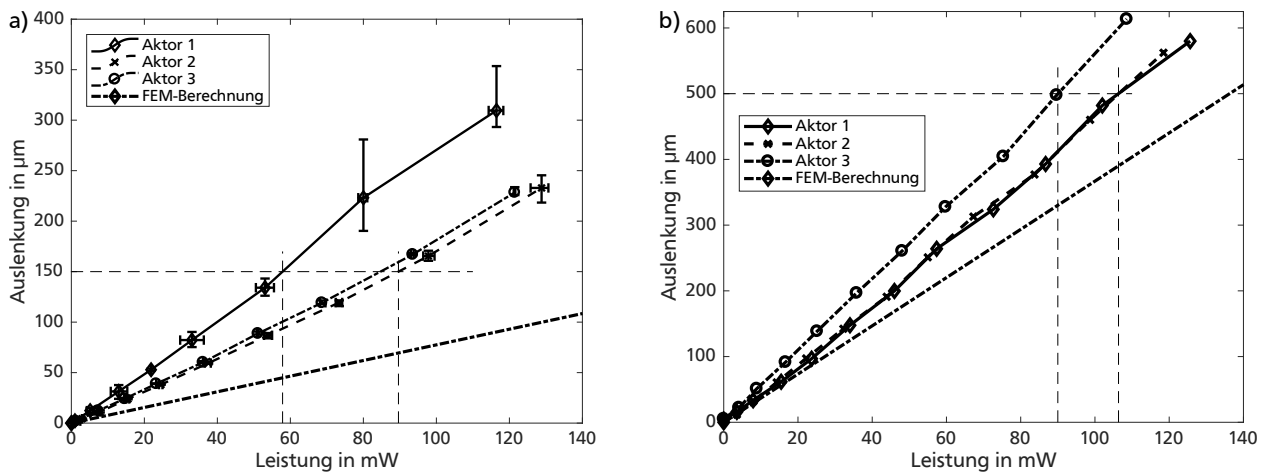


Abbildung 98: Erreichte Auslenkungen der Aktoren aus SUEX für Braille-Zeilendisplays von *El Khoury* in Abhängigkeit der Heizleistung mit Daten aus [495]: a) In-plane-Aktoren; b) Out-of-plane-Aktoren.

Durch Bestromung der Heizelemente mit einem Labornetzteil kann *El Khoury* das Schalten zwischen beiden stabilen Positionen nachweisen. [Abb. 99](#) zeigt den Out-of-plane-Aktor in beiden stabilen Positionen. Beim Aufheizen des In-plane-Aktors kann eine entgegengesetzte laterale Bewegung des Out-of-plane-Aktors beobachtet werden, die sich durch den Wärmeübertrag in den nächstgelegenen kalten Balken des Out-of-plane-Aktors erklären lässt. Ein Verhaken des Formschlusses (wie in [Abb. 94 b](#)) kann bei der Bewegung der realisierten Antriebe allerdings nicht festgestellt werden.

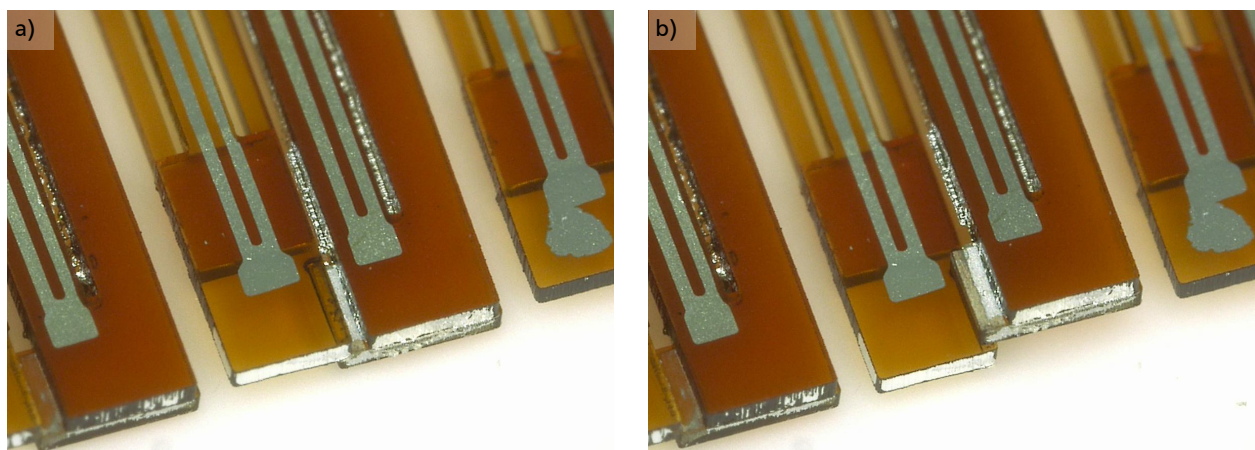


Abbildung 99: Bistabiler Formschluss an Antrieben für Braille-Zeilen in zwei stabilen Lagen [496]: a) Herstellungsposition; b) Ausgelenkter Out-of-plane-Aktor in zweiter stabiler Ruheposition.

Die durchgeführten Messungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem thermomechanischen FEM-Modell. [Tabelle 26](#) stellt die Messwerte den Ergebnissen der FEM-Berechnungen gegenüber und zeigt, dass sich die gemessenen Auslenkungen sowohl der In-plane- als auch der Out-of-plane-Aktoren mit den Berechnungsergebnissen decken oder diese sogar übersteigen. Die benötigten Leistungen werden durch das FEM-Modell von *El Khoury* allerdings deutlich überschätzt.

Tabelle 26: Gegenüberstellung der FEM-Berechnungen und der Messungen elektrothermischer Aktoren für Braille-Zeilenantriebe von *El Khoury* mit Daten aus [495, 496].

Aktor	Wert	FEM-Berechnung	Messung
In-plane-Aktor	Auslenkung	217 μm	228...309 μm
	Leistung	280 mW	116...128 mW
	Auslenkung/Leistung	0,78 $\mu\text{m}/\text{mW}$	1,97...2,14 $\mu\text{m}/\text{mW}$
Out-of-plane-Aktor	Auslenkung	543 μm	562...613 μm
	Blockierkraft	7,3 mN	-
	Leistung	148 mW	108...125 mW
	Auslenkung/Leistung	3,67 $\mu\text{m}/\text{mW}$	4,90...5,20 $\mu\text{m}/\text{mW}$

Winterstein untersucht seine hergestellten Aktoren für die haptische Fernbedienung (siehe [Abb. 97](#)) ebenfalls hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen und dem zeitlichen Einschaltverhalten [163, 197]. Die substratgebundenen Antriebe weisen in der Herstellungsebene einen ähnlichen Umriss wie die Antriebe von *El Khoury* auf, besitzen aber mäandrierte Heizelemente aus wesentlich steiferem galvanisch aufgewachsenen Nickel und um jeweils 50 μm höhere Schichtdicken am Verformungskörper. Am In-plane-Aktor wählt *Winterstein* zudem die Balkenbreiten 100 μm schmäler und den Abstand der Balken 50 μm breiter und am Out-of-plane-Aktor die Balkenlänge 2,5 mm länger als bei *El Khoury*. [Abb. 100](#) zeigt die funktionsbestimmenden Abmessungen der Aktoren von *Winterstein*.

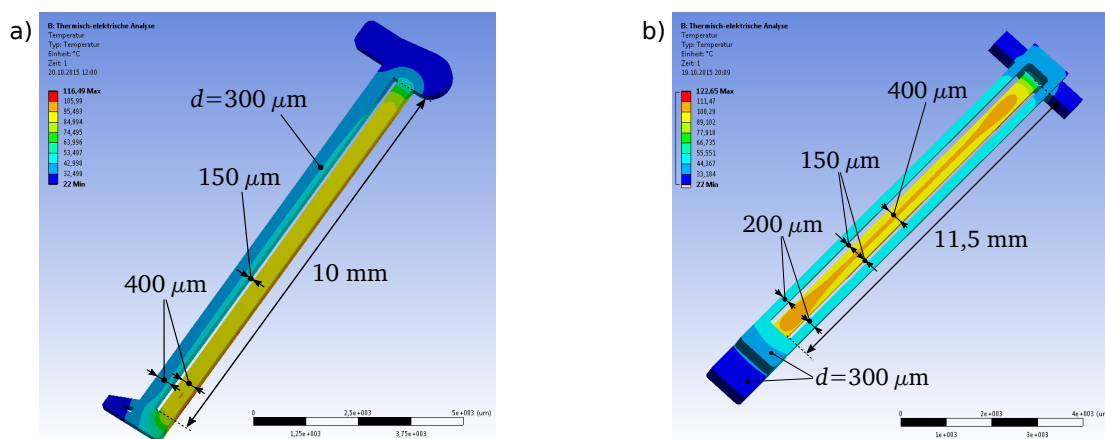


Abbildung 100: Funktionsbestimmende Abmessungen der Aktoren für eine haptische Fernbedienung von *Winterstein*: a) In-plane-Sperraktor; b) Out-of-plane-Hubaktor. Abbildungen entnommen aus [163].

Die Charakterisierung eines In-plane-Aktors in [Abb. 101](#) zeigt, dass mit einer Leistungsaufnahme von 110 mW eine maximale Auslenkung von 171 μm erreicht werden kann, wobei nur eine vernachlässigbar geringe Nulllagenverschiebung von 6,2 μm auftritt. Da aufgrund einer Leistungsbegrenzung der verwendeten Stromquelle die Aktoren nicht bei höheren Leistungen untersucht

werden, erreicht der Antrieb dabei nur eine maximale Betriebstemperatur von 57°C. Die Aktoren ermöglichen mit Auslenkungen von 150 µm und einer Leistungsaufnahme von 96 mW aber bereits ein Öffnen des vorgesehenen Formschlusses zum Out-of-plane-Aktor.

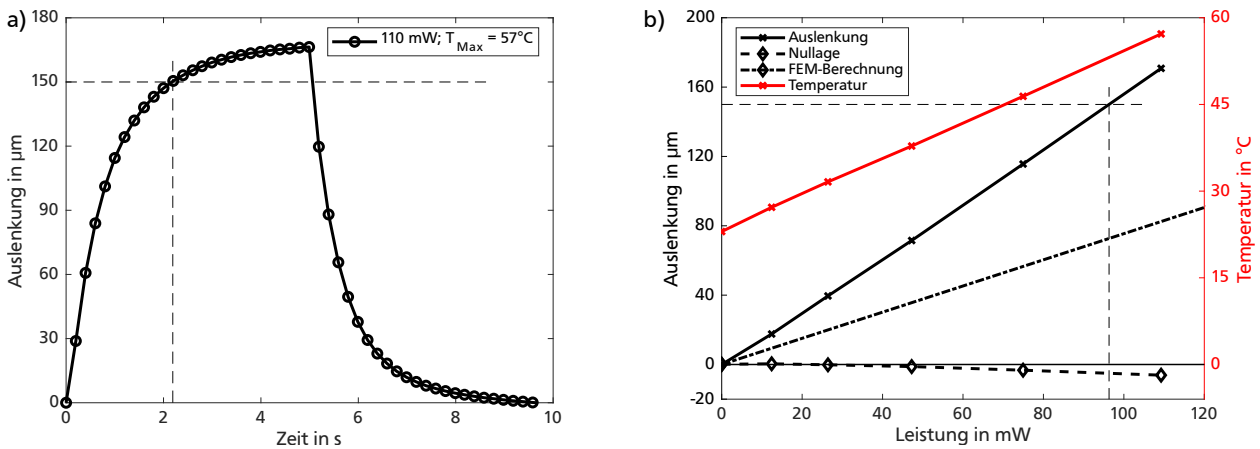


Abbildung 101: Charakterisierung der Auslenkungen eines In-plane-Aktors aus SU-8 und SUEx für eine haptische Fernbedienung von *Winterstein* mit Daten aus [163]: a) Einschaltverhalten mit konstanter Leistungszufuhr von 110 mW; b) Erreichte Auslenkung und Maximaltemperatur in Abhängigkeit der Heizleistung.

Messungen an einem Out-of-plane-Aktor nach Abb. 102 zeigen kurzzeitig eine maximale Auslenkung von bis zu 866 µm bei einer Leistungsaufnahmen von 310 mW und einer Erwärmung des Aktors auf 180°C. Da sich die Balken an den Out-of-plane-Aktoren ungleichmäßig schnell erwärmen, weist die Auslenkung der Aktorspitze ein Überschwingverhalten auf. Die maximale Auslenkung tritt nach ca. 2,5 s beim Aufwärmen des Aktors auf, wenn der heiße Balken bereits durchwärmt ist, die kalten Balken allerdings noch nicht die Endtemperatur angenommen haben. Danach sinkt die Auslenkung der Aktorspitze auf einen stationären Endwert, bis sich eine statische Temperaturverteilung einstellt. Die benötigte Auslenkung von 600 µm zum Verriegeln des vorhandenen Formschlusses erreicht der Aktor durch das Überschwingen nach 2,5 s bereits bei 228 mW. Den Arbeitspunkt des Aktors definiert *Winterstein* etwas darüber bei einer Leistungsaufnahme

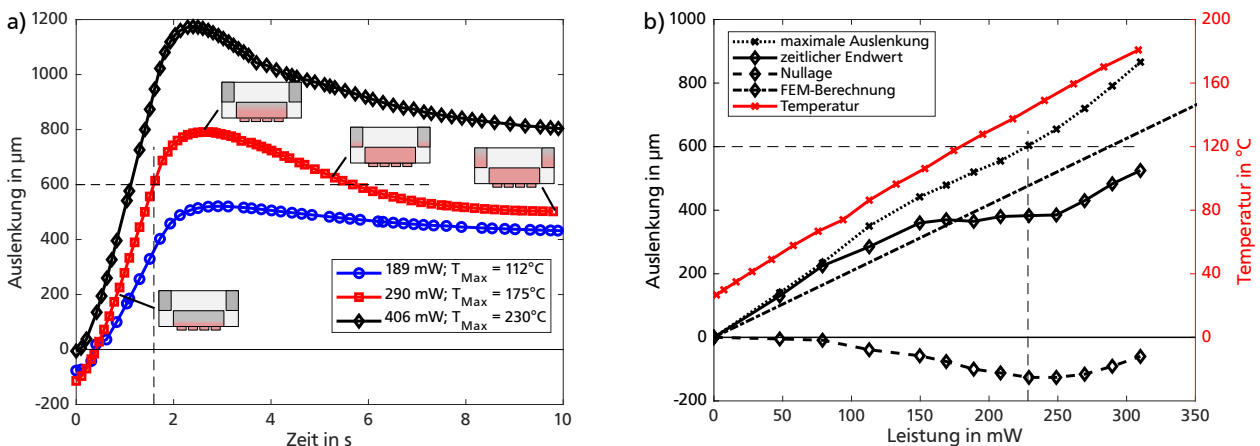


Abbildung 102: Charakterisierung der Auslenkungen eines Out-plane-Aktors aus SU-8 und SUEx für eine haptische Fernbedienung von *Winterstein* mit Daten aus [163]: a) Einschaltverhalten in Abhängigkeit der Heizleistung mit schematischer Temperaturverteilung im Querschnitt des Aktors; b) Erreichte maximale Auslenkung, der statische Endwert der Auslenkung sowie die Maximaltemperatur in Abhängigkeit der Heizleistung.

von 290 mW, wodurch sich eine Auslenkung von 684 μm bereits nach 1,6 s einstellt. Die hohe Aktortemperatur von über 170°C (vgl. Abb. 102 b) lässt allerdings eine reduzierte Lebensdauer erwarten [163].

Zur Gegenüberstellung mit den Ergebnissen der statischen FEM-Analysen werden in Tabelle 27 allerdings die zeitlichen Endwerte der Auslenkung dargestellt, welche die Aktoren beim Aufwärmen von 10 s oder länger aufweisen. Die In-plane-Aktoren werden bei der Charakterisierung zwar nicht bis zu ihrer Leistungsgrenze untersucht, zeigen im Verhältnis von Auslenkung zur Leistung aber eine deutlich höhere Performanz als die berechneten Werte (vgl. auch Abb. 101b). Für die Out-of-plane-Aktoren zeigt der Vergleich allerdings große Abweichungen zwischen den durchgeführten Messungen und dem verwendeten thermomechanischen FEM-Modell. Die gemessenen statischen Auslenkungen unterschreiten die berechneten Werte um mehr als 35%, wobei die gemessenen Temperaturen deutlich höher ausfallen als in der Simulation. Der Unterschied kann zum Teil mit der Änderung von thermischen Randbedingungen erklärt werden, welche beim Abheben der Aktorspitze vom Substrat und dem damit verbundenen Größerwerden des unterliegenden Luftspalts entstehen [163]. Da der Luftspalt in dem verwendeten statischen thermischen FEM-Modell in Ansys nur mit konstanter Dicke modelliert werden kann, werden die entstehende Keiligkeit des Luftspalts und der daraus resultierende Einfluss auf die Temperaturverteilung des beheizten Balkens vernachlässigt.

Tabelle 27: Gegenüberstellung der FEM-Berechnungen und der Messungen elektrothermischer Aktoren für eine haptische Fernbedienung von *Winterstein* mit Daten aus [163].

Aktor	Wert	FEM-Berechnung	Messung
In-plane-Aktor	statische Auslenkung	286 μm	171 μm
	Leistung	379 mW	110 mW
	Temperatur	120°C	57°C
	Auslenkung/Leistung	0,75 $\mu\text{m}/\text{mW}$	1,55 $\mu\text{m}/\text{mW}$
Out-of-plane-Aktor	statische Auslenkung	820 μm	525 μm
	Leistung	393 mW	310 mW
	Temperatur	120°C	181°C
	Auslenkung/Leistung	2,09 $\mu\text{m}/\text{mW}$	1,69 $\mu\text{m}/\text{mW}$

Weiterführend untersucht *Winterstein* den Zeitverlauf eines Schaltvorgangs des Antriebs, der als abgeschlossen gilt, sobald der In-plane Aktor die Verriegelung geschlossen hat und der Out-of-plane-Aktor abgeschaltet wird. Für den bistabilen Formschluss des In-plane-Aktors und des Out-of-plane-Aktors wird eine gesamte Schaltzeit von 5,16 s und mit den Aktorleistungen von $P_{\text{IP}} = 110 \text{ mW}$ und $P_{\text{OoP}} = 290 \text{ mW}$ eine benötigte Schaltenergie von 1,26 Ws pro Schaltvorgang ermittelt [163].

Zudem untersucht *Winterstein* den Einfluss von parasitären Bewegungen auf den bistabilen Mechanismus, die durch die Abstrahlung und Ableitung der Wärme eines In-plane-Aktors in benachbarte Aktoren entstehen und dort zu parasitären lateralen Auslenkungen führen. Der Out-of-plane-Aktor des benachbarten Antriebs erfährt dadurch eine geringe Verschiebung von 24 μm in Verriegelungsrichtung [163]. Für den Schaltvorgang zweier lateral benachbarter Braille-Pins bietet es sich daher an, einen Zeitversatz zwischen den beiden Schaltvorgängen vorzusehen. Beim antriebs eigenen Aktor wird eine noch höhere parasitäre Auslenkung von 65 μm in Entriegelungsrichtung erzeugt, die nach *Winterstein* aber während des Schaltens vernachlässigt werden kann, da der Out-of-plane-Aktor sich in dieser Zeit entweder in Bewegung befindet oder er seine Ruhelage bereits erreicht hat und das Schließen der Verriegelung erwartet [163].

7.4 Erprobung von Aktoren aus PEEK-Folien

Um den Einsatz des Hochtemperaturkunststoffs PEEK für die entwickelten Antriebe zu prüfen, entwickelt *Islam* [491, 256] am Fachgebiet M+EMS einen Fertigungsprozess für Out-of-plane-Aktoren, bei dem die bereits in Kapitel 5.2 charakterisierte PEEK-Folie *LITE TK* von *Lipp Terler* verwendet wird. Abb. 103 zeigt den substratlosen Fertigungsprozess, bei dem zur Fertigung des Verformungskörpers zwei 300 µm dicke PEEK-Folien zunächst einzeln strukturiert und mittels eines Klebprozesses gefügt werden. Zur Planarisierung der aufgerollten und vorgekrümmten Folie im Lieferzustand wird vor der Strukturierung eine Vorbehandlung bei 150°C durchgeführt. Die Strukturierung beider polymeren Lagen erfolgt anschließend mittels Mikrofräsen, wobei zum anschließenden Entgraten ein Plasma-Veraschungsprozess aus der eigenen Vorarbeit [487, 489] zum Einsatz kommt. Die Heizelemente stellt *Islam* vor dem Verkleben beider Polymerfolien

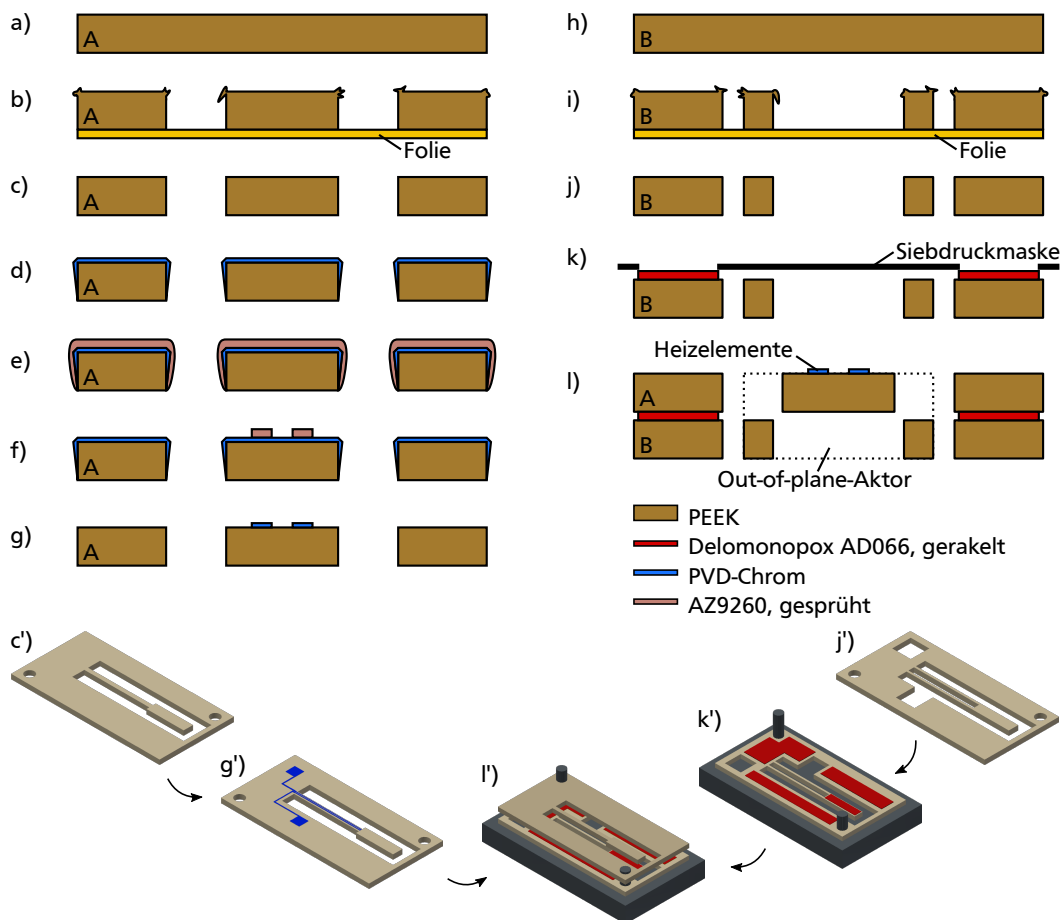


Abbildung 103: Fertigungsprozess von *Islam* für Out-of-plane-Aktoren aus PEEK [491, 256]: a) PEEK-Folie mit einer Schichtdicke von 300 µm nach der Planarisierung bei 150°C in einem Laminiergerät; b) Strukturierung der ersten PEEK-Schicht durch Mikrofräsen auf einer Klebefolie als Opferschicht; c)/c') Entfernen der Klebefolie und Entgraten durch Plasmaveraschen; d) PVD-Beschichtung mit 200 nm Chrom zur Herstellung der Heizelemente; e) Aufbringen von AZ9260 mittels Sprühprozess; f) UV-lithographische Strukturierung und Entwicklung der Ätzmaske; g)/g') Nassätzen der Heizelemente und Entfernen der Ätzmaske; h) Zweite PEEK-Folie mit einer Schichtdicke von 300 µm; i) Strukturierung der zweiten PEEK-Schicht durch Mikrofräsen; j)/j') Entfernen der Klebefolie und Entgraten durch Plasmaveraschen; k)/k') Aufbringen von Delomonopox AD066 mit einer Rakel und einer 50 µm dicken Siebdruckmaske; l)/l') Fertiger Antrieb mit zwei polymeren Schichten nach Justieren und Fügen mittels Passstiften und Aushärten des Klebstoffs bei 130°C für 40 min. Abbildungen teilweise entnommen aus [256].

mittels PVD-Beschichtung aus 200 nm dickem Chrom her. Bedingt durch die eingesetzten mikro-technischen Strukturierungsverfahren für die Heizelemente und deren labortechnischen Größenbeschränkungen wird der Fertigungsprozess wie in den Arbeiten von *El Khoury* und *Winterstein* auf einem ca. 10 cm durchmessenden Substrat erprobt. *Abb. 104* zeigt die hergestellten Aktoren.

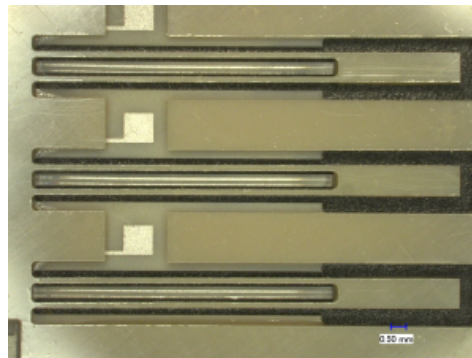


Abbildung 104: Im Verbund hergestellte Out-of-plane-Aktoren aus PEEK von *Islam* [491, 256]. Abbildung entnommen aus [256].

Die hergestellten Out-of-plane-Aktoren weisen in der Herstellungsebene zwar einen ähnlichen Umriss wie die Antriebe von *Winterstein* auf, sind mit einer Balkenlänge von nur 7 mm allerdings wesentlich kürzer (siehe *Abb. 105 a*). Die erreichten Auslenkungen liegen daher weit unter den Auslenkungen, die zum Hub von Braille-Pins notwendig sind. Zur Charakterisierung der Out-of-plane-Aktoren nutzt *Islam* einen Messaufbau mit Konfokalmikroskop und Infrarotkamera [256]. Zur Ansteuerung der Aktoren kommt eine Spannungsversorgung zum Einsatz, wobei die Leistungsaufnahme der Aktoren aus dem sich einstellenden Strom bestimmt wird und die Messwerte erst nach einer ausreichend langen Aufheizzeit von 60 s aufgenommen werden. Die in *Abb. 105 b* dargestellte mittlere Kennlinie aus 5 Aktoren ist im Bereich 0...110 mW annähernd linear und zeigt eine Auslenkungen von 155 μm bei einer Maximaltemperatur von 80°C und einer Leistungsaufnahme von 110 mW, wobei nur geringe Nulllagenverschiebungen von weniger als 10 μm beobachtet werden. Höhere Leistungen führen bei den aufgebauten Aktoren zu einer stärkeren Streuung der Messergebnisse mit teilweise starken plastischen Verformungen und Nulllagenverschiebungen bis zu -170 μm oder zum Durchbrennen der Heizelemente [491]. Die als

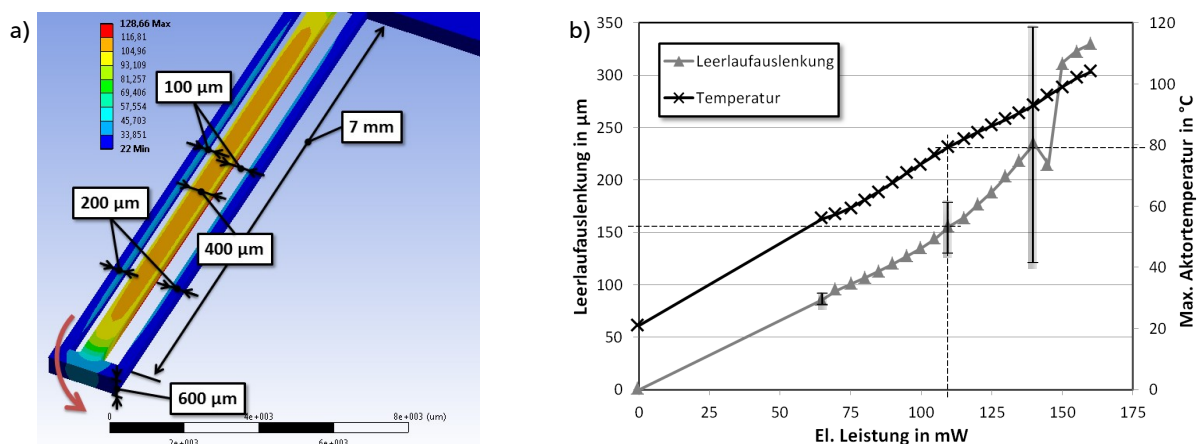


Abbildung 105: Out-of-plane-Aktoren aus PEEK von *Islam* [491, 256]: a) Funktionsbestimmende Abmessungen und über FEM-Analyse ermittelte Temperaturverteilung; b) Gemittelte Kennlinien aus 5 Aktoren mit der erreichten Auslenkung und Maximaltemperatur in Abhängigkeit der Heizleistung. Abbildungen entnommen aus [491].

nominal benannte Aktortemperatur von 80°C liegt allerdings weit unterhalb der in [Abschnitt 5.3](#) bestimmten Maximaltemperatur von PEEK von 125°C. Die starke Streuung der ermittelten Ergebnisse oberhalb von 80° lässt sich daher insbesondere mit den Fertigungstoleranzen der Verformungskörper und der Heizelemente erklären. Die aufgenommenen Kennlinien zeigen, dass bei höheren Leistungsaufnahmen auch höhere Auslenkungen erreicht werden können.

Die durchgeführten Messungen zeigen im Vergleich zur FEM-Simulation ein deutlich günstigeres Verhältnis von Auslenkung zur Temperaturerhöhung. [Tabelle 28](#) stellt die Messwerte den Ergebnissen der FEM-Berechnungen gegenüber. Die simulierte Leistungsaufnahme oder die Kraft der Aktoren wird von *Islam* allerdings nicht ermittelt.

Tabelle 28: Gegenüberstellung der FEM-Berechnungen und der Messungen elektrothermischer Aktoren von *Islam* mit Daten aus [\[491, 256\]](#).

Aktor	Wert	FEM-Berechnung	Messung
Out-of-plane-Aktor	Auslenkung	130 µm	155 µm
	Blockierkraft	11,5 mN	-
	Leistung	-	110 mW
	Temperatur	130°C	80°C
	Auslenkung/Leistung	-	1,41 µm/mW
	Auslenkung/(Temperatur-20°C)	1,18 µm/K	2,58 µm/K

7.5 Eignung der Antriebe für Braille-Zeilendisplays

Die Arbeiten von *El Khoury* und *Winterstein* zeigen, dass mit mikrotechnischen Fertigungsverfahren Aktoren aus SUEX und SU-8 hergestellt werden können. Die Herstellungsprozesse sind dabei zwar prinzipiell skalierbar und auch zur Fertigung großflächiger Displays geeignet, jedoch sind die verwendeten Prozessparameter teilweise nicht optimiert und die Ausbeute im Laborversuch vergleichsweise gering. Bei einer Skalierung für großflächige Displays ist zudem das beobachtete Schrumpfen von SUEX beim Post- und Hardbake problematisch, welches zu fehlerhaften Aktorgeometrien oder zu Defekten an den Aktoren führen kann. Die eingesetzten Dickschicht-Photoresiste sind zudem vergleichsweise kostenintensiv. Weiterhin beinhaltet der Fertigungsprozess von *El Khoury* noch keine elektrische Kontaktierung der dünnen PVD-Heizelemente bzw. deren Kontaktpads, welche eine Integration der Antriebe in ein Gesamtsystem ermöglichen müssen. Zur Fertigung von kommerziell einsetzbaren Braille-Antrieben sind die von *El Khoury* und *Winterstein* entwickelten Prozesse daher nur bedingt geeignet.

Die Vorversuche von *Islam* zeigen, dass die Out-of-plane-Geometrien prinzipiell auch mit kommerziell erhältlichen PEEK-Folien realisierbar sind. Der von *Islam* entwickelte Herstellungsprozess beinhaltet dabei ausschließlich skalierbare Prozessschritte und vergleichsweise kostengünstige Materialien. Bei einer Skalierung für großflächige Displays kann allerdings die Zeit zur Strukturierung der PEEK-Folien durch Mikrofräsen deutlich ansteigen. Auch die von *Islam* verwendeten Prozessparameter sind teilweise nicht optimiert und die Ausbeute im Laborversuch daher gering. Zwar findet im Rahmen der Vorversuche keine Herstellung von In-plane-Aktoren oder überlappenden Rastnasen für einen Formschluss statt, die Machbarkeit mit dem erprobten Fertigungsprozess liegt aber nahe.

Die von *El Khoury* und *Winterstein* hergestellten Aktoren erreichen bei der Charakterisierung ausreichende In-plane- und Out-of-plane-Auslenkungen, um die Bewegungen zum Öffnen und Verriegeln des Formschlusses zu ermöglichen sowie den notwendigen Hub für Braille-Pins von

mindestens 500 μm zur Verfügung zu stellen. Bedingt durch die unterschiedlichen Materialien und Geometrien erreichen die hergestellten Aktoren unterschiedliche Eigenschaften. Im Vergleich zu den Out-of-plane-Aktoren von *El Khoury* zeigt der Out-of-plane-Aktor von *Winterstein* trotz der größeren Balkenlänge ein ca. um den Faktor 3 schlechteres Verhältnis von Auslenkung zu Leistungsaufnahme, was sich neben der Steifigkeit der Heizelemente auch durch die größeren polymeren Schichtdicken erklären lässt. Auch der In-plane-Aktor von *Winterstein* zeigt im Vergleich zu den Aktoren von *El Khoury* ein 24...36% schlechteres Verhältnis von Auslenkung zu Leistungsaufnahme, was sich neben den Unterschieden in Aktorgeometrie ebenfalls auch durch die höhere Steifigkeit der Heizelemente erklären lässt. Der Vergleich deutet darauf hin, dass der Einsatz von dünnen PVD-Heizelementen mit Schichtdicken von 200 nm deutlich vorteilhafter für die Performanz der Aktoren ist als der Einsatz von Heizelementen aus galvanisch aufgewachsenem Nickel mit Schichtdicken im Bereich einiger Mikrometer.

Die hergestellten Aktoren von *Islam* sind durch die kleinere Baulänge nur bedingt mit den Aktoren von *Winterstein* oder *El Khoury* vergleichbar. Im Vergleich zu den Aktoren von *Winterstein* zeigen die hergestellten Out-of-plane-Aktoren ein um ca. 20% schlechteres Verhältnis von Auslenkung zu Leistungsaufnahme. Die niedrige Temperatur bei den herangezogenen Vergleichswerten und die aufgenommenen Aktorkennlinien legen allerdings nahe, dass bei besser reproduzierbarer Herstellung der Aktorgeometrie und der Heizelemente weniger Streuung in den Messdaten zu beobachten sind und in Folge auch bessere Vergleichswerte für Aktoren aus PEEK ermittelt werden können.

Hinsichtlich der Kräfte, die zum Hub der Braille-Pins notwendig sind, kann für die hergestellten Aktoren nur bedingt eine Eignung festgestellt werden. Zwar weisen die durchgeführten FEM-Simulationen darauf hin, dass die Aktoren prinzipiell ausreichende Kräfte aufbringen, um Braille-Pins zu heben, die simulierten Kräfte liegen teilweise aber nur um wenige Millinewton über dem geforderten Mindestwert von 1,2 mN. Die tatsächlich erreichbaren Kräfte werden für die hergestellten Aktoren allerdings nicht ermittelt.

Die genutzten FEM-Modelle von *El Khoury* und *Winterstein* liefern brauchbare Vorhersagen zu mechanischen und thermischen Ergebnissen, zeigen allerdings in vielen Fällen hohe Abweichungen hinsichtlich der Leistungsaufnahmen. Die von *Winterstein* aus Messungen ermittelte Schaltenergie von 1,26 Ws pro Schaltvorgang liegt gemäß den Abschätzungen in [Abschnitt 2.1](#) allerdings ungefähr eine Größenordnung über dem Energieverbrauch bisheriger kommerzieller Braille-Displays und die Mindestanforderungen von ca. 0,5 J wird überschritten.

Die von *Winterstein* ermittelte Schaltzeit des Antriebsmechanismus von 5,16 s zeigt, dass die Dynamik eines Braille-Displays mit den realisierten Aktoren prinzipiell für quasi-statische Displays geeignet ist. Das Blinken von Braille-Pins zur Anzeige eines Cursors kann mit elektrothermischen Antrieben aber voraussichtlich nicht erreicht werden.

Mit den realisierten Antrieben von *El Khoury* kann die prinzipielle Funktionsfähigkeit des Einrastmechanismus nachgewiesen werden, allerdings findet der Nachweis mit freiliegenden Antrieben ohne Braille-Pins und ohne Tastplatte statt. Für die Lebensdauer der Antriebe kann für die hergestellten Aktoren nur bedingt eine Eignung festgestellt werden. Da in den Arbeiten von *El Khoury* und *Winterstein* kein vollständig funktionsfähiger Demonstrator aufgebaut werden kann, liegen zu den realisierten Braille-Antrieben keine Untersuchungen zu den erreichbaren Schaltspielen oder zur Abnutzung des Verriegelungsmechanismus vor. Zur Abschätzung können aber Daten von *Winterstein* herangezogen werden, der an In-plane-Aktoren aus SU-8 mit Nickel-Heizelementen und vergleichsweise kleinen Aktorhüben von 46,9 μm über 45.350 Aktorhübe nachweisen kann [163]. Für elektrothermische Antriebe mit PVD-Heizelementen liegen allerdings keine belastbaren Vergleichsdaten vor.

Die von *ElKhoury* und *Winterstein* gewählte treppenförmige Anordnung der Antriebe ist in einer Richtung frei skalierbar und ist daher für Braille-Liniendisplays oder Mehrfach-Braille-Zeilen geeignet. Der von *Winterstein* realisierte Demonstrator aus [Abb. 97](#) besitzt eine Bauhöhe von 12 mm für die 4 Antriebslagen (bzw. 16 mm inkl. der taktilen Bildpunkte) und erfüllt damit die Anforderungen hinsichtlich der Baugröße sowohl für mobile als auch stationäre Displays. Zur Realisierung von Braille-Flächendisplays ist die treppenförmige Anordnung wegen der schnell ansteigenden Bauhöhe allerdings nicht geeignet.

8 Antriebe für Braille-Flächendisplays

Für Braille-Flächendisplays mit zwei bidirektionalen elektrothermischen Pseudobimorphaktoren nach Abb. 25 werden im Folgenden die Entwurfsmethoden, die eingesetzten Fertigungsverfahren und die erreichbaren Eigenschaften realisierter Antriebe erläutert. Für den Entwurf eines Demonstrators mit Braille-Pins und Tastplatte wird der zur Verfügung stehende Bauraum und unterschiedliche Aktoranordnungen untersucht und für die Aktoren Geometrieoptimierungen mittels FEM-Analysen durchgeführt. Die Herstellung der entworfenen Antriebe findet in zwei Varianten statt. Zum Einsatz kommen sowohl Prozesse der Leiterplattentechnik für Aktoren aus PEEK als auch mikrotechnische Fertigungsverfahren für Aktoren aus SUEX. Die hergestellten Aktoren werden hinsichtlich der erreichbaren Eigenschaften charakterisiert und Untersuchungen zur Abnutzung des Formschlusses durchgeführt. Abschließend wird die Eignung der hergestellten Antriebe für kommerzielle Braille-Flächendisplays diskutiert.

8.1 Aktorgeometrie und Matrixanordnung

Für eine Anordnung in mehreren (möglichst wenigen) Antriebslagen wird im Folgenden der verfügbare Bauraum für elektrothermische Aktoren aufgezeigt, wobei insbesondere in der obersten Aktorlage Durchführungen vorgesehen werden müssen, um den Kontakt der darunter liegenden Lagen mit den Braille-Pins zu ermöglichen. Der Bauraum innerhalb einer Aktorlage wird in dem engen Braille-Raster durch den Durchmesser der Braille-Pins bzw. deren Durchführungen deutlich beschränkt. Braille-Pins mit einem Durchmesser von 1,2 mm, wie sie in kommerziellen Braille-Displays mit Piezo-Antrieben (z.B. im *Hyperbraille F* [24]) eingesetzt werden, erlauben nur einen geringen Bauraum pro Antrieb (siehe Abb. 106 a). Im Rahmen dieser Arbeit wird die Nutzung von Braille-Pins mit 0,4 mm schmalen Führungsstiften bzw. 0,5 mm durchmessenden Durchführungen vorgesehen (siehe Abb. 106 b). Tabelle 29 zeigt den nutzbaren Aktorbauraum auch für andere Durchmesser auf. Anhang J fasst Vorversuche zur additiven Fertigung solcher Braille-Pins mit schmalen Führungsstiften zusammen.

In dem verbleibenden Bauraum zwischen den Führungsstiften muss eine Aktoranordnung gefunden werden, in der jeweils ein Out-of-plane- und ein In-plane-Aktor paarweise einen Braille-Antrieb formen. Eine parallele Anordnung des Out-of-plane- und des In-plane-Pseudobimorph-Aktors nach Abb. 107 a wird (wie in Kapitel 7 dargelegt) von *El Khoury* [495, 508] und *Winterstein* [163, 197] zum Aufbau von Braille-Linienantrieben genutzt. Der Vergleich der Abmessungen in Abb. 93 mit dem Bauraum in Abb. 106 zeigt allerdings, dass die Antriebe aufgrund der Breite von 2,2 mm den zur Verfügung stehenden Bauraum überschreiten. Abb. 107 b...e

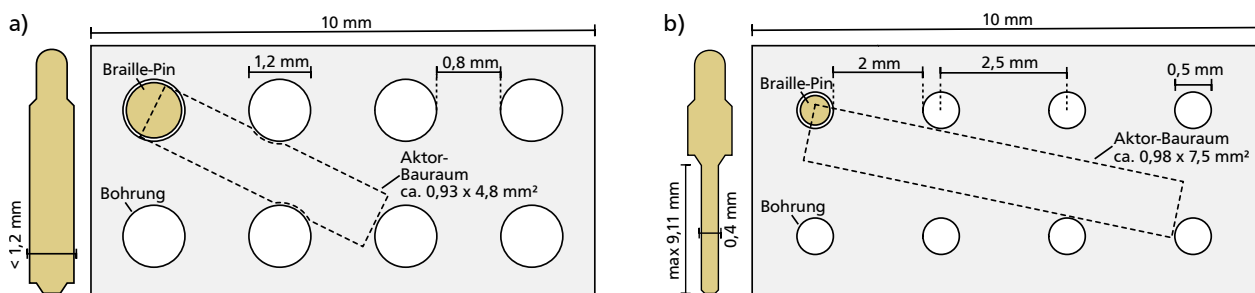


Abbildung 106: Nutzbarer Bauraum für elektrothermische Aktoren im Braille-Array für unterschiedliche Pin-Designs: a) Herkömmliche Braille-Pins mit einem Stiftdurchmesser von 1,2 mm erlauben einen Bauraum von ca. 0,93 x 4,8 mm²; b) Vergrößerter Bauraum von 0,98 x 7,5 mm² mit Braille-Pins und einem Stiftdurchmesser von 0,4 mm.

Tabelle 29: Bauraum elektrothermischer Aktoren im Braille-Array in Abhängigkeit des Bohrungsdurchmessers zur Durchführung von Braille-Pins bei Anordnung gemäß [Abb. 106](#).

Bohrungs- durchmesser in mm	Maximale Aktor- breite in mm	Maximale Aktor- länge in mm	Flächeninhalt in mm ²
0,4	1,08	7,51	8,11
0,5	0,98	7,46	7,31
0,6	0,88	7,40	6,51
0,8	1,33	4,89	6,50
1,0	1,13	4,89	5,53
1,2	0,93	4,79	4,45

zeigt daher weitere mögliche Anordnungen zwischen einem Out-of-plane- und einem In-plane-Pseudobimorph-Aktor. Je nach Winkel kommen die Rastnasen des Formschlusses stirnseitig oder lateral an der Aktorspitze des Out-of-plane-Aktors zu liegen. Neben dem Einhalten des zur Verfügung stehenden Bauraums müssen bei der Anordnung der Aktoren folgende Randbedingungen berücksichtigt werden:

1. Abstand zwischen den Aktoren für die Öffnungsbewegung des In-plane-Aktors und zur Vermeidung von Wärmeübertragung zwischen den Aktoren
2. Bauraum am Fußpunkt der Aktoren für die mechanische Anbindung und die elektrischen Zuleitungen der Heizelemente
3. Auflagefläche an der Aktorspitze des Out-of-plane-Aktors zum Hub des Braille-Pins mit Abstand zu den Rastnasen des Formschlusses

Da die rasterförmig angeordneten Durchführungen der Braille-Pins den Bauraum stark eingrenzen, sind nicht alle in [Abb. 107](#) gezeigten Anordnungen realisierbar. Werden die Durchführungen berücksichtigt, werden die möglichen Aktoranordnungen vor allem von der Aktorbauform und der Baugröße der Aktoren beeinflusst. Im Folgenden werden zunächst Anordnungen für Pseudobimorph-Aktoren dargelegt, die ähnlich zur Aktorgeometrie von *El Houry* und *Winterstein* sind. Im Anschluss werden auch Aktoranordnungen für alternative Aktorbauformen dargelegt.

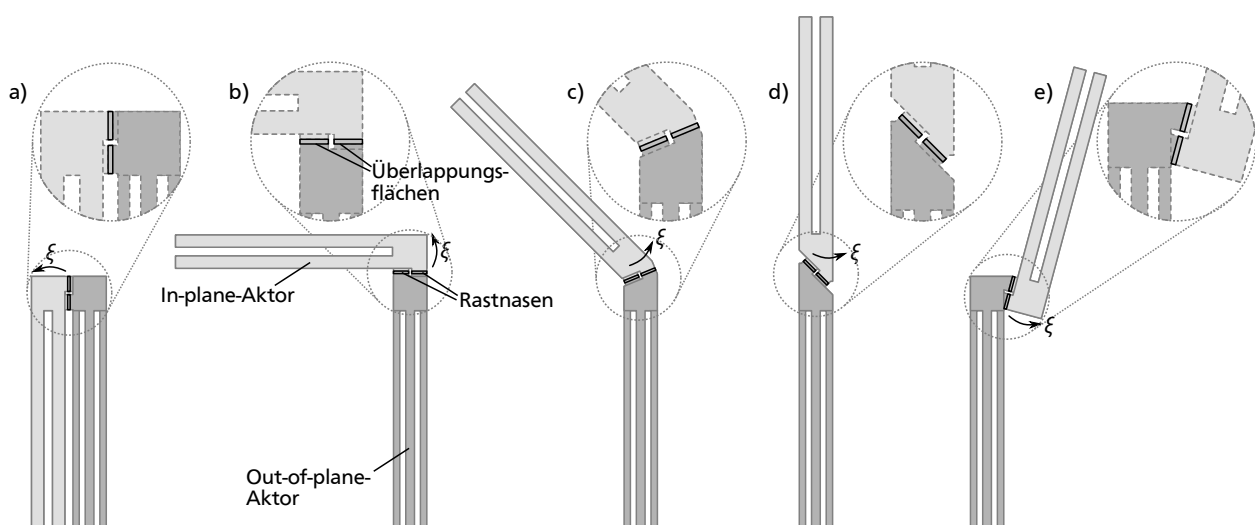


Abbildung 107: Beispiele für den Formschluss zwischen einem Out-of-plane- und einem In-plane-Pseudobimorph-Aktor in Abhängigkeit der Anordnung beider Aktoren: a) Parallele Anordnung; b) Rechtwinklige Anordnung; c) Abgewinkelte Anordnung; d) Stirnseitige Anordnung; e) Abgewinkelte und lateral versetzte Anordnung.

Für die paarweise Kombination eines Out-of-plane- und In-plane-Pseudobimorph-Aktors wie bei *El Khoury* und *Winterstein* zeigt **Abb. 108** mögliche Anordnungen. **Abb. 108 a...c** zeigt Varianten, die sich für Out-of-plane- und In-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit einer Balkenlänge von ca. 7 mm eignen und damit ungefähr dem in **Abb. 106 b** aufgezeigten Bauraum entsprechen. Je nach Winkel der Aktoren ergibt sich eine unterschiedliche Flächenausbeute, wobei nur jeweils 1/7 bzw. 1/6 aller Pins angesteuert werden. Um alle Braille-Pins zu adressieren, sind daher 7 bzw. 6 Antriebslagen notwendig. Um die Anzahl der Antriebslagen weiter zu reduzieren, sind in **Abb. 108 d...f** Aktoranordnungen gezeigt, bei denen Aktoren mit nur geringfügig kleinerem Bauraum verwendet werden. Gelingt es, die erforderlichen In-plane-Auslenkungen mit ca. 33% kürzeren Balkenlängen der In-plane-Aktoren zu realisieren, können die Aktoren nach **Abb. 108 e** in nur 5 Antriebslagen platziert werden. Eine Anordnung der Aktoren in nur 4 Lagen ist mit ca. 10% schmalern Out-of-plane-Aktoren nach **Abb. 108 f** möglich, allerdings kommen sich die Out-of-plane-Aktoren dabei so nahe, dass mit einer Wärmeübertragung zwischen den Aktoren zu rechnen ist. Theoretisch kann der Platzbedarf für Durchführungen in den unteren Lagen reduziert und die Packungsdichte der Aktoren vergrößert werden, zur Eingrenzung des Entwurfsaufwands und der zu fertigenden Varianten werden im Rahmen dieser Arbeit allerdings alle Lagen identisch ausgelegt.

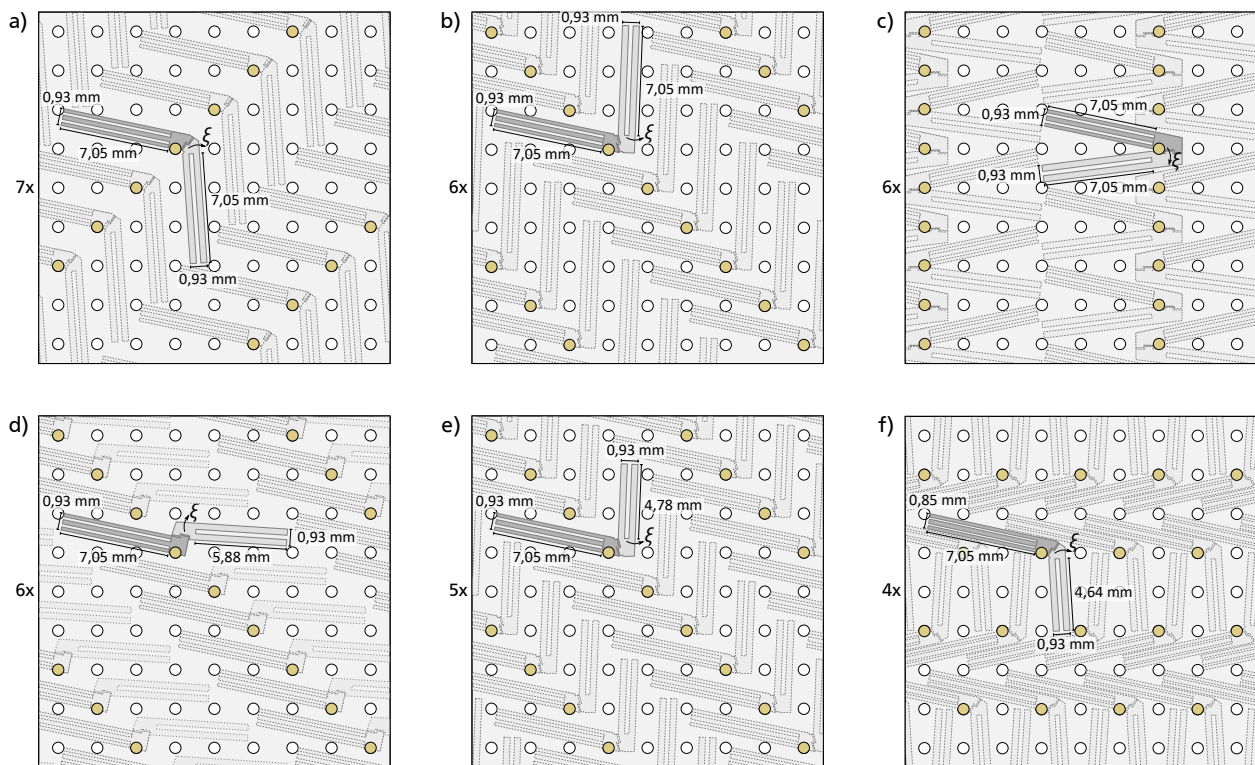


Abbildung 108: Mögliche Anordnungen eines Out-of-plane- und eines In-plane-Pseudobimorph-Aktors im Braille-Array: a) Anordnung in 7 Lagen; b) Rechtwinklige Anordnung in 6 Lagen; c) Keilförmige Anordnung in 6 Lagen; d) Stirnseitige Anordnung in 6 Lagen mit ca. 17% kürzeren In-plane-Balkenlängen; e) Rechtwinklige Anordnung in 5 Lagen mit ca. 33% kürzeren In-plane-Balkenlängen; f) Rechtwinklige Anordnung in 4 Lagen mit ca. 35% kürzeren In-plane-Balkenlängen und ca. 10% schmalern Out-of-plane-Aktoren.

Je nach Anordnung der Aktoren werden mehrere baugleiche Antriebslagen versetzt übereinander platziert, sodass alle Braille-Pins angesteuert werden können. **Abb. 109** zeigt beispielhaft die Anordnung in 4 Antriebslagen. Die dargestellten Anordnungen sind nur schematisch und erlauben keine Aussage darüber, ob der zur Verfügung stehende Bauraum ausreichend zum Erreichen der Aktoranforderungen hinsichtlich der Auslenkung und Stellkräfte ist. Eine Realisierbarkeit der Anordnungen muss im Einzelfall geprüft werden. Im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes

MOBILizE [496] werden daher iterativ mehrere Aktorentwürfe für Braille-Flächendisplays erarbeitet und schrittweise optimiert.

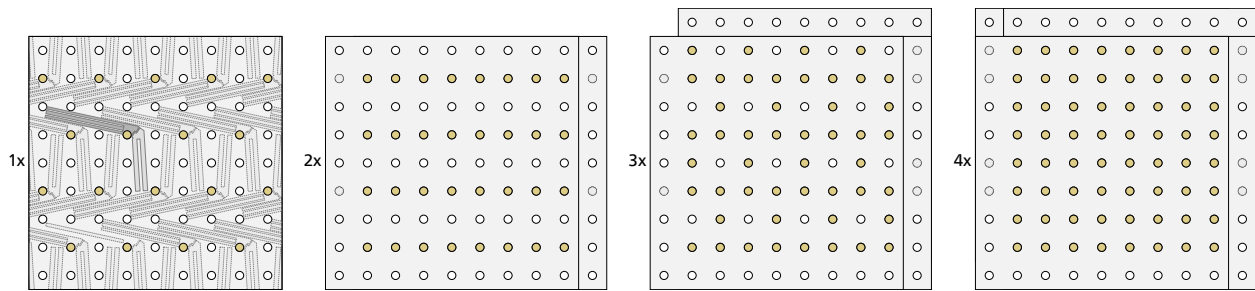


Abbildung 109: Beispielhaftes Versatzschema für eine Anordnung der Aktoren in 4 Antriebslagen nach Abb. 108 f.

In-plane-Pseudobimorph-Aktoren

Da im BMBF-Forschungsprojekt *MOBILizE* kommerzielle Antriebe aus PEEK-Folien hergestellt werden sollen, werden bei der Modellierung der In-plane-Pseudobimorph-Aktoren bereits technologische Randbedingungen wie z.B. Material und Schichtaufbau aus PEEK und Acryl-Klebstoffschichten berücksichtigt. Mäanderförmige Heizelemente aus Konstantan sind in die Struktur der Klebstoffschicht integriert und werden mit einer Schichtdicke von 10 μm modelliert. Die Wärmeübertragung zwischen den Balken wird durch einen Volumenkörper aus Luft berücksichtigt. Abb. 110 zeigt den Aufbau des genutzten FEM-Modells.

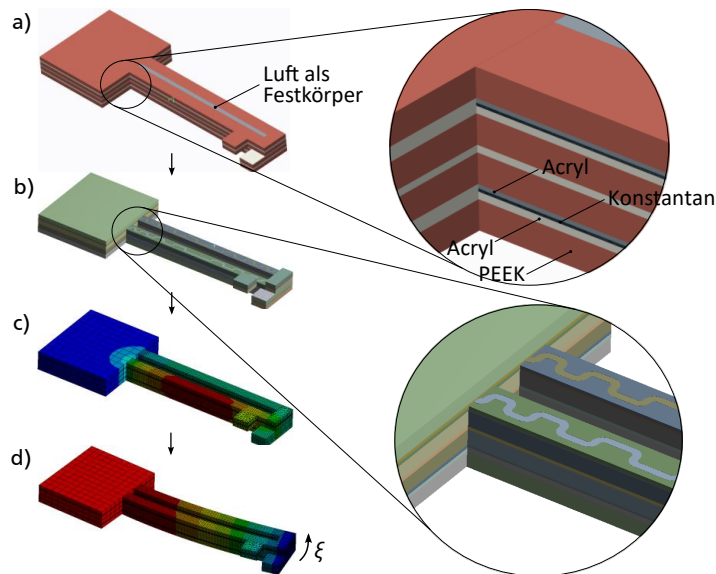


Abbildung 110: Modellierung eines In-plane-Pseudobimorph-Aktors: a) CAD-Geometrie in *Creo Parametric* mit Schichtaufbau aus PEEK-Folien, Acryl-Klebstoffschicht und darin eingelassene Heizelemente aus Konstantan; b) Import der CAD-Geometrie und Materialzuweisung in *Ansys*; c) Vernetzung und Berechnung der Temperaturverteilung; d) Berechnete In-plane-Auslenkung.

Zur Bestimmung des benötigten Bauraums für die In-plane-Pseudobimorph-Aktoren wird eine FEM-gestützte Geometrieoptimierung durchgeführt. Alle relevanten geometrischen Abmessungen des Aktors werden schrittweise variiert und für jede Geometrievariante die erreichbare In-plane-Auslenkung ermittelt. Die Untersuchung weist die Balkenlänge als wichtigsten Einflussfaktor auf die erreichbare Auslenkung aus. Abb. 111 zeigt den In-plane-Pseudobimorph-Aktor nach der Geometrieoptimierung, der bei einer minimalen Balkenlänge von 5,85 mm eine Auslenkung

von 119 μm erreicht. Der Entwurf sieht damit eine ausreichende Reserve vor, um einen Formschluss mit bis zu 100 μm Überlappung an den Rastnasen zu öffnen.

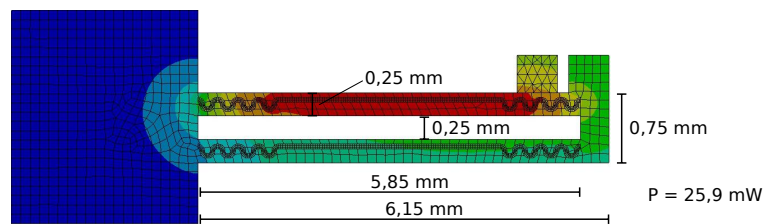


Abbildung 111: Temperaturverteilung eines In-plane-Pseudobimorph-Aktors mit minimierter Balkenlänge. Die Geometrie der Heizelemente begünstigt in geringem Maße die Homogenität der Temperaturverteilung im Polymerbalken. Mit Änderungen dem eigenen Projektbericht [496] entnommen.

Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit parallelen Balken

Analog zur Modellierung der In-plane-Aktoren werden auch bei der Modellierung von Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren die technologischen Randbedingungen bezüglich Material und Schichtaufbau aus PEEK und Acryl-Klebstoffschichten berücksichtigt. Die mäanderförmigen Heizelemente aus Konstantan sind mit einer Schichtdicke von 10 μm in die Struktur der Klebstoffschicht integriert, wobei die Klebstoffschicht im Bereich der Heizelemente abgedünnt ist. Wärmeübertragung zwischen den Balken wird durch drei Festkörper aus Luft berücksichtigt. [Abb. 112](#) zeigt den Aufbau des genutzten FEM-Modells.

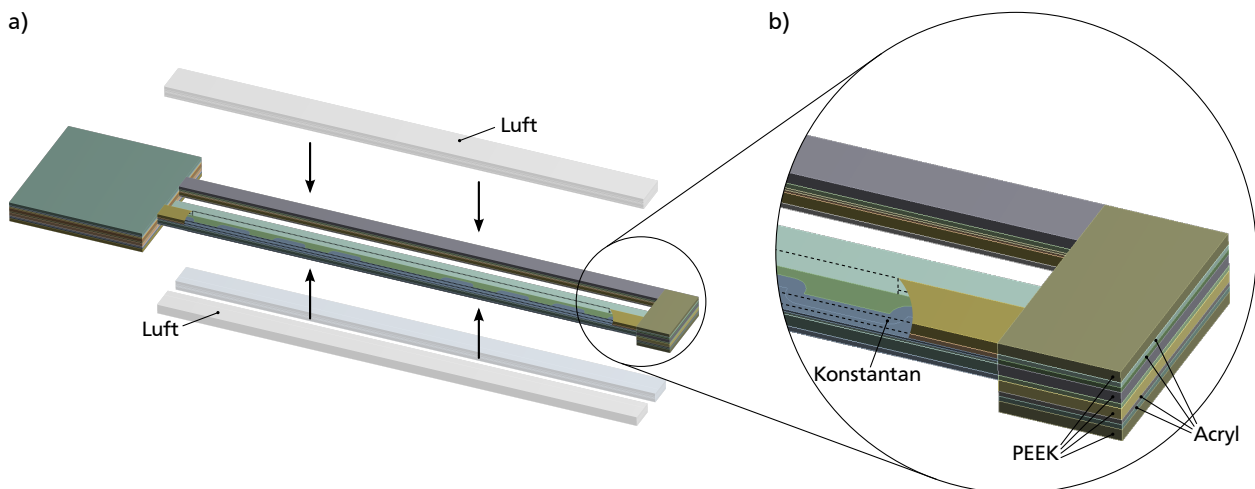


Abbildung 112: Modellierung eines Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors mit parallelen Balken: a) CAD-Modell mit Festkörpern aus Luft zur Berücksichtigung der Wärmeübertragung zwischen den Balken; b) Schichtaufbau aus PEEK-Folien, Acryl-Klebstoffschicht und darin eingelassene Heizelemente aus Konstantan.

Zur Geometrieoptimierung der Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit ähnlicher Geometrie wie bei *El Khoury* und *Winterstein* wird eine FEM-gestützte Parameterstudie durchgeführt. Alle relevanten geometrischen Abmessungen des Aktors werden unabhängig voneinander variiert und für jede Geometrievariante die erreichbare Out-of-plane-Auslenkung in negativer und positiver Bewegungsrichtung ermittelt. [Abb. 113](#) fasst den Ablauf der Geometrieoptimierung mit *Ansys* und *Creo Parametric* zusammen.

Durch die Parametervariation werden die Einflüsse der einzelnen Abmessungen auf die erreichbare Auslenkung des Out-of-plane-Aktors sichtbar. [Abb. 114](#) fasst die Ergebnisse der durchgeführten

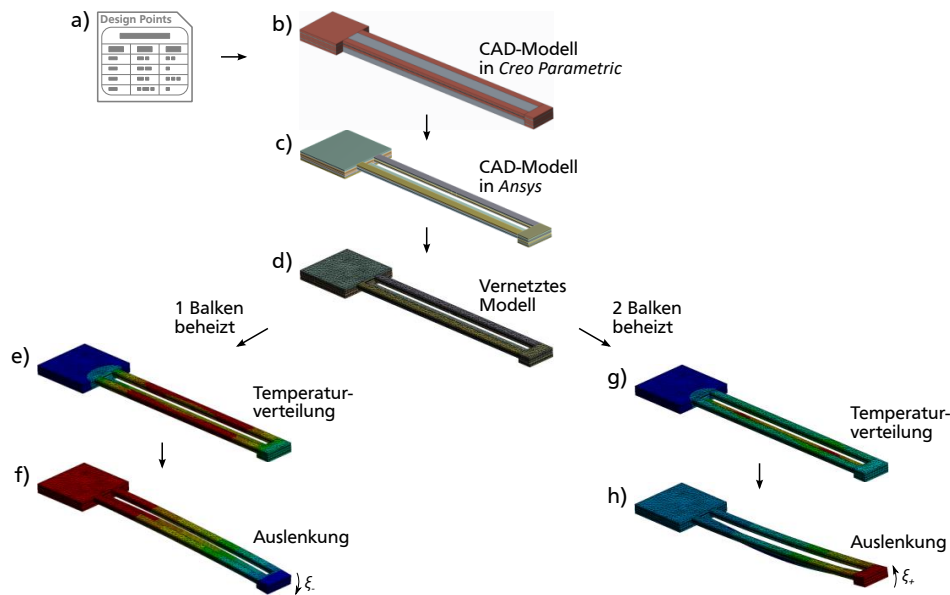


Abbildung 113: Ablauf der FEM-Analyse bei der Geometrieoptimierung von bidirektionalen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit parallelen Balken: a) Design-Points in Ansys; b) Erzeugung einer CAD-Geometrie in *Creo Parametric*; c) Import der CAD-Geometrie in *Ansys*; d) Vernetzung und Materialzuweisung; e)...h) Berechnung der Temperaturverteilung und Auslenkungen in zwei Richtungen. Mit Änderungen dem eigenen Projektbericht [496] entnommen.

Parameterstudie zusammen. Die Parameterbereiche werden unter Berücksichtigung der Bauraumbeschränkungen wie z.B. bei der Breite des Aktors gewählt, sodass nicht die Kurvensteigung, sondern die Auslenkungsdifferenz die Gewichtung der Parameter beschreibt. Im gewählten Parameterbereich besitzt neben der Balkenlänge daher insbesondere die Schichtdicke der PEEK-Folien mit Abstand den größten Einfluss auf die erreichbare Auslenkung, wobei niedrige Schichtdicken höhere Auslenkungen ermöglichen. Für den Aufbau werden daher möglichst dünne kommerziell erhältliche PEEK-Folien mit einer Schichtdicke von $50\ \mu\text{m}$ und Acrylfolien mit einer Schichtdicke von ca. $22\ \mu\text{m}$ gewählt. Für die anderen Geometrieparameter werden jeweils die

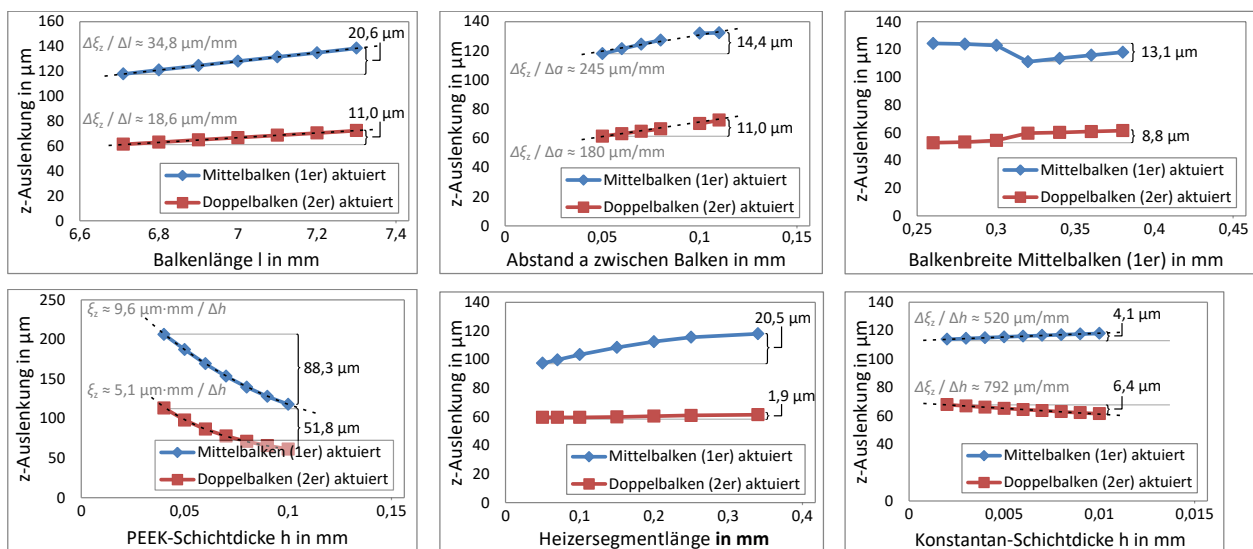


Abbildung 114: Parameterstudie an einem bidirektionalen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktor mit parallelen Balken. Mit Änderungen dem eigenen Projektbericht [496] entnommen.

optimierten Werte gewählt und somit näherungsweise ein lokales Optimum für die Abmessungen des Aktors ermittelt.

Im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILizE* [496] werden Out-of-plane-Aktoren mit der ermittelten Geometrie realisiert (vgl. [Abb. 123](#) Charge C) und Messungen an den ersten Labor-mustern durchgeführt. Allerdings zeigen bereits die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie, dass die simulierten erreichbaren Auslenkungen von $-121...+218\ \mu\text{m}$ den gewünschten Hub von $500\ \mu\text{m}$ nicht vollständig abdecken. Im Folgenden werden daher weitere Aktorbauformen hinsichtlich der Eignung als Hubaktor untersucht.

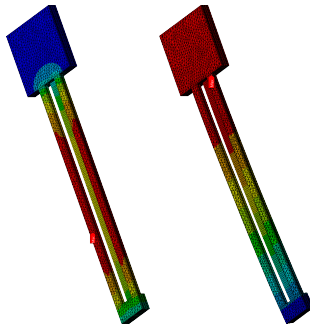
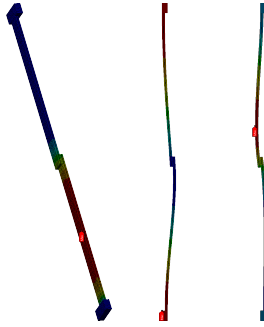

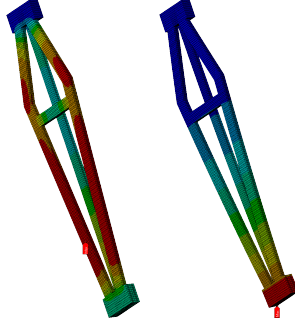
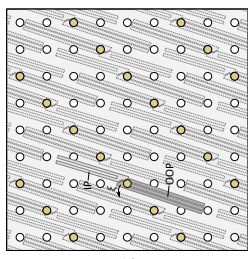
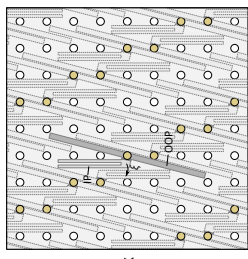
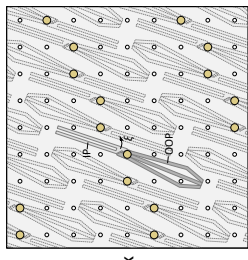
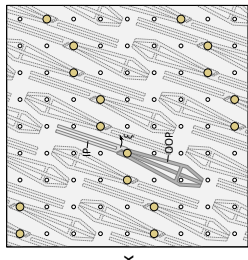
Rautenförmige Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren und weitere Bauformen

Neben den Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit parallelen Balken werden in dieser Arbeit auch drei weitere bidirektionale Out-of-plane-Aktorbauformen mittels FEM-Modellen untersucht und die erreichbaren Auslenkungen ermittelt. Untersucht wird ein asymmetrischer Out-of-plane-Kniehebelaktor und zwei Varianten eines rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors, die sich im zur Verfügung stehenden Bauraum anordnen lassen. [Tabelle 30](#) zeigt die untersuchten Aktoren und fasst die Ergebnisse zusammen.

Der asymmetrisch beheizte Out-of-plane-Kniehebelaktor erzeugt bei Erwärmung eines Teilbalkens ein Biegeverhalten, bei dem die maximalen Auswölbungen außermittig zur gesamten Aktorstruktur liegen. Zum Vergleich herangezogen wird die etwas geringer ausfallende Auslenkung in der Aktormitte, die für das Einrasten eines mittig angeordneten Formschlusses nutzbar ist. Trotz Symmetrie des CAD-Modells und entsprechend gleicher thermomechanischer Randbedingungen ergibt sich aus der FEM-Analyse eine unterschiedliche Auslenkung für beide Aktuierungsrichtungen. Die ermittelte Auslenkung von $-148...+381\ \mu\text{m}$ übersteigt allerdings nur in positiver Aktuierungsrichtung die Gesamtdicke des Aktors und reicht in negativer Aktuierungsrichtung nicht für einen Formschluss mit zwei symmetrischen Rastnasen aus (vgl. [Abb. 25](#)).

Die beiden rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren weisen im Vergleich zu der Bauform mit parallelen Balken eine größere Gesamtbreite auf, allerdings können bei geschickter Anordnung die entstehenden Freiräume zwischen den Balken für die Durchführungen der Braille-Pins genutzt werden. Durch die vergleichsweise größeren Abstände zwischen den Aktorbalken werden Wärme-flüsse zwischen heißen und kalten Balken nahezu vermieden. Gleichzeitig werden auch thermisch bedingte parasitäre Aktorbewegungen zwischen den Aktoren reduziert. Vorteilhaft ist insbesondere der durch den Abstand bedingte höhere Temperaturunterschied zwischen den Balken, wodurch die Effizienz im Vergleich zu der Bauform mit parallelen Balken steigt. [Abb. 115](#) zeigt eine FEM-Modellierung des rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors, bei der die Heizelemente aus Konstantan vernachlässigt werden. Für die Variante des rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors ohne Brücke wird in der FEM-Analyse eine Auslenkung von $-269...+333\ \mu\text{m}$ ermittelt. Die Auslenkung unterschreitet in negativer Aktuierungsrichtung die Gesamtdicke des Aktors und reicht damit nicht zum Verriegeln des Formschlusses aus. Die Variante des rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors verringert durch eine mechanisch versteifende Brückenstruktur zwischen den beiden außenliegenden Balken deren laterales Auslenkungsverhalten (quer zur Balkenrichtung), sodass ein günstigeres mechanisches Biegeverhalten in Out-of-plane-Richtung entsteht. Für die Variante mit Brücke wird in der FEM-Analyse eine Auslenkung von $-318...+401\ \mu\text{m}$ ermittelt, was die Gesamtdicke des Aktors in beiden Aktuierungsrichtungen übersteigt und zum Verriegeln des Formschlusses ausreicht. [Abb. 116](#) zeigt für die Variante mit Brücke die berechnete Auslenkung in Abhängigkeit der Leistungsaufnahme des Aktors, für den sich aus beiden Aktuierungsrichtungen zusammen eine Out-of-plane-Gesamtauslenkung von bis zu $719\ \mu\text{m}$ ergibt. Mit den ermittelten Auslenkungen besitzt der rautenförmige Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktor in beiden Aktuierungsrichtungen

Tabelle 30: Vergleich bidirektionaler Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren aus PEEK und Acryl-Klebstoff mittels FEM-Analyse in Ansys bei einer Maximaltemperatur von 125°C mit Daten aus [496].

	OoP-Pseudobimorph mit parallelen Balken	OoP-Kniehebel asymmetrisch	OoP-Pseudobimorph rautenförmig	OoP-Pseudobimorph rautenförmig mit Brücke
FEM-Modell				
Temperaturverteilung	<ul style="list-style-type: none"> mit mäanderförmigen Heizelementen aus Konstantan Geometrie optimiert 	<ul style="list-style-type: none"> ohne Heizelemente keine parametrische Geometrieoptimierung 	<ul style="list-style-type: none"> ohne Heizelemente keine parametrische Geometrieoptimierung 	<ul style="list-style-type: none"> ohne Heizelemente keine parametrische Geometrieoptimierung
Auslenkung				
Aktoranordnung				
Charakteristische Abmessungen	<ul style="list-style-type: none"> Schichtdicke PEEK 50 µm Schichtdicke Acryl 12...22 µm Schichtdicke Heizer 10 µm Balkenlänge 7,2 mm Breite Mittelbalken 260 µm Breite Außenbalken 250 µm Gesamtlänge 7,7 mm Gesamtbreite 0,98 mm Gesamtdicke 310 µm 	<ul style="list-style-type: none"> Schichtdicke PEEK 50 µm Schichtdicke Acryl 22 µm Balkenlänge 7,7 mm Überlappung 0,5 mm Gesamtlänge 14,9 mm Gesamtbreite 0,5 mm Gesamtdicke 288 µm 	<ul style="list-style-type: none"> Schichtdicke PEEK 50 µm Schichtdicke Acryl 22 µm Länge Mittelbalken 7,25 mm Breite Mittelbalken 220 µm Breite Außenbalken 280 µm Gesamtlänge 7,75 mm Gesamtbreite 1,98 mm Gesamtdicke 310 µm 	<ul style="list-style-type: none"> Schichtdicke PEEK 50 µm Schichtdicke Acryl 22 µm Länge Mittelbalken 7,25 mm Breite Mittelbalken 220 µm Breite Außenbalken 280 µm Gesamtlänge 7,75 mm Gesamtbreite 1,98 mm Gesamtdicke 310 µm
Out-of-plane-Auslenkung	-121...+218 µm	-148...+381 µm	-269...+333 µm	-318...+401 µm

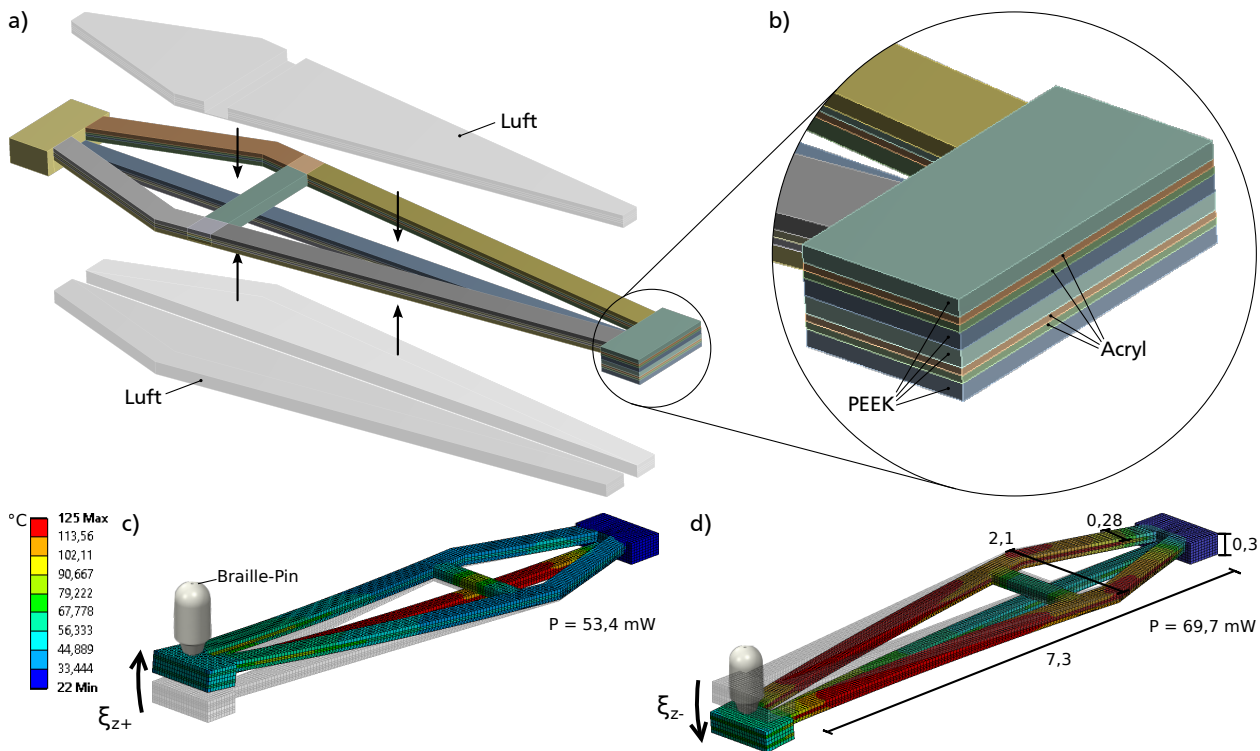


Abbildung 115: Modellierung und FEM-Analyse eines rautenförmigen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors: a) CAD-Modell mit Festkörpern aus Luft zur Berücksichtigung der Wärmeübertragung zwischen den Balken; b) Symmetrischer Schichtaufbau aus 4 PEEK-Folien und 4 Acryl-Klebstoffschichten; c)...d) Temperaturverteilung und Auslenkung für zwei Aktuierungsrichtungen.

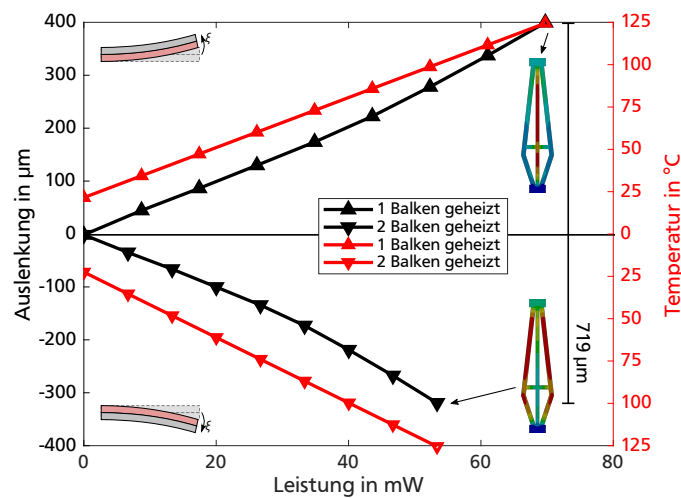


Abbildung 116: Mittels FEM-Analyse bestimmte Auslenkung und Maximaltemperatur eines rautenförmigen, bidirektionalen Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktors mit Brücke aus PEEK und Acryl in Abhängigkeit der Heizleistung.

eine geringe Hubreserve, die das Einrasten des Formschlusses begünstigt. Nach Einrasten des Formschlusses in beiden stabilen Positionen bleibt eine nutzbare Höhendifferenz für die Braille-Pins von $620 \mu\text{m}$ (2-fache der Gesamtdicke des Aktors), was den Anforderungen von $500 \mu\text{m}$ genügt. Die geringfügige Mehrauslenkung in positiver Hubrichtung kann genutzt werden, um den Hub der Braille-Pins entgegen der Schwerkraft zu begünstigen. In den Antrieben für Braille-Flächendisplays werden daher rautenförmige Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktoren mit Brücke vorgesehen.

8.2 Gesamtentwurf

Der In-plane-Pseudobimorph-Aktor und der rautenförmige Out-of-plane-Pseudobimorph-Aktor werden stirnseitig zueinander platziert. Für den Formschluss gemäß [502] werden zwischen dem In-plane- und dem Out-of-plane-Aktor vier 0,5 mm breite Rastnasen in zwei Ebenen angeordnet, die sich im geschlossenen Zustand um 0,07 mm überlappen. Abb. 117 zeigt die entstehende Gesamtanordnung und die beiden für den Betrieb relevanten stabilen Positionen.

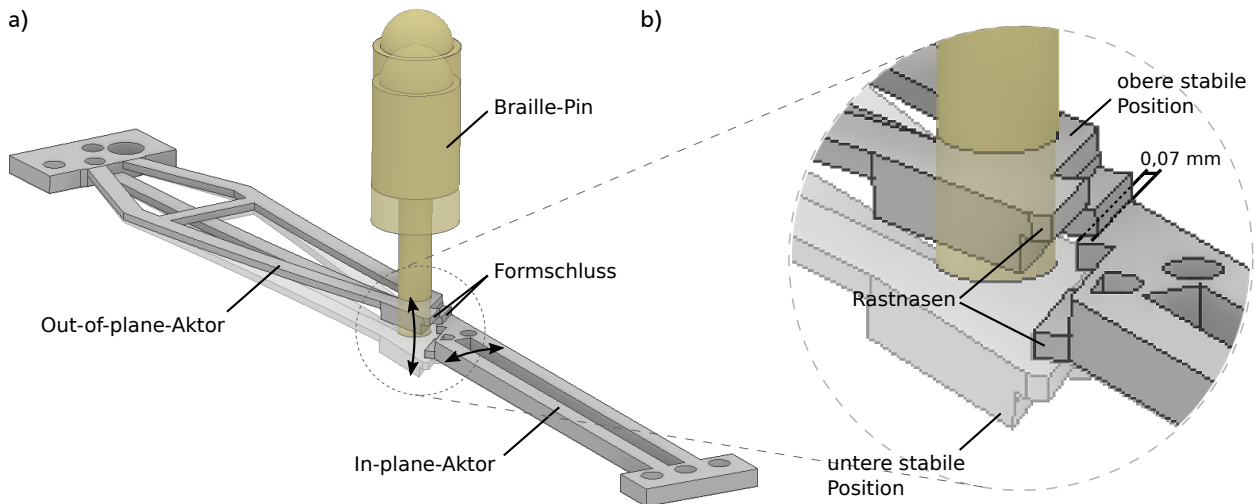


Abbildung 117: Bistabiler Braille-Antrieb mit zwei bidirektionalen Pseudobimorphaktoren: a) Verriegelter rautenförmiger Out-of-plane-Aktor mit Braille-Pin in einer angehobenen ertastbaren Position und schattiert dargestellt in einer abgesenkten, nicht fühlbaren Position; b) Detaildarstellung des Formschlusses mit vier Rastnasen.

Abstandsschichten zur Begrenzung der Eindrücktiefe

Zur Begrenzung der Eindrücktiefe und der damit verbundenen Minimierung der fühlbaren Nachgiebigkeit der Braille-Pins in der angehobenen und fühlbaren Position werden unter den Antrieben Abstandsschichten vorgesehen. Abb. 118 zeigt hierfür die Abstandsschichten, welche sowohl unter dem In-plane- als auch dem Out-of-plane-Aktor Aussparungen für deren reibungsfreie Bewegungen vorsehen. Die eingezeichnete Abstandsschicht A dient dabei lediglich zur reibungsfreien Bewegung des In-plane-Aktors bei parasitären Auslenkungen (z.B. durch Temperaturgradienten, vgl. Abb. 94), sodass die Dicke so gering wie möglich gewählt werden muss. Die Abstandsschicht B begrenzt die Eindrücktiefe des In-plane-Aktors und muss hierfür eine signifikant höhere Steifigkeit als die filigranen Aktorstrukturen aufweisen. Die Schichtdicke muss ausreichend Platz zum Senken des Out-of-plane-Aktors in Senkrichtung zur Verfügung stellen. Je nach Material kann die Schichtdicke der Abstandsschicht B aber auch weiter erhöht werden, um ein Ableiten von Wärme zu begünstigen.

Durch die gewählte Anordnung in Abb. 118 wird die Eindrücktiefe des Antriebs bei mechanischer Belastung der Braille-Pins in der angehobenen Position zwar begrenzt, die Belastung wirkt aber auf die gesamte Struktur des Out-of-plane-Aktors. Die eingeleitete Kraft wirkt über die Balkenstruktur teilweise auf die Aufhängung des Out-of-plane-Aktors und teilweise auf dessen Spitze, wobei die Kraft sowohl von zwei der vier Rastnasen als auch der Spitze des In-plane-Aktors aufgenommen wird. In der unteren stabilen Antriebsposition wird eine Belastung der Braille-Pins üblicherweise durch die Tastplatte verhindert. Das Verhalten des Formschlusses bei Belastung wird im Rahmen von Vorversuchen ermittelt und in Anhang K zusammengefasst.

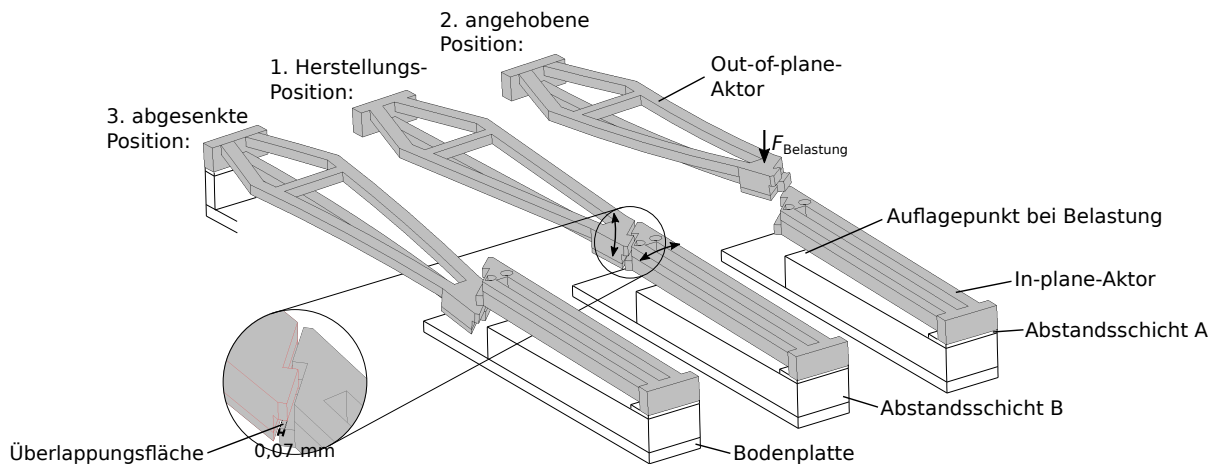


Abbildung 118: Drei stabile Positionen des Braille-Antriebs mit einer Abstandsschicht A zur reibungsfreien Bewegung des In-plane-Aktors und einer Abstandsschicht B zur Begrenzung der Eindrücktiefe und Minimierung der fühlbaren Nachgiebigkeit.

Um ein Aufsichten der Antriebslagen und deren Abstandsschichten zu ermöglichen, müssen für das Heben des Out-of-plane-Aktors auch oberhalb einer Antriebslage jeweils symmetrisch angeordnete Abstandsschichten A und B platziert werden. Abb.119 zeigt die entstehende stufenförmige Anordnung der 5 Antriebslagen mit allen Abstandsschichten. Die Braille-Pins sind mit unterschiedlichen Stiftlängen versehen, um eine Durchführung auf die Antriebslagen in unterschiedlichen Höhen zu ermöglichen. Die Abstandssichten können auch eine elektrische Kontaktierung und Verdrahtung der Aktoren vorsehen, dies wird für die Funktionsmuster im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht realisiert.

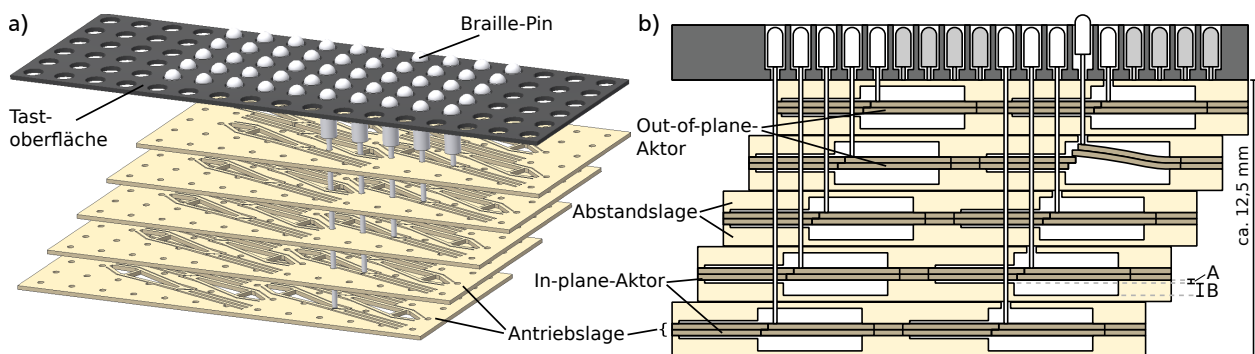


Abbildung 119: Stufenförmige Anordnung von 5 Antriebslagen für ein vollständiges Braille-Array: a) Versetzte Antriebslagen, Abstandsschichten ausgeblendet; b) Querschnitt mit allen Abstandsschichten.

Layout und Heizelemente

Die Aktoren werden gemäß der in Tabelle 30 dargestellten Anordnung in 5 Lagen mit identischem Layout angeordnet, sodass mit jeder einzelnen Antriebslage 1/5 der Braille-Pins angesteuert werden können. Im Layout der Aktorlagen werden dabei die geometrischen Abmessungen des In-plane- und des Out-of-plane-Aktors verwendet, die in Abb.111 und 115 dargestellt sind. Abb. 120 zeigt das entwickelte Layout, das für die Fertigung der Aktoren aus PEEK mittels Leiterplattentechnologie eingesetzt wird. Die Heizelemente des Out-of-plane-Aktors werden in zwei Schichten vorgesehen, um alle drei Polymerbalken des Out-of-plane-Aktors heizen zu können. Die äußeren Heizelemente mit einer Breite von $50\ \mu\text{m}$ sind elektrisch parallel verschaltet, um einen elektrischen Widerstand in der gleichen Größenordnung wie das mittlere Heizelemente mit

einer Breite von $75\ \mu\text{m}$ zu erhalten. Für den In-plane-Aktor werden die Heizelemente mit einer Breite von $50\ \mu\text{m}$ ebenfalls in zwei Schichten vorgesehen, durch eine elektrische Durchkontaktierung (VIA) in der Aktorspitze in beiden Schichten miteinander verbunden und teilweise mäandriert, um die Temperaturverteilung entlang des Polymerbalkens zu homogenisieren. Kontaktpads mit einem Durchmesser von ca. $400\ \mu\text{m}$ erlauben die elektrische Kontaktierung der Heizelemente. Im Entwurf für Aktoren aus SUEX wird die Breite der Heizelemente im Bereich $90\text{...}110\ \mu\text{m}$ gewählt und die Geometrie angepasst, um elektrische Durchführungen durch die Polymerlagen zu vermeiden. Bei dem Layout für Aktoren aus SUEX werden die beiden äußeren Heizelemente des Out-of-plane-Aktors zudem elektrisch seriell verschaltet. **Abb. 121** zeigt die beiden Layouts der Heizelemente im Vergleich, wobei der Entwurf für Aktoren aus SUEX Kontaktpads für die Herstellung von Einzelaktoren anstatt einer vollständigen Antriebslage vorsieht. Aus Platzgründen wird der Formschluss wie in **Abb. 121 b** gezeigt um 45° zu dem In-plane-Aktor verdreht angeordnet, sodass eine $70\ \mu\text{m}$ breite Überlappung an den Rastnasen entsteht, die mit einer Aktorauslenkung von $100\ \mu\text{m}$ geöffnet werden kann.

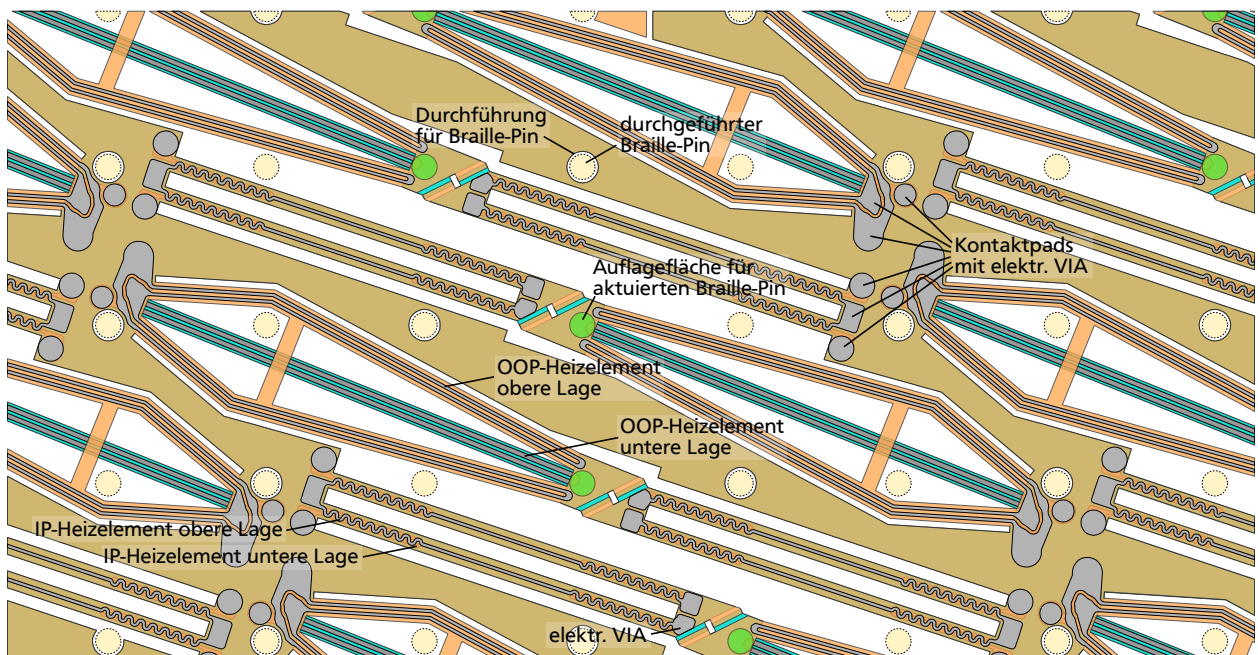


Abbildung 120: Layout einer Antriebslage zur Herstellung in Leiterplatten-Technologie, bestehend aus zwei polymeren Lagen, Heizelementen in zwei Lagen und VIAs zur elektrischen Verbindung von Heizelementen und Kontaktpads auf der Oberfläche.

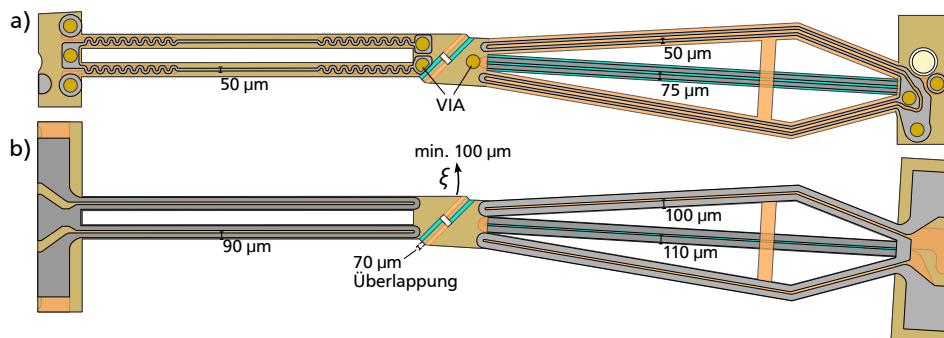


Abbildung 121: Layout der Heizelemente: a) Für Antriebslagen in Leiterplatten-Technologie; b) Zur Herstellung von Einzelaktoren mit Prozessen der Oberflächenmikromechanik ohne VIAs.

8.3 Herstellung von Antrieben aus PEEK mit Leiterplatten-Technologie

Zur Herstellung der entwickelten Antriebe wird im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILizE* die Nutzung massenfertigungstauglicher Herstellungsprozesse aus der Leiterplatten-technik untersucht [496, 294]. Im Projektverlauf werden Antriebe unterschiedlicher Geometrie hergestellt, die mit Charge A bis D benannt werden. Während die Chargen A bis C nur zur Prozessentwicklung und für Vorversuche genutzt werden, werden in Charge D die entwickelten Braille-Flächenantriebe gefertigt. *Abb. 123* zeigt die Chargen und die gefertigten Aktoren im Überblick. Zum Einsatz kommen dabei das Funktionsmaterial PEEK und Heizleiter aus Konstantan, sodass mit einem gleichbleibenden Widerstand während des Aktorbetriebs gerechnet und in der Ansteuerung auf eine Leistungsregelung verzichtet werden kann. *Abb. 122* zeigt den vollständigen Schichtaufbau einer Antriebslage. Die Herstellung der entwickelten Braille-Flächenantriebe durch das Unternehmen *ANDUS* [294] umfasst dabei die folgenden Arbeitsschritte, welche für Antriebe aus Charge D im folgenden näher erläutert werden:

1. Vorbehandlung der PEEK-Folien durch Tempern
2. Abdünnen von Konstantan (auf Trägerfolie) auf 15 μm
3. Mechanisches Aufräuen der PEEK-Folien und Auflaminieren von Konstantan
4. Konstantan Abdünnen auf Nutzdicke von 10 μm und Strukturieren der Heizleiter und Justagemarker
5. Laminieren einer deckenden PEEK-Folie für eine obere und eine untere Verbundlage
6. Lasern nicht-durchgängiger Strukturen in beiden entstehenden Verbundlagen
7. Verpressen beider Verbundlagen und einer äußeren Kupferkaschierung
8. Durchkontaktierung und Strukturieren der Kupferkaschierung
9. Lasern aller durchgängigen Strukturen im gesamten Materialverbund

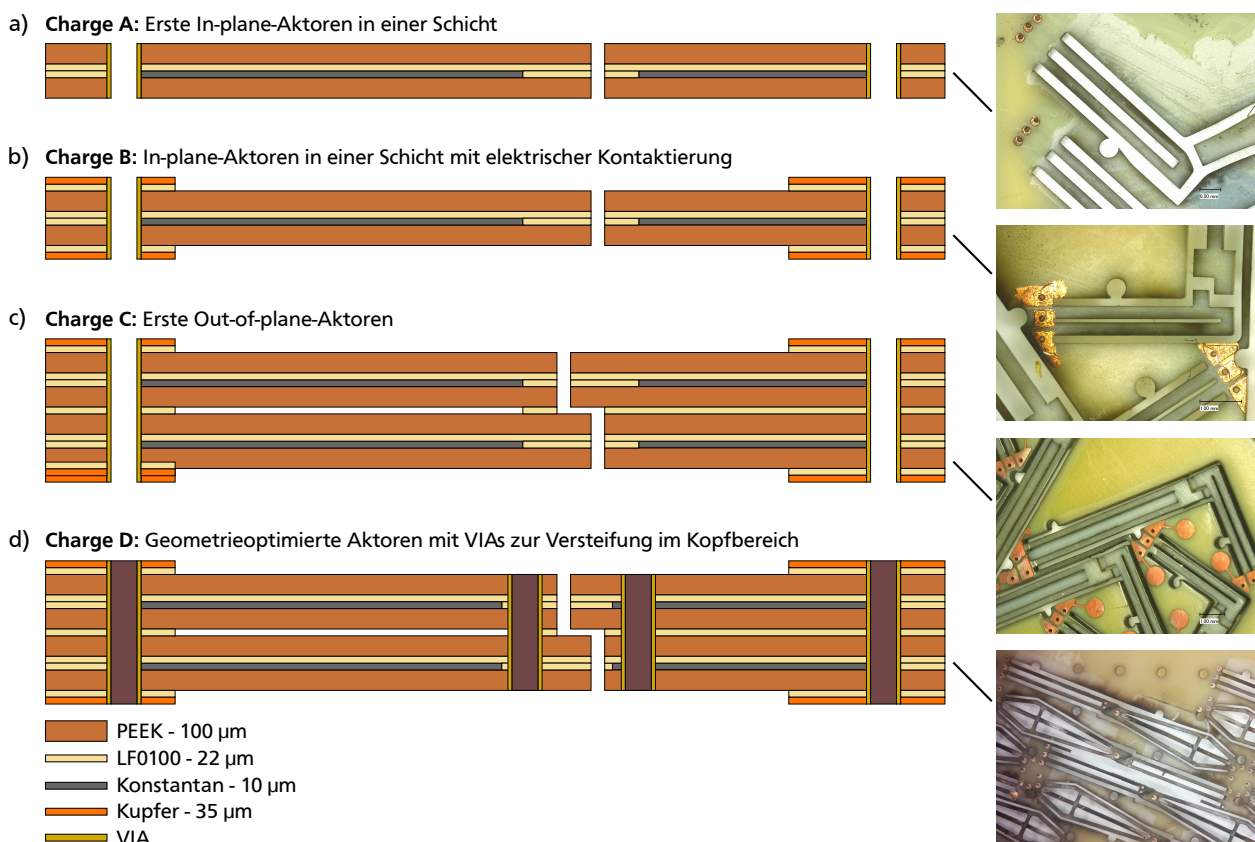


Abbildung 122: Im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILizE* realisierte Chargen elektrothermischer Aktoren aus dem Funktionsmaterial PEEK und Heizleitern aus Konstantan [496].

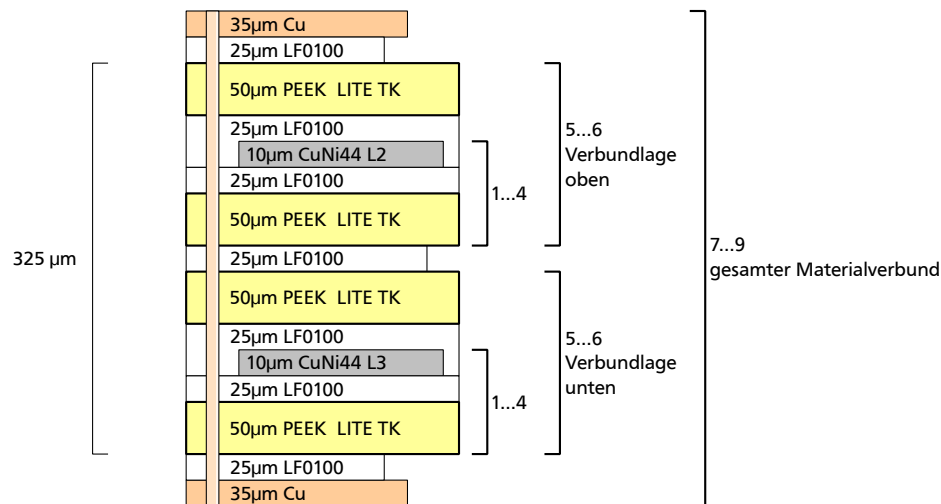


Abbildung 123: Schichtaufbau einer Antriebslage aus PEEK und Konstantan bei Herstellung mittels Leiterplattentechnologie. Mit Änderungen übernommen aus [294].

Schritte 1-3: Herstellen eines PEEK-Konstantan Verbunds

Zur Reduktion von Materialspannungen im PEEK-Folienmaterial werden Vorversuche zum Tempern mit 100 µm dicken PEEK-Folien durchgeführt und in [Anhang L](#) zusammengefasst. Für die Herstellung der Antriebe kommt im Projektverlauf die PEEK-Folie *LITE TK* von *Lipp Terler* mit einer Dicke von nur 50 µm zum Einsatz. Nach einem Tempersschritt mit einer Warmlagerungstemperatur von 220°C und einer Dauer von 8 h wird an der verwendeten PEEK-Folie im DIN A4-Format eine Restwelligkeit beobachtet. Nach dem Laminiervorgang mit einer Konstantan-Folie erscheint der Verbund vollkommen planar, sodass eine anschließende Weiterverarbeitung möglich ist. Da durch die glatte Oberfläche der PEEK-Folie keine Direktlamination möglich ist, wird die PEEK-Folie vor dem Laminieren beidseitig mechanisch durch Strahlen mit Bimsmehl auf Rauigkeiten von ca. 1...5 µm aufgeraut. Die Konstantan-Folie mit einer Schichtdicke von 25 µm wird vor dem Laminieren in 8 Ätzsritten je ca. 5 min auf eine Dicke von 15 µm abgedünnt und die Schichtdicke mittels 4-Punkt-Messungen bestimmt. Als Haftvermittler zwischen PEEK und Konstantan kommt eine 25 µm dicke Acryl-Klebeschicht *Pyrallux LF0100* [397] von *DuPont*™ zum Einsatz. Die Trägerfolie der Konstantan-Schicht wird nach dem Laminieren entfernt.

Schritte 4-5: Herstellen einer PEEK-Verbundlage mit integrierten Heizelementen

Zur Formgebung der Polymerschichten und der Heizelemente sind Justage- und Strukturierungsverfahren erforderlich, die das Strukturieren der Heizleiter mittels UV-lithographischer Masken in beiden Konstantan-Schichten, das Strukturieren der Polymerschichten mittels Laser und das spätere Fügen der einzelnen Verbundlagen ermöglichen. Durch den hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der verwendeten Materialien und die eingesetzten thermischen Fertigungsprozesse erweist sich die in der Leiterplattentechnik häufig eingesetzte laterale Registrierung von Strukturen mittels Passstiften als ungeeignet. Für die Herstellung der Antriebsmodule mit Abmessungen von 45 mm x 15 mm (mit 12 Aktorpaaren) im Fertigungsnutzen werden daher 4 Justagemarken an jedem einzelnen Antriebsmodul vorgesehen und die Strukturierungsschritte (UV-Belichtung, Lasern) jeweils nach einer eigenen optischen Registrierung und Skalierung für jedes Antriebsmodul durchgeführt. Aufgrund der engen Designregeln wird bei der Herstellung der eingebetteten Heizelemente nur eine geringe Ausbeute erreicht [294].

Schritte 6-9: Herstellen des gesamten Materialverbunds

Für die Strukturierung der Überlappungsflächen am Formschluss und der freistehenden Balken des Out-of-plane-Aktors werden mittels Laser in den beiden Verbundlagen nur diejenigen Teilschnitte (inkl. Vorhaltemaße) durchgeführt, die im späteren gesamten Materialverbund nicht mehr erreichbar sind. Um Verklebungen in diesen Überlappungsbereichen zu vermeiden, wird auch die mittlere Acryl-Klebeschicht zwischen beiden Verbundlagen vor dem Aufbringen mittels Laserschneiden partiell entfernt. Durch Handlingsprobleme der weichen, filigranen und ebenfalls schrumpfenden Klebstoffschichten kommt es beim Verpressen beider Verbundlagen zur unbeabsichtigten Verklebung der Verriegelungszone zwischen In-plane- und Out-of-plane-Aktor (siehe Abb. 124 c). Die vollständige Aktorstruktur wird abschließend mittels Laserschneiden durch den gesamten Materialverbund realisiert und der Verschnitt manuell entfernt. Durch die Verzugsproblematik und die Verklebungen in der Verriegelungszone ist die Fertigung der Antriebsmodule nur auf einem Bereich von ca. 25 mm x 25 mm mit geringerer Nacharbeit erreichbar [294]. Die Verklebungen am Formschluss werden mittels Skalpell händisch unter dem Mikroskop entfernt (vgl. Abb. 124 d). Die Dicke der PEEK-Schichten mit 47,7...66,6 µm und die Klebstoffschichten mit 21,1...44,3 µm fallen im Mittel etwas dicker aus als im Entwurf vorgesehen. Die Gesamtdicke der Aktoren wird im Bereich 373...430 µm bestimmt [496]. Abb. 124 zeigt die hergestellten Aktoren in einer Antriebslage.

Durch die Geometrie des Out-of-plane-Aktors steht in dessen Kopfbereich nur eine kleine Klebefläche für die Haftung beider Verbundlagen zur Verfügung. Während der Prozessentwicklung in Charge C zeigt sich, dass die Verklebung im Kopfbereich der Out-of-plane-Aktoren beim Betrieb oder bereits bei der Fertigung nachlassen kann. In der Charge D wird daher eine metallische Durchkontaktierung im Kopfbereich des Out-of-plane-Aktors vorgesehen, die nicht zur elektrischen

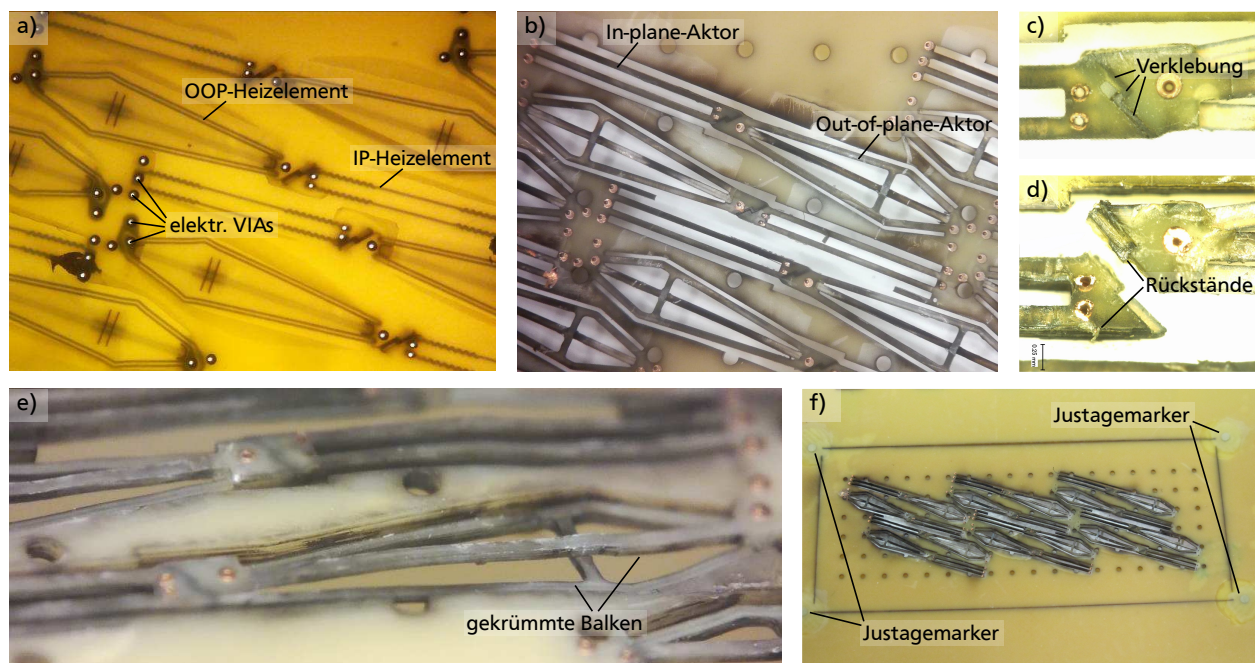


Abbildung 124: Durch das Unternehmen ANDUS mittels Leiterplattentechnologie hergestellte Antriebslagen in der Charge D: a) Durchlichtaufnahme des durchkontaktierten, vorgelasserten Materialverbunds vor dem finalen Lasern [294]; b) Hergestellte Aktoren nach dem Lasern [294]; c) Durch Rückstände des Acryl-Klebstoffs verklebter Formschluss; d) Mittels Skalpell freigelegter Formschluss; e) Welligkeit in den Aktorstrukturen [294]; f) Gesamte Antriebslage mit 12 Antrieben und 4 Justagemarkern. Die Abbildungen sind den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Kontaktierung, sondern zur mechanischen Versteifung des Materialverbundes an der Aktorspitze dient. Durch die zusätzliche metallische Durchkontaktierung erweisen sich die Spitzen als ausreichend stabil für die mechanische Belastung bei der manuellen Nacharbeit und auch für den Aktorbetrieb.

Zur Charakterisierung der Aktoren wird die in [Abb. 124](#) gezeigte Antriebslage zerteilt und die Aktoren vereinzelt.

8.4 Herstellung von Antrieben aus SUEX

Aufbauend auf den Arbeiten von *Winterstein* [163, 197] und *El Khoury* [495, 508] wird zum Aufbau der entwickelten Aktoren am Fachgebiet M+EMS (Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme) ein Fertigungsprozess entwickelt, bei dem der polymere Verformungskörper mit einem Schichtverbund aus 3 SUEX-Schichten realisiert wird. Anschließend werden beidseitig PVD-Heizelemente aufgebracht. Zum Aufbau von Versuchsobjekten für Probandentests werden sowohl einzelne Antriebslagen hergestellt als auch Einzelaktoren zur messtechnischen Charakterisierung. [Abb. 125](#) zeigt den entwickelten Fertigungsprozess für Einzelaktoren. [Anhang M](#) fasst darüber hinaus die Prozessprotokolle, die verwendeten UV-lithographischen Masken und die verwendeten Passformen für den vollständigen Herstellungsprozess zusammen. Im Folgenden werden die Arbeitsschritte zum Herstellen der polymeren Verformungskörper und Aufbringen der PVD-Heizelemente näher erläutert.

Herstellung mehrlagiger polymerer Verformungskörper

Zur Prozessierung einzelner SUEX-Schichten finden sich in der Literatur Arbeiten mit SUEX auf temporären Substraten und zum Aufbringen auf nicht-ebenen Oberflächen. Darunter nutzen z.B. *Sahin et al.* das Erweichungsverhalten von SUEX, indem auf einer Hotplate optische Linsen mit gekrümmter Oberfläche gleichmäßig mit SUEX bedeckt werden [295]. *Wouters* und *Puers* präsentieren ein substratfreies Prozessieren von SU-8 auf einem temporären Substrat aus Teflon [296], das nach dem Aushärten händisch abgezogen werden kann. Die Prozesse lassen sich allerdings nicht unmittelbar auf die Herstellung mehrlagiger Verbundschichten übertragen.

Für die Herstellung 2-lagiger polymerer Verbundschichten können die in [Kapitel 7](#) beschriebenen Fertigungsprozesse von *Winterstein* und *El Khoury* mit substratgebundenen Opferschicht-Technologien oder substratloser Fertigung genutzt werden. Der von *Winterstein* genutzte substratgebundene Fertigungsprozess mit Kupfer-Opferschicht für einen Polymerverbund aus SU-8 und SUEX ist dabei nur für eine gleichzeitige Herstellung integrierter Heizelemente aus Nickel geeignet [163, 197]. *El Khoury* stellt hingegen zunächst mit einem substratlosen Laminierprozess einen 2-lagigen SUEX-Schichtverbund her und bringt anschließend auf dem fertig prozessierten SUEX-Schichtverbund die PVD-Heizelemente auf [495, 508]. Das beobachtete Schrumpfen von SUEX beim Post- und Hardbake verhindert allerdings eine Nutzung der substratlosen Fertigung für großflächige Aktorlayer bzw. macht zusätzliche Maßnahmen bei der Prozessierung notwendig, wie z.B. das mechanische Fixieren der SUEX-Schichten während der Prozessierung. [Tabelle 31](#) fasst die Eigenschaften für substratgebundene Opferschicht-Technologien und substratloser Fertigung für großflächige Aktorlayer zusammen.

Für die Herstellung der gewählten Aktor- und Formschlussgeometrie wird im Rahmen dieser Arbeit ein 3-lagiger Schichtaufbau aus SUEX gewählt, wobei die mittlere SUEX-Schicht mit einer Dicke von 100 μm lediglich dem Abstand zwischen den Rastnasen in der unteren und oberen SUEX-Schicht mit einer Dicke von jeweils 200 μm dient. Um den Materialverzug beim Schrumpfen von SUEX zu vermeiden, wird ein substratloser Herstellungsprozess mit mechanischer Fixierung beim Prozessieren der SUEX-Schichten genutzt. Nach dem Strukturieren der untersten SUEX-Schicht wird diese für das weitere Prozessieren in eine Passform aus Aluminium eingesetzt,

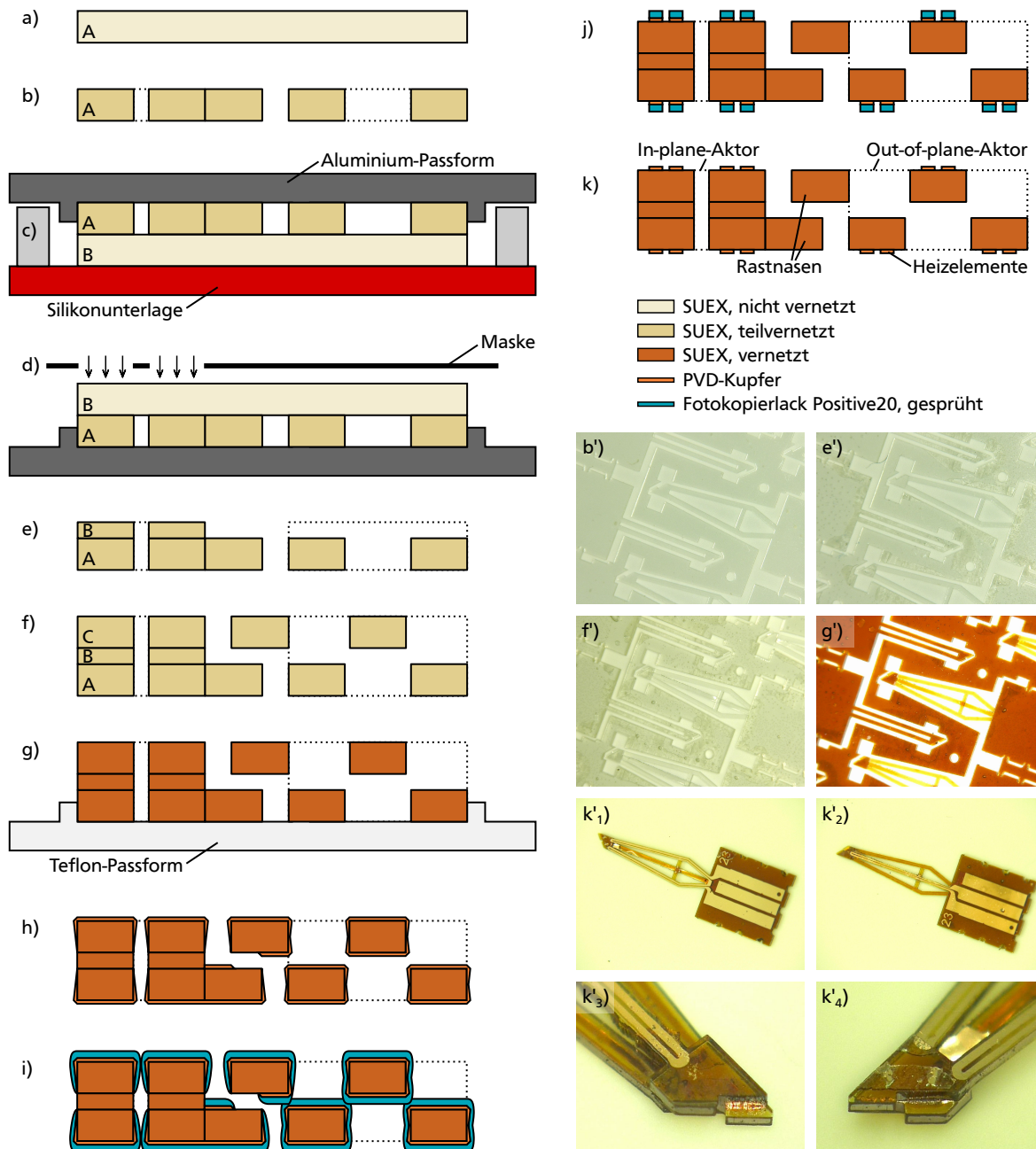


Abbildung 125: Fertigungsprozess für Braille-Flächenantriebe aus SUEx: a) SUEx-4^{er}-Substrat mit einer Schichtdicke von 200 μm ; b)/b') UV-lithographische Strukturierung, Postbake und Entwicklung der ersten SUEx-Schicht; c) Einlegen des strukturierten SUEx-Substrats in eine Aluminium-Passform und Aufdrücken der zweiten SUEx-Schicht mit einer Schichtdicke von 100 μm auf einer mit Silikonfolie bedeckten Hotplate; d) UV-lithographische Strukturierung der zweiten Schicht des SUEx-Verbundes innerhalb der Passform; e)/e') SUEx-Verbund mit zwei strukturierten Schichten nach Postbake und Entwicklung der zweiten SUEx-Schicht; f)/f') SUEx-Verbund nach Wiederholung der Schritte c bis e zum Aufbringen und Strukturieren der dritten SUEx-Schicht mit einer Schichtdicke von 200 μm ; g)/g') Einlegen des SUEx-Verbundes in eine Teflon-Passform und Hardbake bei 180°C; h) Nacheinander beidseitige Plasma-Oberflächenaktivierung und PVD-Beschichtung mit jeweils 200 nm Kupfer mittels Sputtern oder Aufdampfen; i) Nacheinander beidseitige Plasma-Oberflächenaktivierung und Aufbringen von Fotokopierlack Positive20 mittels Sprühprozess; j) UV-lithographische Strukturierung, Entwicklung und Nassätzen der Heizelemente; k) Fertiger Antrieb mit zwei polymeren Schichten nach Entfernen der Ätzmaske. k'₁) bis k'₄) Vorder- und Rückseiten von vereinzelt Out-of-plane-Aktoren und deren Formschluss.

Tabelle 31: Vor- und Nachteile von substratgebundenen Opferschicht-Technologien und substratloser Fertigung für großflächige Aktorlayer mit mehreren polymeren Schichten.

Substratgebunden mit Opferschicht	Substratlose Fertigung
<ul style="list-style-type: none"> + Vernachlässigbarer Schrumpf und gute Justierbarkeit auch bei zwei polymeren Schichten [163] - Selektiver Ätzprozess der Opferschicht zu Heizelementen notwendig - Vollständiges Auflösen i.d.R. langwierig und abfallreich je nach Opferschicht: <ul style="list-style-type: none"> • Metallisches Substrat • Kupferopferschicht • Polymere Opferschichten - ggf. Durchbiegung bei Substraten mit abweichendem thermischen Ausdehnungskoeffizienten (Bimetall-Effekt) 	<ul style="list-style-type: none"> + Materialverzug unabhängig von der Anzahl der Schichten begrenzt auf Toleranzen der mechanischen Aufnahme (ca. 0,1 mm) - Schrumpf von bis zu ca. 0,1 mm pro Schicht an 4"-SUEX-Substraten [508], daher bei mehreren Schichten mechanische Fixierung zum Vermeiden des Materialverzugs notwendig (aufwändiges Handling) - Verbleibende Materialspannungen im Verformungskörper auch trotz Hardbake

sodass während der thermischen Prozessierung ein Verzug der Strukturen vermieden wird. Zum Ausgleichen des Verzugs, der bereits bei der Prozessierung in der ersten Schicht entsteht, und von Materialspannungen während der nachfolgenden thermischen Prozesse werden zusätzliche Dehnungsfugen im Layout der Aktorlayer vorgesehen. Durch Temperatur- und Druckeinwirkung auf einer Hotplate wird dann, ähnlich zum Laminierprozess von *El Khoury* [495, 508], eine SUEX-Schicht aufgebracht. Aufbauend auf den Verarbeitungshinweisen [391, 398–400] des SUEX-Herstellers *DJ MicroLaminates* werden geeignete Prozessparameter ermittelt (siehe [Anhang M](#)), die das Verkleben von 3 strukturierten SUEX-Schichten aufeinander ermöglichen.

Für die Strukturierung der SUEX-Schichten werden die UV-lithographischen Masken jeweils an den Justagemarken der untersten SUEX-Schicht ausgerichtet. Durch die geringe Tiefenschärfe (kleiner als SUEX-Schichtdicke) des verwendeten Belichters *MA-56 M* von *SÜSS* sind die Justagemarken nur unscharf zu erkennen, sodass bei den aufgebauten Antriebsmodulen zwischen den Polymer-schichten Justagefehler von bis zu 160 µm entstehen.

Für den Hardbake-Prozess wird eine Passform aus Teflon genutzt, die bei der thermischen Nachvernetzung ein Einfrieren in der gewünschten Geometrie begünstigt. Beim Handling erweist sich allerdings aufgrund der engen Toleranzen das Wechseln (Lösen und Einsetzen der strukturierten SUEX-Schichten) zwischen Aluminium- und Teflon-Passform als aufwändig und fehleranfällig. Sowohl bei der Herstellung von Einzelaktoren als auch den zusammenhängenden Antriebslagen wird nach dem Hardbake-Prozess ein Verzug der polymeren Struktur festgestellt, welche beim Positionieren der UV-lithographischen Masken für die Heizelemente Justagefehler zur Folge haben. Für die Einzelaktoren werden die Aktoren daher teilweise aus dem Waferverbund gelöst und einzeln weiter prozessiert.

Aufbringen metallischer Heizelemente auf Strukturen mit hoher Topologie

Für die Herstellung metallischer Heizelemente sind Metalle von Vorteil, die einen niedrigen Temperaturkoeffizienten und gleichzeitig einen hohen Wärmeausdehnungskoeffizient (möglichst nahe am Wärmeausdehnungskoeffizient von PEEK oder SUEX) und einen niedrigen Elastizitätsmodul besitzen. [Tabelle 15](#) in [Abschnitt 5.5](#) zeigt diese Materialdaten für einige ausgewählte Metalle im Vergleich, eine Übersicht zu weiteren Materialien und deren Eigenschaften findet sich zudem in [Anhang C](#). Da sich bereits bei der Entwicklung von Braille-Linienantrieben zeigt, dass dünne PVD-Heizelemente von Vorteil für die Performanz der Aktoren sind (siehe [Kapitel 7](#)),

wird für die Heizelemente ein Material gewählt, dass sich am Fachgebiet M+EMS über etablierte PVD-Prozesse aufbringen lässt. Aluminium zeigt geeignete Materialkennwerte, erweist sich in Vorversuchen mit den genutzten Photoresisten jedoch schwer zu prozessieren. Da Kupfer vergleichbare Materialkennwerte aufweist, wird auf die polymeren Verformungskörper in zwei nacheinander abfolgenden Aufdampfprozessen auf beide Seiten Kupfer mit einer Schichtdicke von jeweils 200 nm aufgebracht.

Zur Strukturierung der Metallschicht werden Vorversuche sowohl mit laminierbaren Photoresisten, Tauchbelackung als auch Sprühprozessen durchgeführt. Laminierbare Photoresiste wie ORDYL SY 300 von *Elga Europe* [401] und Tentingresist LP 1.5mil von *Bungard Elektronik* [402] führen durch die mechanische Einwirkung zum Verzug der Verformungskörperstrukturen, weisen bei niedrigem Anpressdruck schlechte Oberflächenhaftungen auf oder lassen sich schlecht entfernen. Tauchbelackungen mit dem Photoresist AZ9260 oder dessen verdünnter Form führen bedingt durch die Oberflächenspannung zu inhomogenen Lackschichtdicken auf unterschiedlich breiten Strukturen sowie zu einer starken Abdünnung des Photoresists an Kanten (schlechte Kantenbedeckung). Die kupferbedeckten Verformungskörper werden daher beidseitig mit dem kommerziellen Fotokopierlack Positive 20 von *CRC Industries Deutschland* [403] nacheinander von beiden Seiten besprüht. Um Wölbungseffekte durch die Oberflächenspannung der aufgesprühten Tröpfchen zu vermeiden und die Kantenbedeckung zu verbessern, werden die Verformungskörper dabei vorgewärmt (Prozessparameter siehe [Anhang M](#)) und auf einer Hotplate besprüht.

Die Ausbeute fällt aufgrund der händischen Durchführung des Sprühprozess sowie der Verzugsproblematik und der Justagefehler an den polymeren Schichten des Verformungskörpers gering aus. Auf den prozessierten Aktorlagen bzw. Antriebsmodulen mit Abmessungen von 45 mm x 15 mm (jeweils 12 Aktorpaare) können keine vollständig funktionsfähigen Antriebe hergestellt werden. Dennoch können funktionsfähige Einzelaktoren hergestellt werden und Unterätzungen und kleinere Defekte unter dem Mikroskop mit Silberleitlack ausgebessert werden. [Abb. 126](#) zeigt die hergestellten Aktorlagen und Aktoren.

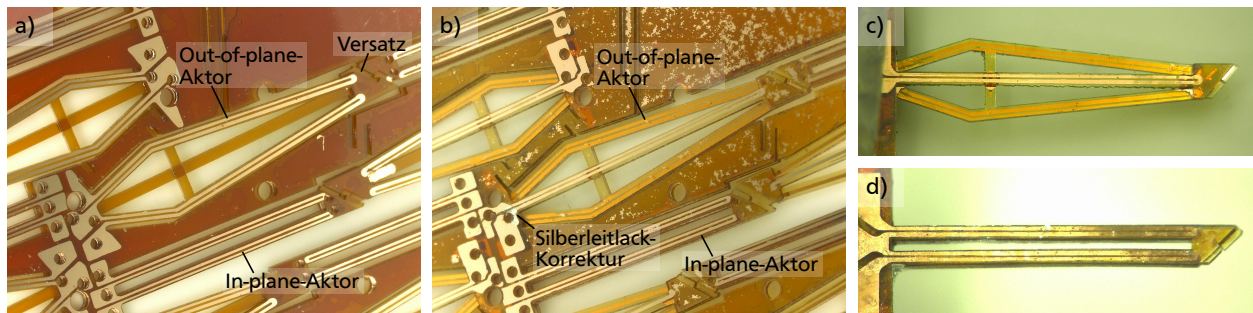


Abbildung 126: Hergestellte Aktoren aus SUEX: a) Antriebsmodul von der Vorderseite mit einseitig aufgetragenen Heizelementen. Der Schichtverbund der Antriebsmodule weist Justagefehler bis zu 160 μm auf; b) Antriebsmodul von der Rückseite nach beidseitigem Aufbringen der Heizelemente und kleiner Ausbesserung des unsauberen Ätzbildes mit Silberleitlack; c) Out-of-plane-Aktor von der Rückseite; d) In-plane-Aktor von der Vorderseite;

8.5 Charakterisierung der Antriebe

Die hergestellten Aktoren für Braille-Flächendisplays werden im Folgenden zunächst hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte untersucht. Anschließend wird die Dynamik der Antriebe anhand der benötigten Umschaltzeit und der Energieverbrauch beim Öffnen und Schließen des Formschlusses ermittelt.

8.5.1 Erreichbare Auslenkungen und Kräfte

Die durch *ANDUS* hergestellten Antriebe aus PEEK und Konstantan werden nach der Veröffentlichung im Forschungsprojekt *MOBILIZE* [496] im Rahmen dieser Arbeit erneut mit dem verbesserten Messstand aus [Kapitel 3](#) vermessen und die Messdaten in dieser Arbeit neu ausgewertet. Zur Auswertung der Messdaten kommen dabei (wie bereits für die Referenzaktoren in [Abschnitt 4.3](#)) auch die in [Anhang D](#) beschriebenen *MATLAB*-Auswerterroutinen zum Einsatz. Die hergestellten Einzelantriebe aus SUEX und PVD-Kupfer werden nach dem gleichen Verfahren untersucht. Die Messprozedur zur Bestimmung der erreichbaren Auslenkungen und Kräfte ist in [Anhang N](#) näher beschrieben und orientiert sich an dem bereits für Referenzaktoren und Braille-Zeilenantrieben genutzten Verfahren. Alle Antriebe werden getrennt bezüglich der verbauten In-plane- und Out-of-plane-Aktoren und bei einer Aufheiz- und Abkühldauer von jeweils 20 s untersucht.

In-plane- und Out-of-plane-Aktoren aus SUEX

Die Charakterisierung der In-plane-Aktoren aus SUEX in [Abb. 127 a](#) zeigt, dass die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich 125,9°C eine Leistungsaufnahme von 60 mW benötigen. Messungen an drei In-plane-Aktoren zeigen eine mittlere erreichbare Auslenkung von 105,4 μm , allerdings weisen die maximalen Auslenkungen der untersuchten Aktoren eine Streuung im Bereich 92,5...116,2 μm auf. [Anhang N](#) dokumentiert die aufgenommenen Kennlinien aller untersuchten Aktoren. Die Nulllagenverschiebungen von bis zu 1,6 μm wirken den erreichbaren Auslenkungen zwar entgegen, verändern die 70 μm breite Überlappung am Formschluss damit aber nur geringfügig und sind für die Funktion daher vernachlässigbar. Die untersuchten Aktoren weisen damit alle eine ausreichende Reserve auf, um den vorgesehenen Formschluss zum Out-of-plane-Aktor zu öffnen.

Für die untersuchten In-plane-Aktoren wird auch die erreichbare Kraft ermittelt, wobei das in [Abschnitt 3.5](#) beschriebenen Verfahren für die Ermittlung der Blockierkraft zum Einsatz kommt und die Nachgiebigkeit des verwendeten Kraftsensors rechnerisch kompensiert wird. [Abb. 127 b](#) zeigt die ermittelten Blockierkräfte der In-plane-Aktoren, die bei einer Leistungsaufnahme von 60 mW im Bereich 10,9...14,8 mN liegen. Im Mittel über drei untersuchte Aktoren liegt die erreichbare Maximalkraft bei 12,5 mN, was zum Überwinden geringer Reibkräfte beim Verriegeln ausreichend

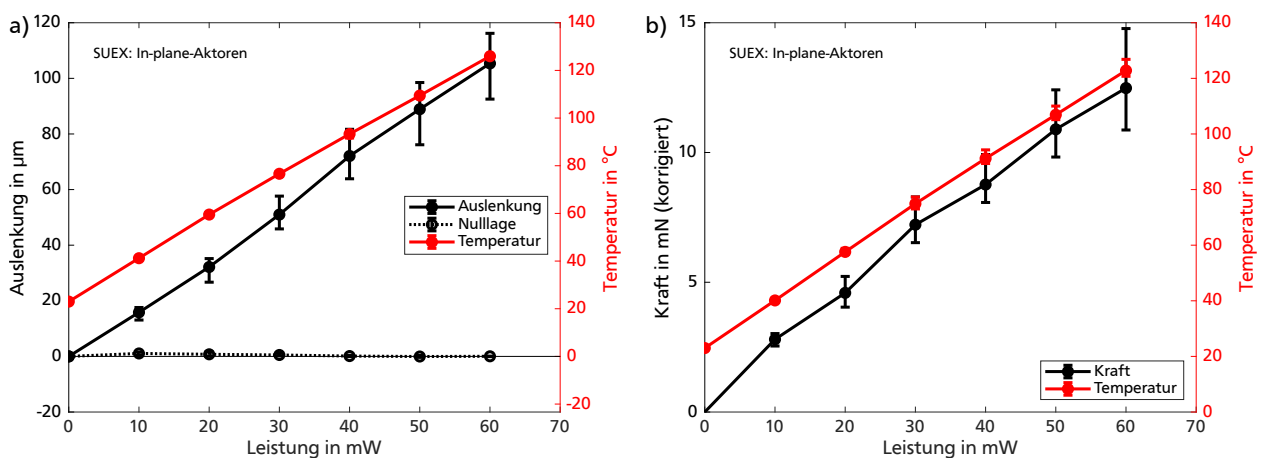


Abbildung 127: Aktorkennlinien der charakterisierten In-plane-Aktoren aus SUEX: a) Gemessene Auslenkungen von 3 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung; b) Gemessene Kräfte von 3 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung. Die Aktorkennlinien der untersuchten Einzelaktoren sind in [Anhang N](#) dokumentiert. Die Fehlerbalken stellen die minimalen und maximalen Messwerte dar.

ist. Die untersuchten In-plane-Aktoren aus SUEX erfüllen damit alle Anforderungen an die zu erreichenden Auslenkungen und Kräfte.

Die Charakterisierung der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX zeigt, dass die Aktoren in Hubrichtung mit beheiztem Mittelbalken zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $124,1^{\circ}\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $56...67,5\text{ mW}$ benötigen. Untersuchungen an drei Out-of-plane-Aktoren in [Abb. 128 a](#) zeigen, dass bei einer Leistungsaufnahme von durchschnittlich $61,8\text{ mW}$ eine mittlere Auslenkung von $321,7\mu\text{m}$ erreicht wird. Die maximalen Auslenkungen der untersuchten Aktoren weisen eine Streuung im Bereich $305...336,6\mu\text{m}$ auf. In Senkrichtung mit beheizten Außenbalken liegen die Leistungsaufnahmen zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,8^{\circ}\text{C}$ im Bereich $102...104\text{ mW}$. [Abb. 128 a](#) zeigt, dass eine mittlere Auslenkung von $252,6\mu\text{m}$ erreicht wird. In Senkrichtung weisen die Auslenkungen der untersuchten Aktoren eine Streuung im Bereich $247,1...258,1\mu\text{m}$ auf. [Anhang N](#) dokumentiert die aufgenommenen Kennlinien aller untersuchten Aktoren. [Abb. 129](#) zeigt Temperaturverteilungen bei der Auslenkungsmessung, welche für die untersuchten Out-of-plane-Aktoren deutlich unter-

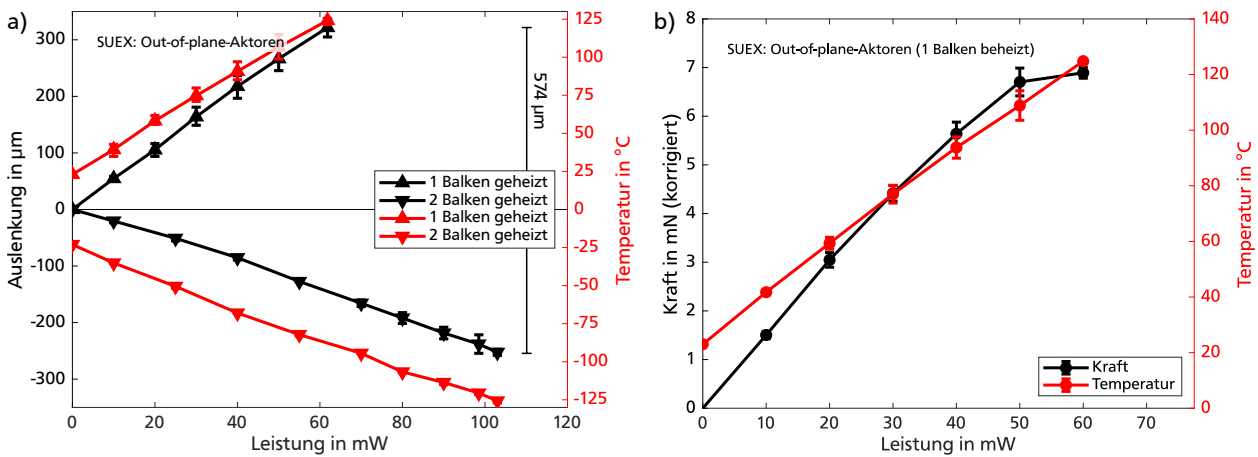


Abbildung 128: Aktorkennlinien der charakterisierten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX: a) Gemessene Auslenkungen von 3 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung; b) Gemessene Kräfte von 2 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung. Die Aktorkennlinien der untersuchten Einzelaktoren sind in [Anhang N](#) dokumentiert. Die Fehlerbalken stellen die minimalen und maximalen Messwerte dar.

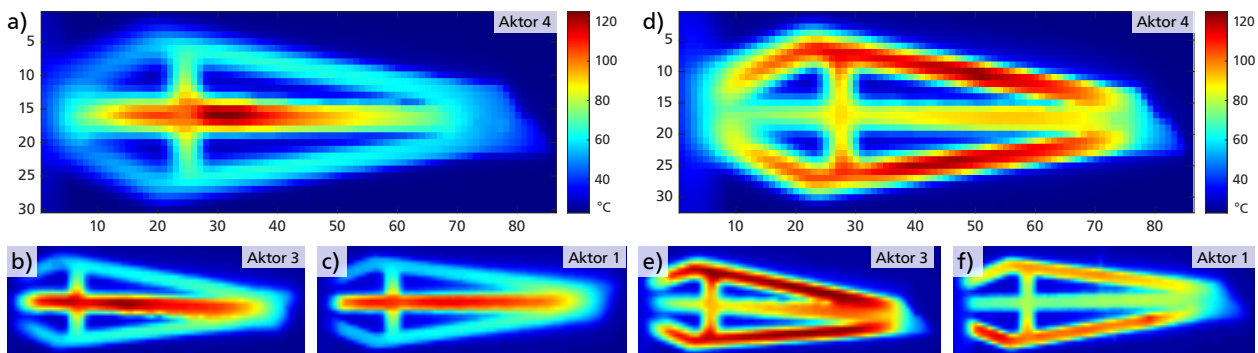


Abbildung 129: Während der Auslenkungsmessung aufgezeichnete Temperaturverteilungen von Out-of-plane-Aktoren aus SUEX bei maximaler Heizleistung und einer Maximaltemperatur von ca. 125°C : a...c) Aktor Nr. 4, Nr. 3 und Nr. 1 mit einem beheizten Balken (Heben); d...f) Aktor Nr. 4, Nr. 3 und Nr. 1 mit zwei beheizten Balken (Senken). Die Temperaturverteilungen weisen Asymmetrien auf und zeigen deutliche Abweichungen zueinander.

schiedlich und teilweise asymmetrisch ausfallen. Die Ursache hierfür liegt in den Fertigungstoleranzen der Heizelemente und dem hohen Einfluss von z.B. Unterätzungen auf die Homogenität der Temperaturverteilung.

Die Nulllagenverschiebungen im Bereich von $-23,6...5,2\ \mu\text{m}$ werden nur im unidirektionalen Messbetrieb beobachtet und wirken sich daher ggf. nicht nachteilig auf die erreichbaren Auslenkungen im bidirektionalen Betrieb aus. Untersuchungen zur Nulllagenverschiebung der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX in [Anhang N](#) zeigen zudem, dass die auftretenden Nulllagenverschiebungen der Aktoren nach einigen Stunden ohne Bestromung zurückgehen und der Aktor in seine Ursprungsposition zurückkehrt.

Die gemessenen erreichbaren durchschnittlichen Auslenkungen von $321,7\ \mu\text{m}$ in Hubrichtung und $252,6\ \mu\text{m}$ in Senkrichtung unterschreiten die Gesamtdicke der Aktoren von ca. $500\ \mu\text{m}$ und reichen damit nicht für den Formschluss mit zwei symmetrischen Rastnasen aus. Der vorgesehene bistabile Mechanismus des Braille-Antriebs kann daher mit den hergestellten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX nicht realisiert werden. Die gesamte Aktorbewegung von ca. $574\ \mu\text{m}$ (Heben und Senken) liegt allerdings über der im [Kapitel 2](#) gestellten Anforderung von mindestens $500\ \mu\text{m}$, sodass mit einer flacheren Geometrie des Formschlusses ein Verriegeln möglich wäre. [Abb. 130](#) zeigt hierfür eine mögliche Ausgestaltung mit dünneren Rastnasen, bei deren symmetrischer Auslegung für Heben und Senken eine Höhendifferenz von $\pm 250\ \mu\text{m}$ zwischen den stabilen Positionen erreicht werden kann.

Die Blockierkräfte in Hubrichtung von zwei untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX werden im Bereich $6,78...7,01\ \text{mN}$ bestimmt. [Abb. 128 b](#) zeigt eine durchschnittliche Blockierkraft von $6,9\ \text{mN}$, welche oberhalb der geforderten $5\ \text{mN}$ liegt und damit zum Heben eines Braille-Pins ausreichend ist.

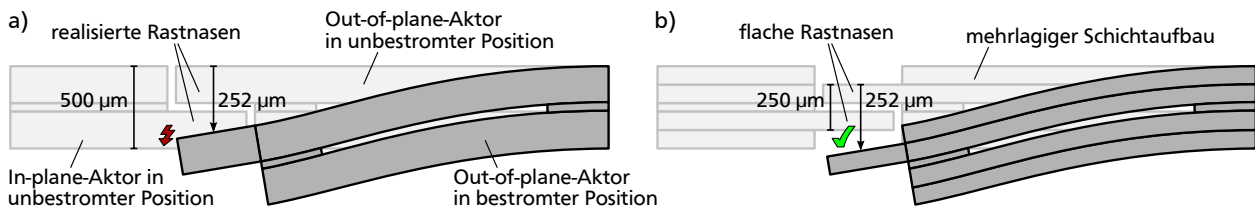


Abbildung 130: Querschnitt durch zwei Rastnasen beim Senken des Out-of-plane-Aktors: a) Realisierbare Auslenkungen von $252\ \mu\text{m}$ in Senkrichtung unterschreiten am hergestellten Formschluss die Gesamtdicke der Aktoren von ca. $500\ \mu\text{m}$; b) Entwurf mit flachen Rastnasen und mehrlagigem Schichtaufbau der Verformungskörper ermöglicht das Schließen des Formschlusses.

In-plane- und Out-of-plane-Aktoren aus PEEK

Die Charakterisierung der In-plane-Aktoren aus PEEK zeigt, dass die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $126,5^\circ\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $67...77\ \text{mW}$ benötigen. Untersuchungen an fünf In-plane-Aktoren in [Abb. 131 a](#) zeigen, dass bei einer Leistungsaufnahme von durchschnittlich $72,8\ \text{mW}$ eine mittlere Auslenkung von $85,5\ \mu\text{m}$ erreicht wird. Die maximalen Auslenkungen der untersuchten Aktoren weisen allerdings eine Streuung im Bereich $69,7...104,2\ \mu\text{m}$ auf. [Anhang N](#) dokumentiert die aufgenommenen Kennlinien aller untersuchten Aktoren. Die geringen Nulllagenverschiebungen von bis zu $-6,3\ \mu\text{m}$ wirken den erreichbaren Auslenkungen zwar entgegen, verändern die $70\ \mu\text{m}$ breite Überlappung am Formschluss damit aber nur geringfügig. 4 von 5 untersuchten Aktoren weisen eine ausreichende Reserve auf, um den vorgesehenen Formschluss zum Out-of-plane-Aktor zu öffnen.

Die Blockierkräfte in Hubrichtung der untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK werden bei einer Leistungsaufnahme von $72,8\ \text{mW}$ im Bereich $4,9...5,8\ \text{mN}$ bestimmt. [Abb. 131 b](#) zeigt eine durch-

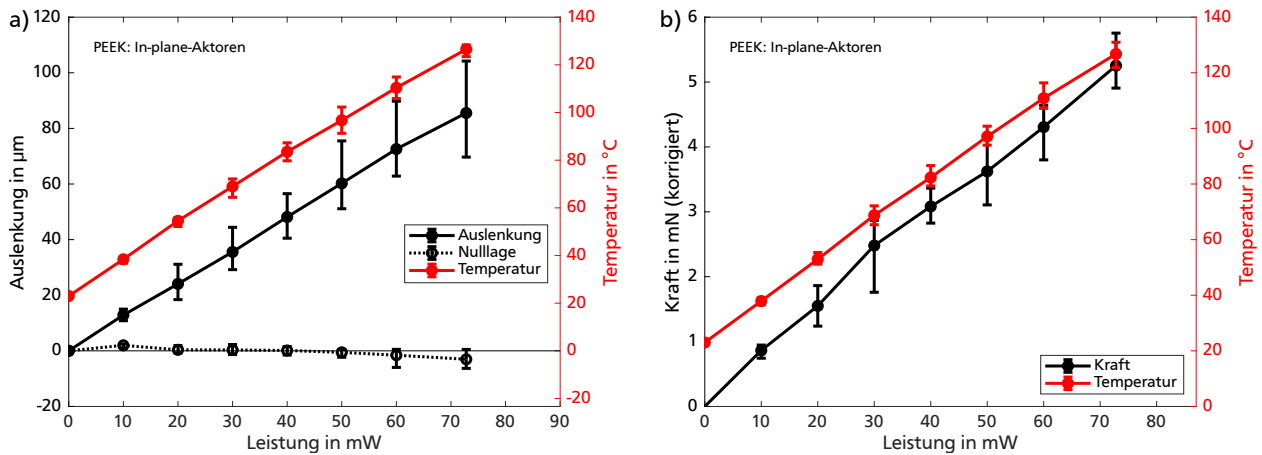


Abbildung 131: Aktorkennlinien der charakterisierten In-plane-Aktoren aus PEEK: a) Gemessene Auslenkungen von 5 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung; b) Gemessene Kräfte von 5 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung. Die Aktorkennlinien der untersuchten Einzelaktoren sind in [Anhang N](#) dokumentiert. Die Fehlerbalken stellen die minimalen und maximalen Messwerte dar.

schnittliche Blockierkraft von 5,2 mN, was zum Überwinden geringer Reibkräfte beim Verriegeln ausreichend ist. Die untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK erfüllen damit alle Anforderungen an die zu erreichenden Auslenkungen und Kräfte.

Die Charakterisierung der Out-of-plane-Aktoren aus PEEK zeigt, dass die Aktoren in Hubrichtung mit beheiztem Mittelbalken zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,2^{\circ}\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich 65...66 mW benötigen. Untersuchungen an drei Out-of-plane-Aktoren in [Abb. 132 a](#) zeigen, dass bei einer Leistungsaufnahme von durchschnittlich 65,7 mW eine mittlere Auslenkung von $183,2 \mu\text{m}$ erreicht wird. Die maximalen Auslenkungen der untersuchten Aktoren weisen allerdings eine große Streuung im Bereich $140,1...208,7 \mu\text{m}$ auf. In Senkrichtung mit beheizten Außenbalken liegen die Leistungsaufnahmen zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,2^{\circ}\text{C}$ im Bereich 101...110 mW. [Abb. 132 a](#) zeigt, dass bei einer Leistungsaufnahme von durchschnittlich 106,3 mW eine mittlere Auslenkung von $171,4 \mu\text{m}$

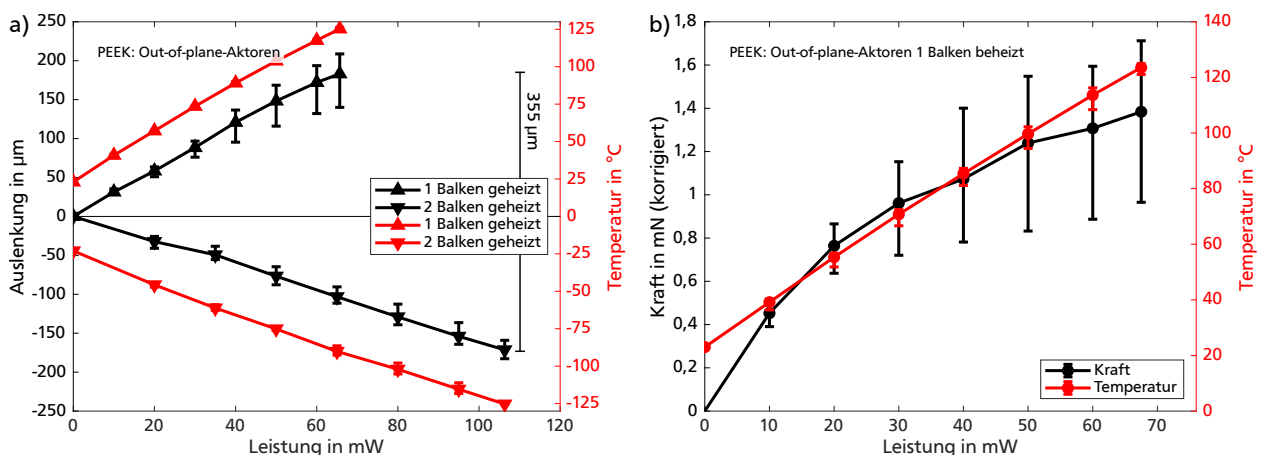


Abbildung 132: Aktorkennlinien der charakterisierten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK: a) Gemessene Auslenkungen von 3 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung; b) Gemessene Kräfte von 3 Aktoren in Abhängigkeit der Heizleistung. Die Aktorkennlinien der untersuchten Einzelaktoren sind in [Anhang N](#) dokumentiert. Die Fehlerbalken stellen die minimalen und maximalen Messwerte dar.

erreicht wird. **Anhang N** dokumentiert die aufgenommenen Kennlinien aller untersuchten Aktoren. Die gemessenen erreichbaren durchschnittlichen Auslenkungen von 183,2 µm in Hubrichtung und 171,4 µm in Senkrichtung unterschreiten allerdings die Gesamtdicke der Aktoren von 373...430 µm und reichen damit nicht für den Formschluss mit zwei symmetrischen Rastnasen aus. Der vorgesehene bistabile Mechanismus des Braille-Antriebs kann daher mit den hergestellten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK nicht realisiert werden.

Die Blockierkräfte der untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK in Hubrichtung werden im Bereich 0,97...1,71 mN bestimmt. **Abb. 132 b** zeigt eine durchschnittliche Blockierkraft von 1,4 mN, welche zwar geringfügig über der Gewichtskraft eines Braille-Pins, aber unterhalb der geforderten 5 mN liegt.

Vergleich der Aktoren

Tabelle 32 zeigt für die oben charakterisierten In-plane- und Out-of-plane-Aktoren den Vergleich mit den Werten aus den durchgeführten FEM-Simulationen. Die realisierten SUEX-Aktoren weisen eine leicht geringere Leistungsaufnahme auf als die hergestellten Aktoren aus PEEK und erreichen dabei höhere Auslenkungen und Kräfte. Der Vergleich zwischen den Aktoren aus SUEX und PEEK zeigt auch, dass die erreichten Ergebnisse der SUEX-Aktoren näher an den erwarteten Werten aus dem FEM-Entwurf liegen.

Die realisierten In-plane-Aktoren aus PEEK weisen bei der Auslenkung relativ große Abweichungen von 12...41% zu den berechneten Werten auf und die benötigten Leistungsaufnahmen liegen bis zu einem Faktor von 2,8 über den berechneten Werten. Für die In-plane-Aktoren aus SUEX liegen die erreichten Auslenkungen mit Abweichungen von 2...22% teils sehr nahe an den erwarteten Auslenkung der FEM-Analyse, die Leistungsaufnahmen liegen jedoch ebenfalls um einen Faktor von ca. 2,3 über den erwarteten Werten.

Für die Out-of-plane-Aktoren aus PEEK fallen die Abweichungen bei der Auslenkungen mit 42...65% höher aus als bei den In-plane-Aktoren. Auch die berechneten Auslenkungen der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX liegen sowohl bei der Hub- als auch bei der Senkbewegung

Tabelle 32: Gegenüberstellung der FEM-Berechnungen und der Messergebnisse elektrothermischer Aktoren für Braille-Flächenantriebe.

Aktor	Wert	FEM-Berechnung PEEK-Aktoren	Messung PEEK-Aktoren	Messung SUEX-Aktoren
In-plane-Aktor	Auslenkung	119 µm	69,7...104,2 µm	92,5...116,2 µm
	Blockierkraft	-	4,9...5,8 mN	10,9...14,8 mN
	Leistung	25,9 mW	66...77 mW	60 mW
	Temperatur	125°C	123,4...128,4°C	125,4...126,6°C
	Auslenkung/Leistung	4,7 µm/mW	1,04...1,35 µm/mW	1,54...1,94 µm/mW
	Blockierkraft/Leistung	-	0,069...0,075 mN/mW	0,18...0,25 mN/mW
Out-of-plane-Aktor (1 Balken geheizt)	Auslenkung	+401 µm	140,1...208,7 µm	305...336,6 µm
	Blockierkraft	-	1,0...1,7 mN	6,8...7,0 mN
	Leistung	53,4 mW	65...66 mW	56...67,5 mW
	Temperatur	125°C	124,5...126,2°C	121,4...125,5°C
	Auslenkung/Leistung	7,51 µm/mW	2,10...3,16 µm/mW	4,92...5,78 µm/mW
	Blockierkraft/Leistung	-	0,015...0,024 mN/mW	0,112...0,126 mN/mW
Out-of-plane-Aktor (2 Balken geheizt)	Auslenkung	-318 µm	-159,9...-183,6 µm	-247,1...-258,1 µm
	Leistung	69,7 mW	101...110 mW	102...104 mW
	Temperatur	125°C	125,2...125,4°C	124,5...127°C
	Auslenkung/Leistung	4,56 µm/mW	1,46...1,82 µm/mW	2,38...2,53 µm/mW

ca. 16...24% unterhalb der Werte des FEM-Modells. Die benötigten Leistungsaufnahmen bei der Hubbewegung sind sowohl bei SUEX- als auch bei PEEK-Aktoren in der Messung um ca. 15...22% höher als in der FEM-Berechnung. Bei der Senkbewegung sind die benötigten Leistungsaufnahmen um 45...58% höher als berechnet.

Die deutlichen Abweichungen bei den Aktoren aus PEEK sind sowohl auf herstellungsbedingte Welligkeit der Aktoren als auch auf die Unterschiede der PEEK- und Klebstoffschichtdicken zwischen Fertigung und Entwurf zurückzuführen [496]. Die Abweichungen bei der Leistungsaufnahme deuten zudem auf Unterschiede in den thermischen Randbedingungen zwischen dem FEM-Modell und bei der Charakterisierung hin, welche z.B. durch die mechanische Einspannung oder durch Luftbewegungen bei den Messungen bedingt sein können.

8.5.2 Dynamisches Verhalten und Energiebedarf der Antriebe

Für die folgenden Untersuchungen zum dynamischen Verhalten beim Öffnen und Schließen des Formschlusses wird das dynamische Verhalten der hergestellten Einzelaktoren untersucht und die Schaltdauer für die gesamten Antriebe aus den Einzelbewegungen der Aktoren ermittelt.

Abb. 133 zeigt die Aufheiz- und Abkühlkurven für einen der untersuchten In-plane- und Out-of-plane-Aktoren aus SUEX. Die thermischen Sprungantworten zeigen für alle untersuchten Aktoren annähernd ein PT1-Verhalten, was den Vorhersagen aus den thermischen Netzwerkmodellen für In-plane-Aktoren aus **Abschnitt 6.1** entspricht. Auch die Auslenkung der In-plane-Aktoren und die Auslenkung der Out-of-plane-Aktoren in Hubrichtung mit einem mittleren beheizten Balken weisen im zeitlichen Verlauf hohe Ähnlichkeit mit einer PT1-Sprungantwort auf. **Abb. 133 a und c** zeigt für diese Kenngrößen ein Kurvenfitting-Verfahren mittels PT1-Funktionen und fasst die damit bestimmten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten zusammen. Die gemessenen Auslenkungen von Out-of-plane-Aktoren in Senkrichtung (2 beheizte Balken) in **Abb. 133 c** und auch die gemessenen Kräfte in **Abb. 133 b und d** weisen allerdings für alle untersuchten Aktoren im zeitlichen Verlauf ein Überschwingen auf. Da die Messkurven Ähnlichkeit mit einer gedämpften PT2-Sprungantwort besitzen, wird für diese Kenngrößen daher ein Kurvenfitting-Verfahren mittels PT2-Funktionen angewendet. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die gewählten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, das beobachtbare Überschwingen kann durch den gewählten Funktionstyp aber nicht für den gesamten Kurvenverlauf gut abgebildet werden.

Für den quantitativen Vergleich des dynamischen Verhaltens wird in dieser Arbeit, wie auch bei *Winterstein* [163], die „Ansprechzeit“ bei 86,5% der zeitlichen Endwerte von Kraft und Auslenkung als Arbeitspunkt herangezogen, die in **Anhang N** mittels einer automatisierten *MATLAB*-Auswertung bestimmt wird. **Tabelle 33** zeigt für die untersuchten Aktoren aus SUEX und PEEK die ermittelten Aufheiz- und Abkühlzeiten aus den Temperaturverläufen sowie die entsprechenden mechanischen Ansprechzeiten beim Aufheiz- und Abkühlvorgang. Der Vergleich zeigt, dass die In-plane-Aktoren aus SUEX um den Faktor 1,5...2,1 höhere thermische Aufheiz- und Abkühlzeiten aufweisen als die Aktoren aus PEEK. Auch die thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX liegen um den Faktor 1,2...1,6 höher als bei Aktoren aus PEEK. Gründe für die höheren thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten liegen in der ca. 70...130 μm höheren Gesamtdicke der SUEX-Aktoren und in der Beheizung mit nur einem außenliegenden Heizelement (im Gegensatz zu zwei eingebetteten Heizelementen bei PEEK-Aktoren). Trotz der unterschiedlichen thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten weisen sowohl die In-plane- als auch die Out-of-plane-Aktoren aus SUEX und PEEK sehr ähnliche Werte für die mechanischen Ansprechzeiten auf. Die ermittelten mechanischen Ansprechzeiten liegen i.d.R. deutlich unterhalb (Faktor 0,2...0,9) der Werte für die thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten. Dies zeigt auch die graphische Gegenüberstellung der Aufheiz- und Abkühlkurven in **Abb. 133**.

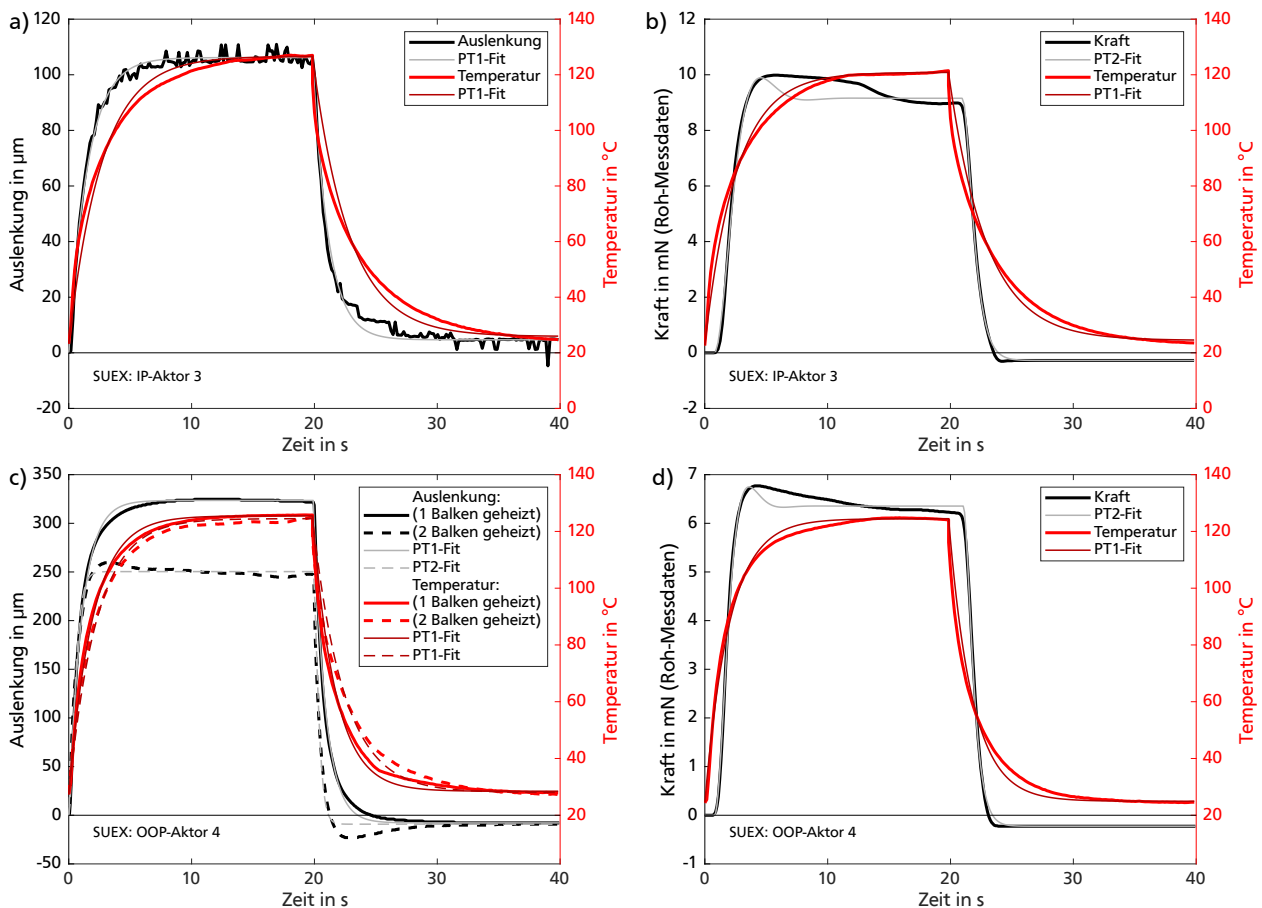


Abbildung 133: Gemessene thermische und mechanische Sprungantworten mit den in [Anhang N](#) ermittelten PT1- und PT2-Fit-Funktionen für Aktoren aus SUEX: a) Gemessene Auslenkung am In-plane-Aktor Nr. 3; b) Gemessene Kraft desselben In-plane-Aktors; c) Gemessene Auslenkung am Out-of-plane-Aktor Nr. 4 (Heben und Senken); d) Gemessene Kraft desselben Out-of-plane-Aktors bei einem beheizten Balken (Heben). Die mechanischen Sprungantworten weisen stets steilere Flanken auf als die thermischen Sprungantworten.

Tabelle 33: Reaktionszeiten der untersuchten elektrothermischen Aktoren für Braille-Flächendisplays beim Anstieg bzw. beim Abfallen um 86,5% der Messwerte. [Anhang N](#) erläutert das verwendete *MATLAB*-Auswerteverfahren.

Aktor	Messgröße	PEEK-Aktoren		SUEX-Aktoren	
		Aufheizen	Abkühlen	Aufheizen	Abkühlen
In-plane-Aktor	Temperatur	3,7...4,6 s	3,2...4,2 s	5,8...6,7 s	6,7...7,4 s
	Auslenkung	2,3...3,6 s	2,0...3,7 s	3,3...3,8 s	2,8...4,0 s
	Kraft	2,7...4,1 s	2,5...3,7 s	1,8...3,3 s	2,8...3,8 s
Out-of-plane-Aktor (1 Balken geheizt)	Temperatur	2,9...3,4 s	2,7...4,2 s	3,8...4,3 s	4,2...5,1 s
	Auslenkung	1,9...3,0 s	1,6...2,1 s	1,7...2,4 s	1,8...2,1 s
	Kraft	2,0...2,8 s	2,6...3,5 s	2,4...2,8 s	2,4...2,9 s
Out-of-plane-Aktor (2 Balken geheizt)	Temperatur	3,2...4,2 s	3,7...4,7 s	4,5...5,0 s	5,6...5,9 s
	Auslenkung	2,1...2,8 s	1,4...2,1 s	1,5...1,6 s	1,2...1,4 s

Die kürzeren mechanischen Ansprechzeiten weisen darauf hin, dass die „mittleren Temperatur“ im Volumen des erwärmten Balkens, welche als proportional zur Ausdehnung des erwärmten Balkens angenommen werden kann, schneller ansteigt als die messtechnisch bestimmte „Oberflächen-Maximaltemperatur“, aus der die thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten bestimmt werden. Für Aktoren aus PEEK kann dies teilweise anhand der eingebetteten Heizelemente erklärt werden, welche die Wärme im Inneren des erwärmten Balkens erzeugen. Die „tatsächliche Maximaltemperatur“ an der Wärmequelle im Inneren des erwärmten Balkens kann nicht direkt beobachtet werden, die messbare Oberflächen-Maximaltemperatur steigt bedingt durch den Wärmetransport durch den Balkenquerschnitt hindurch allerdings erst mit zeitlichen Verzögerung an. Aus den Messungen und dem Erklärungsansatz folgt, dass die Messung der Oberflächen-Maximaltemperatur nur geringe Rückschlüsse auf die mechanische Dynamik der Antriebe zulässt.

Für eine Abschätzung der durchschnittlichen benötigten Gesamtdauer zum Umschalten des bistabilen Mechanismus werden die jeweiligen Ansprechzeiten aus der Auslenkungsmessung herangezogen. Zum **Heben** eines Pins ergibt sich die Gesamtzeit aus folgenden Einzelbewegungen:

	PEEK	SUEX
1. In-plane-Aktor Aufheizen und Auslenken	2,8 s	3,4 s
2. Out-of-plane-Aktor Aufheizen und Heben (1 Balken)	2,5 s	2,2 s
3. In-plane-Aktor Abkühlen und Rückstellen	2,8 s	3,3 s
4. Out-of-plane-Aktor Abkühlen und Ablegen	2,0 s	2,0 s
	<u>10,1 s</u>	<u>10,9 s</u>

Zum **Senken** ergibt sich die Gesamtzeit aus folgenden Einzelbewegungen:

	PEEK	SUEX
1. In-plane-Aktor Aufheizen und Auslenken	2,8 s	3,4 s
2. Out-of-plane-Aktor Aufheizen und Senken (2 Balken)	2,4 s	1,5 s
3. In-plane-Aktor Abkühlen und Rückstellen	2,8 s	3,3 s
4. Out-of-plane-Aktor Abkühlen und Anlegen	1,7 s	1,3 s
	<u>9,7 s</u>	<u>9,5 s</u>

Bedingt durch die sehr ähnlichen mechanischen Ansprechzeiten der Einzelaktoren liegen auch die ermittelten Gesamtzeiten für die Antriebe aus SUEX und PEEK nahe beieinander. Die Rückstellbewegungen des In-plane- sowie des Out-of-plane-Aktors können i.d.R. auch kürzer ausfallen, da die Aktoren nur einen geringen Weg zurücklegen müssen, um ein Verriegeln zu ermöglichen. Für den vollständigen Seitenaufbau eines Braille-Displays kann bei gleichzeitiger Ansteuerung aller Antriebe angenommen werden, dass der Seitenaufbau nach ca. 10...11 s abgeschlossen ist. Bedingt durch die Toleranzen der Aktoren und die Streuung der Ergebnisse können einzelne Braille-Antriebe allerdings auch längere Schaltzeiten benötigen.

Mit den in [Abschnitt 8.5.1](#) ermittelten Leistungsaufnahmen ergibt sich für Aktoren aus PEEK beim Heben eines Pins eine durchschnittliche Schaltenergie von 734 mJ und beim Senken von 931 mJ. Aktoren aus SUEX benötigen für das Heben eines Pins durchschnittlich eine Schaltenergie von 676 mJ und beim Senken von 788 mJ. Für eine Hub- und Senkbewegung weisen die Antriebe aus SUEX damit eine um ca. 12% geringere Energieaufnahme auf als die Antriebe aus PEEK.

Für das in [Kapitel 2](#) beschriebene Blinken eines Cursors kann der In-plane-Sperraktor durch die Ansteuerung dauerhaft geöffnet bleiben und somit ein abwechselndes Heben und Senken des Out-of-plane-Hubaktors ohne Verriegelung durchgeführt werden. Mit den hierfür benötigten Hub- und Senkzeiten von ca. 4,9 s für PEEK-Antriebe und ca. 3,7 s für Antriebe aus SUEX wird allerdings die geforderte Schaltfrequenz von 1 Hz beim Blinken nicht erreicht.

8.6 Skalierung für großflächige Braille-Displays

Für eine Matrixanordnung der entwickelten Antriebe in großflächigen Braille-Displays werden im Folgenden unterschiedliche Verdrahtungs- und Ansteuerungskonzepte diskutiert. Für die relevante Matrix-Ansteuerung mit MOSFETs wird zudem das Verhalten der Aktoren bei der damit einhergehenden Zeitmultiplex-Ansteuerung beschrieben und die Impulsfestigkeit elektrothermischer Aktoren untersucht. Abschließend werden für großflächige Braille-Displays Schätzwerte für den Gesamt-Energieverbrauch sowie die zu erwartenden Abmessungen und das Gewicht ermittelt.

8.6.1 Verdrahtungskonzept

Büttgen und *Staab* legen für eine Matrixanordnung von elektrothermisch betriebenen Relais drei unterschiedliche Ansteuerkonzepte dar [158, 297]. Für die Relaismatrix ist es dabei zweckmäßig, vor dem Setzen eines einzelnen Relais die gesamte Relaismatrix vorher (z.B. sequentiell zeilenweise) zurückzusetzen. Für eine Braille-Matrix muss hingegen gewährleistet sein, dass gleichzeitig alle Braille-Pins und deren jeweilige Heizelemente auf der gesamten Fläche angesteuert werden können. Weiterhin wird das Skalierungsverhalten für Relais i.d.R. für eine Matrixanordnung der Größe $N \times N$ angegeben, wohingegen für eine Braille-Matrix der allgemeinere Fall einer $M \times N$ Braille-Matrix zweckmäßiger ist. Die Ansteuerkonzepte von *Büttgen* und *Staab* werden daher im Folgenden mit entsprechenden Anpassungen für die entwickelten Braille-Flächenantriebe dargelegt.

Einzelansteuerung

Bei der Einzelansteuerung der Braille-Antriebe mit einer gemeinsamen elektrischen Masse erhält jedes Heizelement eine eigene elektrisch schaltbare Zuleitung [158]. In einer $M \times N$ Braille-Matrix müssen für die entwickelten Antriebe mit jeweils 4 Heizelementen daher $4 \cdot M \cdot N$ Zuleitungen nach außen geführt werden. Die Ansteuerung mit einzelnen Zuleitungen ermöglicht eine gleichzeitige Speisung aller Heizelemente mit Gleichspannung und vermeidet dabei Leckströme in nicht-angesteuerten Heizelementen. Da die Antriebe nach dem dargelegten Entwurf in 5 übereinander liegenden Antriebslagen angeordnet sind (vgl. Abb. 119), trägt eine Antriebslage nur ein Fünftel aller Zuleitungen. Trotzdem führt die hohe Anzahl an Zuleitungen bei großflächigen Displays schnell zu einem erhöhten Platzbedarf für die Verdrahtung, sodass eine Einzelansteuerung für großflächige Braille-Displays nicht sinnvoll ist.

Ansteuerkonzept ohne Dioden

Zur Reduktion des Verdrahtungsaufwandes nutzen *Velázquez et al.* für Formgedächtnis-Antriebe in einer 8×8 -Braille-Matrix eine zeilen- und spaltenweise Ansteuerung [119]. Für eine quadratische Matrix mit $2 \cdot N^2$ Antrieben kann eine Reduktion auf $3 \cdot N$ Zuleitungen erreicht werden. Eine entsprechende Matrixverschaltung wird im Stand der Technik üblicherweise auch bei der Verschaltung von Leuchtdiodenmatrizen genutzt [158]. Da die Heizelemente elektrothermischer Aktoren im Gegensatz zu Leuchtdioden keine Sperrfunktion aufweisen und aus zwei Richtungen von Strom durchflossen werden, treten bei der Ansteuerung einzelner Heizelemente auch parasitäre Ströme in nicht-angesteuerten Heizelementen auf. Durch getrennte elektrische Massen für In-plane- und Out-of-plane-Aktoren können parasitäre Ströme in In-plane- und Out-of-plane-Aktoren getrennt werden. Abb. 134 zeigt das Ansteuerungskonzept ohne Dioden und mit getrennten elektrischen Massen, für welches bei einer $M \times N$ Braille-Matrix $4 \cdot M + 2 \cdot N$ Zuleitungen benötigt werden. Die Fallbeispiele in Abb. 134 a und b zeigen, dass bei Ansteuerung eines einzelnen Heizelements parasitäre Leistungsaufnahmen von 11% für eine 2×2 -Matrix bzw. bis zu 16% für eine 3×3 -Matrix in nicht-angesteuerten Heizelementen umgesetzt werden. Unter der Annahme

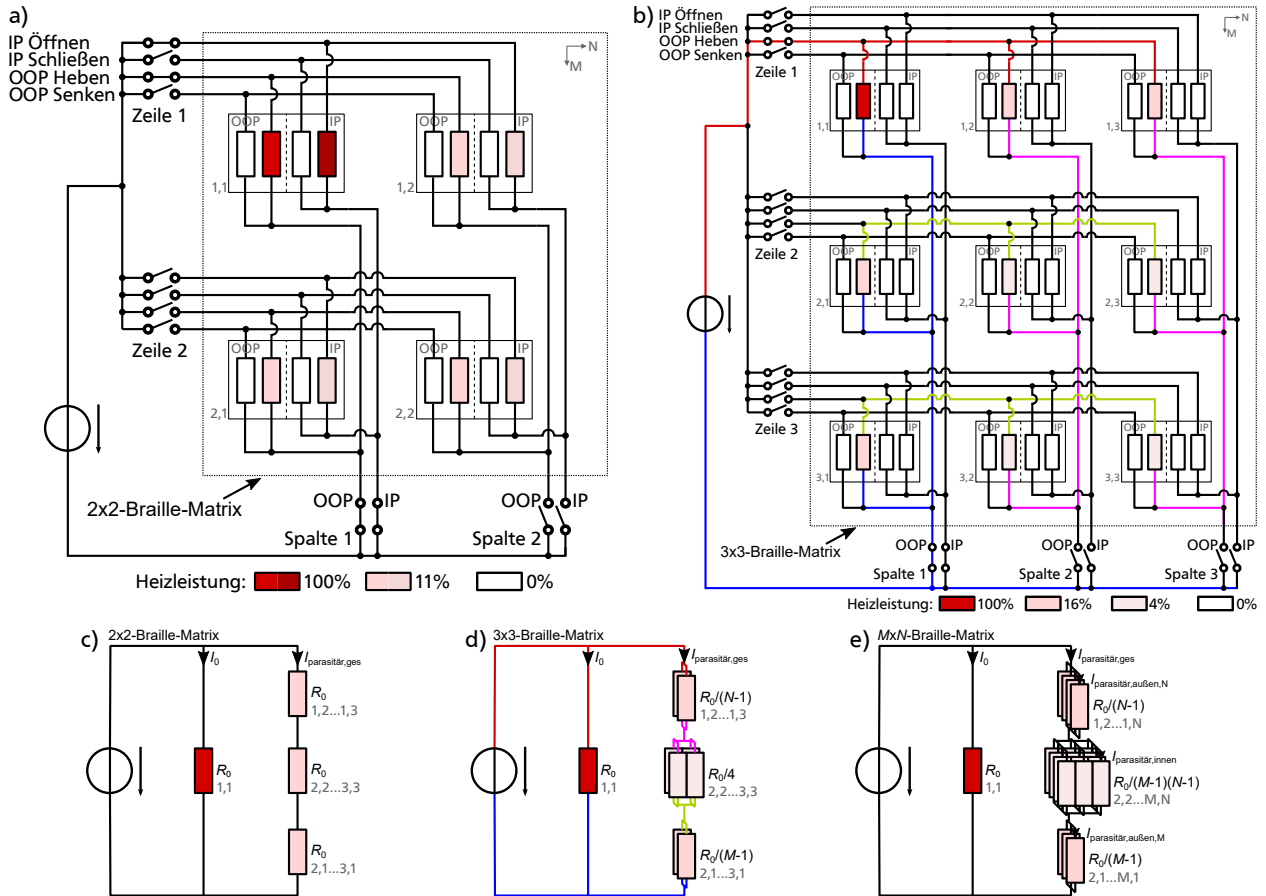


Abbildung 134: Ansteuerungskonzept ohne Dioden und mit getrennten Massen: a) 2x2-Braille-Matrix mit parasitärem Stromfluss durch geschaltete Out-of-plane- und In-plane-Aktoren; b) 3x3-Braille-Matrix mit farblich gekennzeichneten parasitären Strompfaden (Farbe je nach Potential); c) Ersatzschaltbild einer 2x2-Braille-Matrix mit einem angesteuerten Out-of-plane-Aktor; d) Ersatzschaltbild für eine 3x3-Braille Matrix mit einem angesteuerten Out-of-plane-Aktor (Potentiale farblich gekennzeichnet wie in b); e) Allgemeines Ersatzschaltbild für eine $M \times N$ -Braille Matrix mit einem angesteuerten Out-of-plane-Aktor. Knoten gleichen Potentials sind elektrisch miteinander verbunden.

gleichförmiger Widerstände in der Matrix lässt sich nach Abb. 134 b...e das Ersatzschaltbild für den allgemeinen Fall einer $M \times N$ Braille-Matrix herleiten. Die Gleichungen 115 und 116 beschreiben die gesamte Strom- bzw. Leistungsaufnahme der parasitär angesteuerten Heizelemente. Die in jedem einzelnen Heizelement umgesetzte Leistung hängt von dessen Position ab und wird sowohl für außen als auch innen liegende Heizelemente durch die Gleichungen 117 bis 119 beschrieben. Durch die schnell steigende Zahl elektrischer Verbraucher entspricht die Verlustleistung bereits bei einer 16x16-Matrix dem 7,26-fachen der benötigten Leistungsaufnahme zum Bewegen eines einzelnen Aktors. Ein Ansteuerkonzept ohne Dioden ist daher nur für sehr kleine Matrix-Anordnungen sinnvoll.

$$I_{\text{parasitär,ges}} = I_0 \cdot (N - 1) \cdot (M - 1) / (N + M - 1) \quad (115)$$

$$P_{\text{parasitär,ges}} = P_0 \cdot (N - 1) \cdot (M - 1) / (N + M - 1) \quad (116)$$

$$P_{\text{parasitär};1,2\dots,1,N} = P_0 \cdot (M - 1)^2 / (N + M - 1)^2 \quad (117)$$

$$P_{\text{parasitär};2,1\dots,M,1} = P_0 \cdot (N - 1)^2 / (N + M - 1)^2 \quad (118)$$

$$P_{\text{parasitär};2,2\dots,M,N} = P_0 \cdot 1 / (N + M - 1)^2 \quad (119)$$

Ansteuerkonzept mit Dioden / mit MOSFET

Staab nutzt für die Zeilen-Spalten-Ansteuerung einer Relais-Matrix ein Ansteuerkonzept mit Dioden, welches die parasitären Ströme bei der Zeilen-Spalten-Ansteuerung unterbindet [158]. Abb. 135 a zeigt den entsprechenden Schaltplan für eine Braille-Matrix, bei dem in Reihe zu jedem Heizelement eine Diode vorgesehen ist. Da keine parasitären Ströme fließen, können hierbei die elektrischen Massen für In-plane- und Out-of-plane-Aktoren spaltenweise zusammen gelegt werden, sodass für die Verschaltung aller Heizelemente in einer $M \times N$ Braille-Matrix nur $4 \cdot M + N$ Zuleitungen notwendig sind.

Neben der Verwendung von Dioden ist auch der Einsatz anderer stromsperrender Halbleiterbauelemente möglich. Im BMBF-Forschungsprojekt MOBILiZE [496] werden zur Ansteuerung aller Heizelemente MOSFETs vorgesehen, deren Drain-Anschlüsse mit einer gemeinsamen Speisenspannung verbunden werden. Abb. 135 b zeigt das entsprechende Schaltbild für die Zeilen-Spalten-Ansteuerung einer 2x2-Braille-Matrix.

Bei den Ansteuerkonzepten mit und ohne Halbleiterbauelementen können nicht alle Aktoren gleichzeitig mit Gleichstrom angesteuert werden, sondern nur die Aktoren einer einzelnen Zeile oder Spalte. Für den vollständigen Seitenaufbau wird im BMBF-Forschungsprojekt MOBILiZE [496] daher eine zeilen- oder spaltenweise Zeitmultiplex-Ansteuerung der Aktoren vorgesehen. Darüber hinaus kann auch eine individuelle Ansteuerung für alle Einzelaktoren realisiert werden, wenn bei einer zeilenweisen Ansteuerung die Ansteuerdauer über die jeweilige Spalte eingestellt wird. Wenn z.B. Widerstände durch Fertigungstoleranzen unterschiedlich groß ausfallen, können durch eine amplitudenangepasste Zeitmultiplex-Ansteuerung Unterschiede in den Widerständen schätzungsweise bis zu einem Faktor von 2 ausgeglichen werden [496].

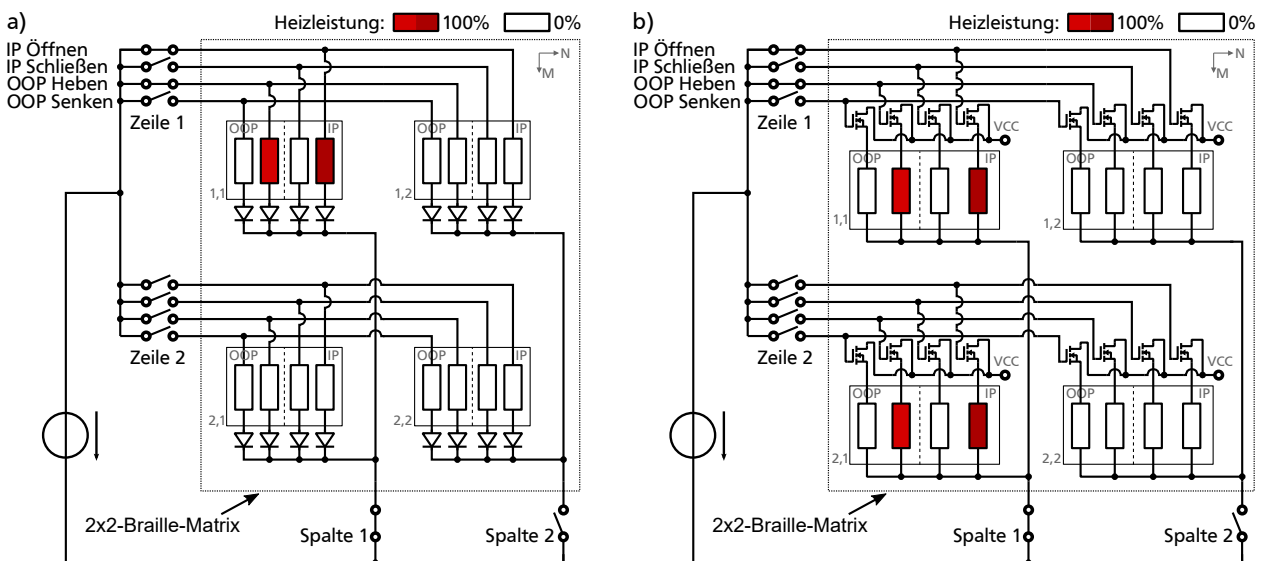


Abbildung 135: Ansteuerungskonzepte mit Halbleiterbauelementen und gemeinsamer elektrischer Masse am Beispiel einer 2x2-Braille-Matrix: a) Schaltbild mit Dioden; b) Schaltbild mit N-Kanal-MOSFETs.

8.6.2 Zeitmultiplex-Ansteuerung

Eine Modellrechnung mit einem thermischen Netzwerk in Anhang G zeigt am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK, dass sich durch die gepulste Ansteuerung eines Aktors nahe an den Heizelementen Temperaturspitzen oberhalb der durch das Polymer bestimmten Maximaltemperatur ergeben. Da die Amplitude der Temperaturspitzen mit steigender Ansteuerfrequenz sinkt und

bereits bei Ansteuerfrequenzen ab 1 kHz nur sehr geringe Temperaturerhöhungen von 1,2°C auftreten, ist eine Impulsansteuerung mit entsprechender elektronischer Schaltung möglich. Gemäß dem in der Modellrechnung gewählten Puls-Pause-Verhältnis von 1:15 können in einem Ansteuermodul bis zu 16 elektrothermische Aktoren im Zeitmultiplex angesteuert werden.

Eine Leistungsquelle zur Impulsansteuerung der Aktoren wird als Erweiterung für den entwickelten Messstand (Motion-Analyzer) von Dörr und Schäfer konzipiert [298], kann jedoch im Rahmen des Forschungsprojektes MOBILiZE nicht fertiggestellt werden [496].

Im Laborversuch wird durch das Unternehmen metec ein in Abb. 136 gezeigter In-plane-Aktor aus PEEK (Charge B, vgl. Abb. 123) mittels einer Impulsspannungsquelle angesteuert und die Auslenkungen werden qualitativ ausgewertet. Bei der Ansteuerung des Aktors mit Rechtecksignalen im Puls-Pause-Verhältnis von 1:19 und einer Spannung von 3,6V entsteht in dem Heizelement mit einem Widerstand von 5 Ω eine Leistungsaufnahme von ca. 130 mW. Die Ansteuerfrequenz liegt dabei mit einer Pulsdauer von 50 μ s und einer Pausendauer von 950 μ s bei 2 kHz. Mit einer Einschaltdauer von jeweils 2 s und anschließenden Abkühldauer von 3 s werden Auslenkungen beobachtet, die deutlich über der 70 μ m breiten Überlappung am Formschluss liegen. In einem einfachen Lebensdauertest werden mit den genannten Einstellungen mehr als 30.240 Schaltspiele an dem untersuchten Aktor erreicht [299], wobei der Aktor allerdings nicht zerstört wird.

Testweise werden auch höhere Leistungsaufnahmen erprobt, wobei sich die Auslenkung des Aktors bis 203 mW erhöht. Ab Leistungsaufnahmen von ca. 250 mW wird am Aktor ein Rückgang der Auslenkung beobachtet, was eine Übersteuerung über die zulässige Maximaltemperatur vermuten lässt.

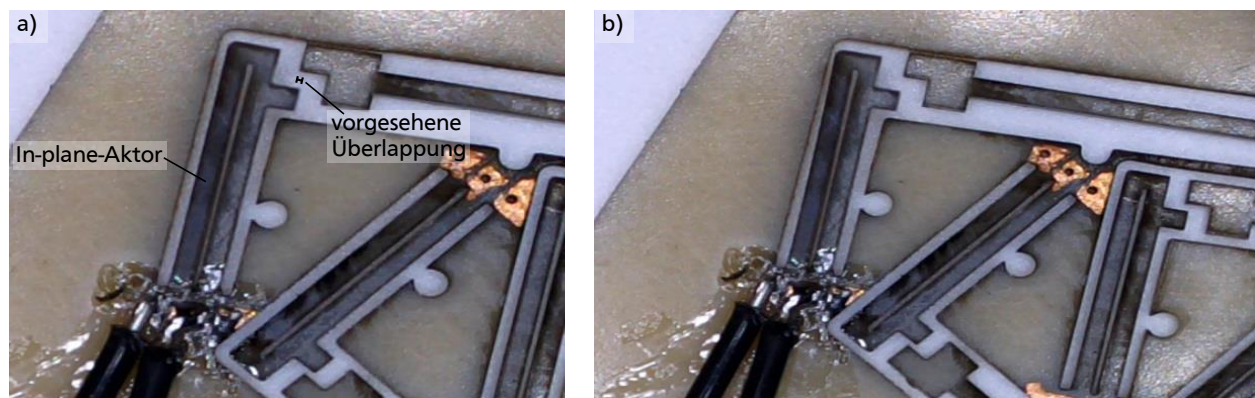


Abbildung 136: In-plane-Aktor aus PEEK (Charge B) im Laborversuch mit Impulsansteuerung: a) Aktor im unbestromten und abgekühlten Zustand; b) Aktor bei einer Leistungsaufnahme von ca. 130 mW zeigt eine Auslenkung größer als die vorgesehene Überlappung am Formschluss. Der Spalt neben dem In-plane-Aktor besitzt eine Breite von ca. 200 μ m. Abbildungen entnommen aus [299].

8.6.3 Größe und Leistungsbedarf

Zur Bestimmung der Eigenschaften eines vollständigen Braille-Flächendisplays mit elektrothermischen Antrieben werden im Folgenden Abschätzungen zur Größe und dem erforderlichen Leistungsbedarf diskutiert. Um eine Vergleichbarkeit mit dem kommerziellen Stand der Technik zu erzielen, orientieren sich die folgenden Abschätzungen an der Größe des kommerziell erhältlichen Hyperflat [34] mit 3.648 Braille-Pins.

Leistungsbedarf

Mit einem wie im *Hyperflat* [34] eingesetzten Energiespeicher mit nominal 14,8 Wh und dem für die Aktoren aus SUEX ermittelten Energiebedarf von 676 mJ beim Heben und 788 mJ beim Senken eines Braille-Pins lassen sich die durchführbaren Schaltspiele in einem tragbaren Braille-Display abschätzen. Die Nutzkapazität von Lithium-Ionen-Energiespeichern liegt zugunsten der Batterielebensdauer allerdings üblicherweise unterhalb der nominalen Werte, bei Elektrofahrzeugen beispielsweise nur bei ca. 82...97% der Bruttokapazität [300]. Unter der Annahme, dass 90% der gesamte Energiespeicher zum Betrieb der Antriebe genutzt werden kann, ergeben sich 32.747 durchführbare Schaltspiele (Heben und Senken). Durch die hohe Anzahl der Braille-Pins ist damit eine Bewegung aller Braille-Pins nur 9 mal durchführbar, dies ist für den realen Seitenaufbau jedoch kaum relevant. Da bei der Nutzung eines Braille-Displays nur ein Bruchteil der Braille-Pins beim Seitenaufbau gesetzt werden und dabei nur entweder ein Heben oder ein Senken des Braille-Pins durchgeführt werden müssen, kann i.d.R. eine größere Anzahl an darstellbaren Seiten erreicht werden. Unter der Annahme von im Mittel nur 30% beteiligter Braille-Pins pro Seitenaufbau ergeben sich 60 darstellbare Seiten. Bei einem Seitenaufbau pro Minute (20 s Seitenaufbau + 40 s Lesen) können damit rechnerisch Nutzungsdauern von ca. 1 h erreicht werden.

Neben dem Energiebedarf der Braille-Antriebe müssen in einem vollständigen Braille-Display allerdings auch die Leistungsaufnahmen u.a. für ein Temperaturmanagementsystem, ein Batteriemanagementsystem, die Anwendungssteuerung, drahtlose Kommunikationsschnittstellen, für ein Nutzereingabesystem (ggf. mit kapazitiver Tastoberfläche) und ggf. für ein Sprachausgabesystem mit einfließen. Zudem müssen im Gesamtsystem auch Verluste in den Zuleitungen sowie durch Stromumwandlung in den Wechselrichtern des Energiespeichers berücksichtigt werden sowie der Wirkungsgrad der Ansteuerelektronik. In einem vollständigen Braille-Display ist daher bei Nutzung der entwickelten elektrothermischen Antriebe mit deutlich geringeren Nutzungsdauern zu rechnen.

Größe und Gewicht

Die Höhe einer einzelnen Antriebslage ergibt sich aus der Gesamtdicke der Aktoren aus SUEX von ca. 500 μm und den zwei benötigten Abstandsschichten, die sowohl für die Bewegungsfreiheit der Aktoren als auch für die elektrische Kontaktierung und Verdrahtung der Aktoren und auch zur Integration der vorgesehenen MOSFETs notwendig sind. Mit einer Dicke der Abstandsschichten von jeweils ca. 1 mm ergibt sich eine Höhe einer einzelnen Antriebslage von ca. 2,5 mm und somit für alle 5 Antriebslagen aus dem Entwurf gemäß [Abb. 119](#) eine Gesamtmindesthöhe von ca. 12,5 mm der Braille-Antriebe.

Das Gewicht der vollständigen Braille-Antriebe lässt sich auch ohne einen detaillierten Gesamtentwurf grob durch die wesentlichen Bauteile abschätzen. Als größter Gewichtsanteil lässt sich die Masse der polymeren Aktoren für ein Display mit 3.648 Braille-Pins zu ca. 340 g abschätzen, wenn ein Antriebsblock mit Abmessungen von 190 mm x 120 mm x 12,5 mm als SUEX-Vollmaterial modelliert wird. Die Masse von Hohlräumen im Antriebsblock wird in der Abschätzung zugunsten der Masse von Zuleitungen und Kontakten vernachlässigt. Für die jeweils 4 Heizelemente eines Antriebs lassen sich zwei miniaturisierte Doppel-MOSFETs vom Typ FDME1024N2T [301] mit jeweils 0,037 g einsetzen, sodass sich für die vollständige Matrix ein Gesamtgewicht von 270 g für die benötigten Halbleiterbauelemente ergibt. Die Braille-Pins besitzen aufgrund unterschiedlicher Stiftlängen unterschiedliche Massen, allerdings ergibt sich mit einem mittleren Gewicht von jeweils 0,04 g pro Pin ein Gewicht von 146 g für alle Braille-Pins. Aus dem Gesamtgewicht von ca. 760 g bei 3.648 Braille-Pins ergibt sich, dass für größere oder kleinere Displays ein durchschnittliches Gewicht von mindestens 0,2 g pro angetriebenem Braille-Pin berücksichtigt werden muss.

Da die Aktoren im Braille-Array die eingespeiste Wärmeenergie nicht über freie Konvektion an die Außenluft abgeben können und sich die Wärme nur über Wärmeleitung in den Antriebsmodulen und dem Braille-Display verteilt, muss bei mehreren Antriebsbewegungen hintereinander berücksichtigt werden, dass sich ggf. noch Restwärme im Antriebssystem befindet. In einem vollständigen Braille-Display ist es daher zweckmäßig, ein Temperaturmanagementsystem mit Messung der einzelnen Aktortemperaturen vorzusehen oder ein Kühlsystem in die Antriebseinheit zu integrieren. Etwaige benötigte Zwischenschichten zur Wärmeableitung und deren Schichtdicken können allerdings die Gesamthöhe und das Gewicht der vollständigen Braille-Antriebe noch erhöhen.

Da die Antriebe für Braille-Displays typischerweise aus einzelnen Modulen mit kleinerer Fläche zusammengesetzt werden, müssen in den Abmessungen und im Gewicht der gesamten Antriebseinheit auch weitere Bauteile und Komponenten zur mechanischen Fixierung und elektrischen Kontaktierung berücksichtigt werden. Diese werden im Rahmen des Forschungsprojektes *MOBILIZE* jedoch nicht detailliert ausgearbeitet. In die Abmessungen und das Gewicht eines vollständigen Braille-Displays gehen neben der betrachteten Antriebseinheit zusätzlich alle benötigten Elektronikkomponenten, das Gehäuse inkl. Tastplatte, und für mobile Geräte auch der benötigte Energiespeicher mit ein.

8.7 Eignung der Antriebe für Braille-Flächendisplays

Die erprobten Herstellungsverfahren zeigen, dass sowohl mit Fertigungsprozessen aus der Leiterplattenfertigung als auch mit mikrotechnischen Fertigungsverfahren Aktoren aus unterschiedlichen Kunststoffen hergestellt werden können. Bei der mikrotechnischen Herstellung von Aktoren aus SUEX erweist sich der entwickelte substratlose Fertigungsprozess allerdings als aufwändig und fehleranfällig beim Lösen und Einsetzen der strukturierten SUEX-Schichten in unterschiedliche Passformen. Durch die eingesetzten händischen Sprühprozesse ist zudem die Reproduzierbarkeit bei der Herstellung der metallischen Heizelemente auf den polymeren Verformungskörpern im Laborversuch gering. Bei dem verwendeten Herstellungsverfahren mit Prozessen der Leiterplattenfertigung kommt es durch Handlingsprobleme der Klebstoffschichten zu Verklebungen in der Verriegelungszone zwischen In-plane- und Out-of-plane-Aktor, die bisher nur mit aufwändiger manueller Nacharbeit korrigiert werden können. Die hergestellten Antriebsmodule weisen zudem eine deutlich sichtbare Welligkeit in den Aktorstrukturen und entsprechende Abweichungen von der Sollgeometrie auf. Sowohl die Fertigungsverfahren mit Prozessen der Leiterplattenfertigung als auch die erprobten mikrotechnischen Fertigungsverfahren erweisen sich durch die hohe Anzahl an Funktionsschichten als anspruchsvoll und führen zu einer geringen Ausbeute an nutzbaren Aktoren. Beide Fertigungsverfahren weisen daher für eine wirtschaftliche Herstellung noch Optimierungsbedarf auf.

Durch die Wärmeausdehnung der Materialien, die thermischen Prozesse und den dadurch bedingten Versatz in den mehrlagigen Kunststoffschichten erweisen sich die Herstellungsprozesse nicht als beliebig skalierbar. Die Herstellung von kleinflächigen Displaymodulen von wenigen Zentimetern Kantenlänge erscheint damit aber prinzipiell realisierbar. Fertigungsprozesse zur Fertigung von vollständigen Antriebsmodulen mit elektrischer Matrix-Kontaktierung und Prozesse zum Zusammenfügen der Module können im Rahmen dieser Arbeit nicht weiterführend untersucht werden.

Die hergestellten Aktoren aus SUEX erreichen bei der Charakterisierung ausreichende In-plane- und Out-of-plane-Auslenkungen, um die Bewegungen zum Öffnen und Verriegeln eines Formschlusses zu ermöglichen sowie eine Höhendifferenz für Braille-Pins von $\pm 250 \mu\text{m}$ zur Verfügung zu stellen. Bei der Senkbewegung der Out-of-plane-Aktoren wird die notwendige Auslenkung nur sehr knapp überschritten, sodass der Arbeitspunkt in einem funktionsfähigen Demonstrator z.B.

mit einer Höhendifferenz von $\pm 200 \mu\text{m}$ etwas niedriger gewählt werden muss oder eine weitere Geometrieoptimierung der Aktoren notwendig ist. Der realisierte Formschluss erweist sich in der Gesamthöhe der Rastnasen als zu groß, sodass der Einrastmechanismus mit den hergestellten Aktoren nicht erprobt werden kann. Ein geeigneter Entwurf für die Rastnasen mit einer geringeren Gesamthöhe liegt in [Abb. 130 b](#) vor und lässt sich prinzipiell mit weiteren polymeren Schichten im Verformungskörper umsetzen. Die Blockierkräfte in Hubrichtung der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX liegen oberhalb der geforderten 5 mN und reichen damit zum Heben eines Braille-Pins aus.

Die hergestellten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK erreichen bei der Charakterisierung aufgrund der geschilderten Abweichungen zur Sollgeometrie nicht die erforderlichen Auslenkungen, um die Bewegungen zum Öffnen und Verriegeln eines Formschlusses zu ermöglichen. Der vorgesehene bistabile Mechanismus des Braille-Antriebs kann daher mit den hergestellten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK nicht realisiert werden. Durch die geschilderten Abweichungen zur Sollgeometrie weichen die charakterisierten Auslenkungen der In-plane-Aktoren um bis zu 12...41% und der Out-of-plane-Aktoren um bis zu 42...65% von den berechneten Werten des FEM-Modells ab. Die ebenfalls großen Abweichungen bei der Leistungsaufnahme deuten darauf hin, dass das Verhalten elektrothermischer Aktoren deutlich von den thermischen Randbedingungen zur umgebenden Geometrie abhängt. Es ist daher naheliegend, dass die Aktoren in der freiliegenden Charakterisierung und beim Einbau in ein geschlossenes System (Braille-Flächendisplay) deutlich unterschiedliche Eigenschaften aufweisen können.

Zur Ansteuerung der Aktoren in einer Braille-Matrix wird eine gepulste Leistungszufuhr exemplarisch an einem In-plane-Aktor aus PEEK untersucht. In den dabei durchgeführten Dauertests werden 30.240 Schaltspiele erreicht, was jedoch noch unterhalb der geforderten 10^6 Schaltspiele liegt. Die tatsächlich erreichbaren Lebensdauern von Braille-Displays mit elektrothermischen Aktoren und integrierten bistabilen Mechanismen können im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht ermittelt werden.

Zum Umschalten von Braille-Pins bzw. für einen vollständigen Seitenaufbau wird eine Dauer von ca. 10 s ermittelt, sodass sich die entwickelten Antriebe nur für quasistatische Displays eignen und nicht zur echtzeitfähigen Anzeige von Braille-Schrift. Für das Blinken eines Cursors kann die erforderliche Schaltfrequenz von 1 Hz nicht erreicht werden. Bei den Untersuchungen sind allerdings der Einfluss eines Kühlsystems auf die Dynamik oder eine mögliche Übersteuerung der Heizleistung gemäß [Anhang F](#) nicht berücksichtigt. Die Übersteuerung der Aktoren setzt allerdings einen entsprechenden Steuerungsaufwand und eine sehr genaue Kenntnis der Aktorparameter voraus, wenn sehr kurze Einschaltzeiten realisiert werden sollen.

Der ermittelte Energiebedarf von 676 mJ beim Heben und 788 mJ beim Senken eines Braille-Pins liegt gemäß den Abschätzungen in [Abschnitt 2.1](#) ca. um den Faktor 5 über dem Energieverbrauch bisheriger kommerzieller Braille-Displays und geringfügig über dem geforderten Wert von 0,5 J. Abschätzungen zur Nutzungsdauer von mobilen Braille-Displays mit elektrothermischen Antrieben zeigen, dass mit einem zu kommerziellen Produkten vergleichbaren Energiespeicher eine moderate Anzahl von 60 darstellbaren Seiten und moderate Betriebsdauern erreichbar sind. Die geschätzte Bauhöhe von 12,5 mm für die 5 Antriebslagen und das ermittelte Gewicht der Antriebe erfüllen die Anforderungen hinsichtlich der Baugröße sowohl für mobile als auch stationäre Displays. Durch die relativ hohe Leistungsaufnahme der Antriebe erscheint jedoch ein Einsatz der Antriebe in netzgebundenen oder mobilen Braille-Displays mit einer geringen Anzahl von Schaltspielen (z.B. für Braille-Etiketten) wahrscheinlicher.

Die haptische Beurteilung von Braille-Displays mit den entwickelten bistabilen Antrieben wird im BMBF-Forschungsprojekt *MOBILizE* in Zusammenarbeit mit der *Deutsche Blindenstudienanstalt e. V.* durch Nutzertests mit Blinden und Sehbehinderten ermittelt [[496](#), [302](#)]. Da im Rahmen dieser Arbeit keine vollständigen und funktionsfähigen Prototypen der Antriebe realisiert werden können,

werden beim Aufbau der Testobjekte Antriebslagen aus SUEX ohne Heizelemente verwendet, welche vor dem Einbau händisch unter dem Mikroskop in jeweils eine der beiden bistabilen Positionen bewegt werden. **Abb. 137** zeigt die drei verwendeten Testobjekte mit jeweils 5 Braille-Zeichen. Beim Aufbau der Testobjekte werden eigens angefertigte Gehäuse mit Trägerplatten aus Aluminium verwendet, in welche die Antriebslagen einzeln verbaut werden. Der Zusammenbau der 5-Schicht-Anordnung und die Durchführung der Braille-Pins durch alle darüber liegenden Antriebslagen bringt bedingt durch die engen Spaltmaße und den Versatz in den polymeren Schichten einen sehr hohen Montageaufwand mit sich. Luftspalte und Toleranzen in den Schichtdicken führen bei den Testobjekten zu einem inhomogenen Tastbild. Für kommerzielle nutzbare Braille-Displays mit elektrothermischen Antrieben muss daher insbesondere die Fertigungsgenauigkeit der mehrlagigen Polymerstrukturen erhöht und eine reproduzierbare Verbindungstechnik verwendet werden.

Eine Bewertung erfolgt durch die ermittelten Fehlerraten einer Punktmustererkennung an einzelnen Braille-Zeichen und eine subjektive Bewertung der Probanden im Vergleich zu bekannten kommerziellen Braille-Zeilen. **Abb. 138** zeigt das Ergebnis der Auswertung für die einzelnen Braille-Pins, die bedingt durch Fertigungstoleranzen unterschiedlich fühlbare Stifthöhen erreichen und einzelne Pins dadurch nicht oder nur schwach ertastbar sind. Zu tief verbaute Braille-

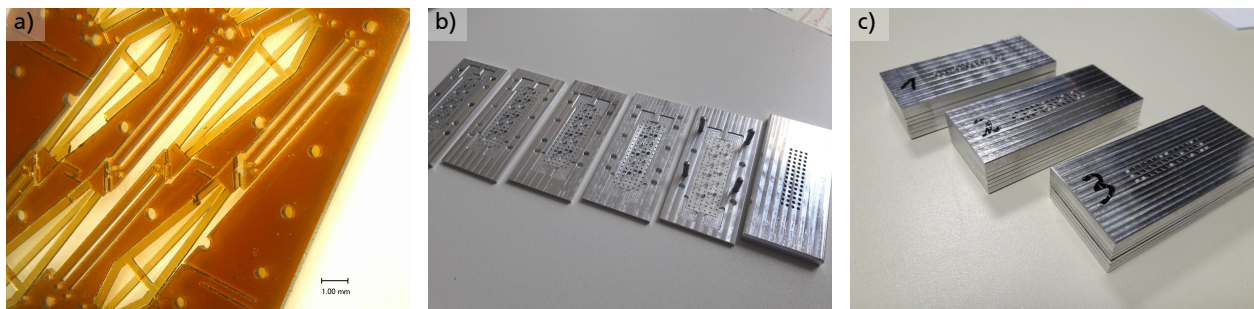


Abbildung 137: Hergestellte Testobjekte für den abschließenden Probandentest im BMBF-Forschungsprojekt *MOBILize* [496]: a) Passive Aktorstrukturen aus SUEX ohne Heizelemente, bei denen der rechte Antrieb händisch in eine erhöhte Position bewegt ist; b) Tastplatte und 5 Trägerplatten für Aktorstrukturen aus Aluminium; c) Testobjekte mit montierten Taststiften. Abbildungen dem eigenen Projektbericht [496] entnommen.

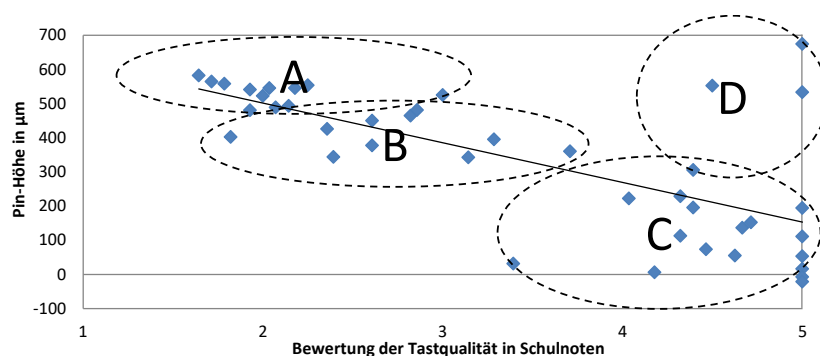


Abbildung 138: Bewertung der lesbaren Braille-Stifte beim Probandentest in Abhängigkeit der durch den Einbau resultierenden fühlbaren Stifthöhe: A) Braille-Stifte mit fertigungsbedingt zu hoher Stift-Höhe; B) Braille-Stifte mit zu erwartenden Höhen in einem serienfertigen Produkt; C) Braille-Stifte mit fertigungsbedingt zu niedriger Höhe; D) Braille-Stifte, die während der Probandentests unter die Tastoberfläche rutschen. Mit Änderungen dem eigenen Projektbericht [496] entnommen.

Stifte oder Stifte, die während der Probandentests unter die Tastoberfläche rutschen, schneiden nur mit ausreichenden bis ungenügenden Noten ab. Die Braille-Pins mit Stifthöhen, die dem ursprünglichen Entwurf entsprechen und in einem serienfertigen Produkt zu erwarten sind, erhalten im Probandentest gute bis befriedigende Bewertungen [496].

9 Fazit und Ausblick

In den folgenden Abschnitten werden die einzelnen Forschungsergebnisse dieser Arbeit zusammengefasst und Ausblicke auf Optimierungsmöglichkeiten, offene Fragestellungen und weiterführende Arbeitspakete gegeben. Im Anschluss wird ein weiterführendes Antriebskonzept für Braille-Flächenantriebe präsentiert sowie weitere potentielle Anwendungsfelder für polymere elektrothermische Aktoren dargelegt.

9.1 Zusammenfassung der Forschungsergebnisse

Mit der vorliegenden Arbeit wurde die Nutzung polymerer elektrothermischer Aktoren in Braille-Displays untersucht. Im Folgenden werden die Ergebnisse für die einzelnen Abschnitte und Arbeitspakete diskutiert und Optimierungsmöglichkeiten für weiterführende Arbeiten dargelegt.

Zur Materialauswahl wurden für eine Vielzahl von Kunststoffen Literaturwerte gesammelt und in [Kapitel 4](#) visuell aufbereitet. Die Gegenüberstellungen zeigen von anderen Materialien bekannte Zusammenhänge zwischen dem Wärmeausdehnungskoeffizienten, dem Elastizitätsmodul und der Glasübergangstemperatur detailliert nun auch für Kunststoffe und machen die Herausforderung bei der Materialauswahl deutlich, da Kunststoffe mit hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten i.d.R. ein niedriges Elastizitätsmodul und eine niedrige Glasübergangstemperatur aufweisen. Eine Eingrenzung der Kunststoffe erfolgt sowohl anhand der Literaturdaten als auch anhand von eigenen Messungen zur Steifigkeit der Materialien. Zum einen wird dabei das temperaturabhängige Schermodul im Torionsschwingversuch und der temperaturabhängige Elastizitätsmodul im Zugversuch gemessen. Da es bei den Zugversuchen bedingt durch das eingesetzte Gerät nur möglich ist, Messpunkte für zwei Temperaturpunkte und keinen vollständigen Kurvenverlauf aufzunehmen, lassen sich die Ergebnisse beider Methoden in der durchgeführten Analyse zum charakteristischen Steifigkeitsverlust nicht in Deckung bringen. Um die Auswirkung der unterschiedlichen Materialien auf die Aktoreigenschaften aufzuzeigen, werden die Kunststoffkandidaten sowohl durch FEM-Simulation als auch durch die Herstellung und Charakterisierung von Referenzaktoren verglichen. Die Herstellung der Aktoren zeigt im Fertigungsprozess allerdings eine geringe Ausbeute, da beim händischen Aufsprühen des flüssigen Photoresists auf der strukturierten Polymerschicht durch Oberflächenspannung Krümmungen und Materialspannungen in den Photoresist eingebracht werden. Durch Auswertung der Simulationsergebnisse und der Messdaten fällt die Auswahl der Kunststoffe zum Aufbau von Aktoren in dieser Arbeit auf PEEK und SUEX.

Für die eingesetzte PEEK-Folie werden in [Kapitel 5](#) die temperaturabhängigen Verläufe des Wärmeausdehnungskoeffizienten und des Elastizitätsmoduls ermittelt. Die Charakterisierung wird zur Absicherung mit mehreren Verfahren durchgeführt, die Ergebnisse zeigen allerdings chargenbedingte Abweichungen. Werte für die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität werden aus der Literatur übernommen. Für SUEX werden bekannte Materialdaten des ähnlichen Kunststoffs SU-8 herangezogen. Eine Bestimmung des Emissionsgrads für PEEK, SUEX und für die eingesetzten metallischen Beschichtungen aus Aluminium und Kupfer erfolgt im Rahmen der Arbeit mit zwei Versuchsaufbauten. Die bestimmten Werte sind in der Genauigkeit begrenzt, da bei Methode A die Wärmeemission der als Unterlage verwendeten Kupferplatte und bei Methode B die Proben temperatur der untersuchten Folien vernachlässigt werden. Die grobe Bestimmung der Emissionsgrade mit diesen Aufbauten erweist sich für diese Arbeit allerdings als ausreichend, da die Strahlung nur einen geringen Teil der Wärmeverluste an den untersuchten Referenzaktoren ausmacht.

Zur Modellierung elektrothermischer Aktoren wurden in [Kapitel 6](#) sowohl analytische Modelle als auch FEM-Modelle zur Beschreibung des thermischen und des mechanischen Verhaltens erarbeitet. Am Beispiel der Pseudobimorph-Referenzaktoren sind dabei für alle untersuchten Modelle die

Berechnungsergebnisse von Leerlaufauslenkungen, den erreichbaren Kräften, Einschaltzeiten und der Leistungsaufnahme mit entsprechenden Messdaten gegenübergestellt.

Bei der thermischen Modellierung werden in der vorliegenden Arbeit lediglich einzelne Aktoren, aber kein Array modelliert. Die Modellbildung beschreibt die Aktoren als freiliegenden Körper an Luft, sodass eine Übereinstimmung mit den Bedingungen der Charakterisierung gewährleistet werden kann. Eine Untersuchung der wirkenden Wärmetransportmechanismen zeigt, dass sich der Wärmestrom bedingt durch Konvektion als dominanter Anteil erweist. Dies wird auch durch die unterschiedlichen FEM-Modelle I bis III bestätigt, die sich in den thermischen Randbedingungen bzgl. der Wärmestrahlung und der Wärmeleitung der Luft unterscheiden. Der geometrieabhängige Konvektionskoeffizient wird in drei untersuchten Modellen als mittlerer Konvektionskoeffizient vorgesehen, anhand von Literaturwerten und analytischer Berechnungen mit dimensionsloser Wärmekennzahlen im Bereich von $14...40 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ eingegrenzt und durch den Abgleich von den jeweiligen Simulationsergebnissen mit entsprechenden Messdaten näher bestimmt. Die Bestimmung des Konvektionskoeffizienten erfolgt in den thermischen Modellen mithilfe von Messwerten zu der Leistungsaufnahme, zu den Aufheizzeiten und der Temperaturverteilung von Referenzaktoren. Im Vergleich zeigt sich, dass sich die bestimmten Konvektionskoeffizienten deutlich voneinander unterscheiden und dass keines der Modelle sowohl hinsichtlich der Leistungsaufnahme, der Aufheizzeit als auch der Temperaturverteilung mit den Messdaten in Deckung gebracht werden kann. Mit Modell III, das im Vergleich die niedrigste Abweichung zwischen berechneter und gemessener Temperaturverteilung ausweist, gelingt es mit einem Konvektionskoeffizienten von $7...15 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ zumindest, sowohl die Temperaturverteilung als auch die Leistungsaufnahme mit den Messergebnissen in Deckung zu bringen. Die verbleibenden Abweichungen zwischen den thermischen Modellen und den Messdaten werden durch Störeinflüsse auf die zugrunde gelegten Messgrößen erklärt, wie z.B. Einflüsse von Herstellungstoleranzen des Verformungskörpers oder Unterätzungen an den Heizelementen auf die gemessenen Temperaturprofile. Durch die geringe Anzahl an hergestellten Aktoren können diese aber nicht herausgerechnet werden.

Bei der mechanischen FEM-Modellierung erweisen sich die mechanischen Berechnungsergebnisse ebenfalls als abhängig vom Konvektionskoeffizienten. Für die drei im Rahmen der Arbeit untersuchten FEM-Modelle werden auch die mechanischen Berechnungsergebnisse mit den gemessenen Auslenkungen und Kräften realer Referenzaktoren aus PEEK gegenübergestellt. Die Untersuchung der mechanischen Berechnungsergebnisse zeigt, dass je nach Wahl des thermischen Simulationsmodells, der Materialparameter und des Konvektionskoeffizienten entweder die Leerlaufauslenkung oder die Leistungsaufnahme in Übereinstimmung mit den Messdaten gebracht werden kann. Die berechneten Kräfte können jedoch mit keinem der untersuchten FEM-Modelle und auch mit dem erprobten analytischen Ansatz nicht in Deckung mit den Messdaten gebracht werden. Die Haupteinflüsse auf die mechanischen FEM-Berechnungsergebnisse und die Abweichungen zu den jeweiligen Messergebnissen werden wie folgt identifiziert:

- Herstellungstoleranzen und entsprechende Geometrieabweichungen zwischen Simulation und realen Aktoren, z.B. verursacht durch Folienwölbung aufgrund prozessbedingter Materialspannungen
- Unterschiedliche Vernetzungseinstellungen und Modellierungsarten der Heizelemente
- Abweichungen der modellierten zu den realen Materialkennwerten, z.B. hinsichtlich Anisotropie in den verwendeten Folienmaterialien sowie chargenbedingte Schwankungen und Alterungseffekte
- Abweichungen zwischen der berechneten und der realen Temperaturverteilung, insbesondere durch die Wahl des Konvektionskoeffizienten

Für die Übertragbarkeit der untersuchten FEM-Modelle auf andere Aktorgeometrien ist festzuhalten, dass aufgrund der Geometrieabhängigkeit des Konvektionskoeffizienten kein thermo-mechanisches Modell entwickelt werden konnte, welches die konvektiven Wärmeverluste unabhängig von der Modellgeometrie berücksichtigt. Auf Basis der aufgestellten analytischen Gleichungen konnte allerdings das Skalierungsverhalten sowohl für den Konvektionskoeffizienten als auch für alle relevanten Kenngrößen eines elektrothermischen Aktors abgeleitet werden. Da im Rahmen der Arbeit keine Aktoren in skalierten Größen hergestellt wurden, bleibt der messtechnische Abgleich der Prognosen offen. Mit den in der Arbeit betrachteten analytischen Ansätzen wird zudem am Beispiel des Einschaltverhaltens soweit bekannt erstmalig der Wirkungsgrad eines Pseudobimorph-Referenzaktors abgeschätzt. Der niedrige rechnerische Gesamtwirkungsgrad für Referenzaktoren von ca. 0,00064% liegt dabei in der gleichen Größenordnung wie ein aus der Messung bestimmbarer Wirkungsgrad von ca. 0,0002%. Als Hauptursache für die niedrige Effizienz kann die thermo-mechanische Wandlung identifiziert werden. Die niedrigen Werte gelten zwar nur für die Aktorgeometrie der untersuchten Referenzaktoren, weisen aber bereits darauf hin, dass elektrothermische Aktoren in der selben Größenordnung nur wenig für mobile Anwendungen mit begrenzter Leistungsaufnahme geeignet sind. Für den Entwurfsprozess von elektrothermischen Aktoren mit anderen Abmessungen werden im Rahmen der Arbeit zudem die beiden als nominaler Wirkungsgrad und als leistungsbezogene Nutzarbeit bezeichneten Optimierungsfunktionen aufgestellt und deren Eigenschaften diskutiert. Zum Vergleich unterschiedlicher Aktoren wird in [Anhang A](#) die leistungsbezogene Nutzarbeit als Kennzahl für alle am Fachgebiet M+EMS realisierten Aktoren bestimmt.

Zum Entwurf elektrothermischer Antriebe wurde in [Kapitel 2](#) aus dem erarbeiteten Stand der Technik zu taktilen Anzeigeelementen und Braille-Displays ein umfangreicher Anforderungskatalog für die in dieser Arbeit zu entwickelnden Antriebe erstellt. Die Anforderungen umfassen dabei sowohl zwingende Anforderungen zur Baugröße im 2,5 mm x 2,5 mm-Raster, zur Aktorauslenkung von 500 μm und der erreichbaren Kraft von 5 mN als auch wünschenswerte Anforderungen z.B. bzgl. der Schaltfrequenz, des Energiebedarfs oder der fühlbaren Steifigkeit. Aufbauend auf einer Analyse von bistabilen Mechanismen in der Mikrosystemtechnik und dem Vergleich geeigneter Aktorbauformen wird in [Kapitel 2](#) ein bistabiler Mechanismus mit Formgesperre ausgewählt, der sich platzsparend zwischen einem Out-of-plane- und einem In-plane-Pseudobimorphfaktor realisieren lässt. Für Linien- und für Flächendisplays wird das Antriebskonzept in zwei Ausführungen weiter ausgearbeitet. Während die Entwürfe für Braille-Liniendisplays Aktoren vorsehen, die den Hub von 500 μm in einer Richtung zurücklegen, kommen bei dem Antriebskonzept für Braille-Flächendisplays bidirektionale Aktoren zum Einsatz, die nur die Hälfte des Hubs in beiden Richtungen aufweisen müssen und daher mit geringerem Bauraum realisierbar sind. Die Antriebe für Braille-Liniendisplays lassen sich mit jeweils 2 bzw. 3 strukturierten Polymerschichten herstellen und können für ein vollständiges Antriebsmodul in einer treppenförmigen Anordnung von 4 Antriebslagen übereinander platziert werden. Für die Antriebe in Braille-Flächendisplays wird eine Out-of-plane-Aktorgeometrie mit rautenförmigen Balken entwickelt, die sich ebenfalls in 3 strukturierten Polymerschichten herstellen lässt und in der Wärme flüsse zwischen dem beheizten und unbeheizten Balken minimiert werden. Die rautenförmigen Aktoren erreichen dadurch im Vergleich zu den Pseudobimorphfaktoren mit parallelen Balken eine höhere Auslenkung bei vergleichbarer Balkenlänge. Da die Gesamtbreite der rautenförmigen Aktoren allerdings höher ausfällt, muss in dem Entwurf eine versetzte Anordnung von 5 Antriebslagen übereinander in Kauf genommen werden, um vollständige Antriebsmodule für Braille-Flächendisplays zu realisieren.

Für die Herstellung von Antrieben für Braille-Liniendisplays wurden im Rahmen der Arbeit Fertigungsverfahren für Aktoren aus den Dickschicht-Photoresisten SUEX und SU-8 entwickelt. Für die Antriebe in Braille-Flächendisplays wurden Fertigungsverfahren für Aktoren sowohl aus

SUEX als auch aus PEEK erprobt. Bei den Herstellungsverfahren mit Dickschicht-Photoresisten erweist sich das beobachtete Schrumpfen von SUEX und SU-8 beim Post- und Hardbake für die Herstellung vollständiger Antriebsmodule als problematisch, da sowohl Justagefehler in den Verformungskörpern als auch Defekte bei der Herstellung von Heizelementen begünstigt werden. Trotz der Verwendung von eigens entwickelten Passformen während der Prozessierung entstehen durch die begrenzte Tiefenschärfe des verwendeten Belichters und durch einen händischen Sprühprozess Justagefehler und Defekte, sodass nur wenige funktionsfähige Aktoren hergestellt wurden. Die Aktoren aus PEEK werden in unterschiedlichen Chargen durch das Unternehmen *ANDUS* mit massenfertigungstauglichen Verfahren aus der Leiterplattenfertigung und mit insgesamt 4 strukturierten Polymerschichten hergestellt. Durch die hohe Anzahl an Schichten ergeben sich bei der Justage trotz der jeweils eigenen optischen Registrierung und Skalierung für jedes Antriebsmodul Herstellungsfehler und daher auch in der zuletzt hergestellten Charge D eine niedrige Ausbeute an funktionsfähigen Aktoren. Die Herstellung von PEEK-Aktoren zeigt aber, dass elektrothermische Aktoren prinzipiell mit Prozessen der Leiterplattenfertigung hergestellt werden können.

Durch den in [Kapitel 3](#) vorgestellten Messstand war es möglich, alle hergestellten Aktoren hinsichtlich der für Braille-Antriebe relevanten Aktoreigenschaften zu charakterisieren. Durch die Erweiterung des von *Staab* entwickelten Messstandes gelingt es, die In-plane-Messungen mittels des eingesetzten Kamerasystems und die Out-of-plane-Messungen mit einem Lasertriangulator sogar gleichzeitig durchzuführen. Die von *Staab* [158] bestimmte Messfehlergrenze der In-plane-Messung von 0,2% erhöht sich durch den veränderten optischen Aufbau zwar auf 1,4%, dies entspricht bei den gemessenen In-plane-Auslenkungen im Bereich von 60...120 μm aber nur geringen maximalen Messabweichungen von 0,8...1,7 μm . Eine rechnerische Entzerrung der festgestellten kissenförmigen Verzeichnung erfolgt nicht, kann aber in weiteren Arbeiten zur Vergrößerung des Messbereichs erfolgen. Für den Lasertriangulator wird durch Aufnahme einer einmalig aufgenommenen Kalibrierkurve die Winkelfehler in der optischen Anordnung ausgeglichen. Im relevanten Messbereich wird ein verbleibender maximaler Fehler von 19,3 μm festgestellt, die Auslenkungen der charakterisierten Out-of-plane-Aktoren liegen aber deutlich höher im Bereich von -260...340 μm . Die eingesetzte Infrarotkamera ermöglicht Messungen mit einer Temperaturgenauigkeit von $\pm 2^\circ\text{C}$, was für die Aufzeichnung von Temperaturprofilen an den elektrothermischen Aktoren in dieser Arbeit ausreichend ist. Der eingesetzte Biegebalken-Kraftsensor wird für die unterschiedlichen Einbaupositionen kalibriert und eine Fehlergrenze von $\pm 0,275 \text{ mN}$ bestimmt, was für die Aktoren in dieser Arbeit mit Blockierkräften im Bereich von 5...35 mN ausreicht.

Die Charakterisierung der hergestellten In-plane-Aktoren für Liniendisplays aus SUEX zeigt, dass die Auslenkungen von 171...309 μm dazu ausreichen, den 150 μm breiten Verriegelungsbereich des Formschlusses zu überwinden. Auch die Auslenkungen von In-plane-Aktoren für Flächendisplays reichen mit 93...116, μm aus, um die 70 μm breite Überlappung an dieser Antriebsvariante zu überwinden. Mit den Out-of-plane-Aktoren für Linien-Displays gelingt es, Leerlaufauslenkungen von 543 μm bzw. kurzzeitig sogar 866 μm zu erreichen und daher die geforderten Leerlaufauslenkungen von 500 μm zu übertreffen. Die entwickelten Out-of-plane-Aktoren zeigen bei der Charakterisierung allerdings auch Nachteile für den Einsatz in Braille-Displays hinsichtlich der bestimmten Schaltenergie von 1,26 J pro Schaltvorgang, was über der gestellten Mindestanforderung von ca. 0,5 J liegt. Die ermittelte Schaltzeit des Antriebsmechanismus von 5,16 s liegt im Vergleich zu kommerziellen Displays mit Piezoantrieben zudem sehr hoch. Da die erreichbaren Kräfte an den Aktoren für Linien-Displays nicht messtechnisch bestimmt werden, kann die vollständige Funktionsfähigkeit im Rahmen nicht nachgewiesen werden. Für die in Flächen-Displays zum Einsatz kommenden Out-of-plane-Aktoren aus SUEX gelingt es ebenfalls, mit durchschnittlichen Auslenkungen von -253...+322 μm die geforderten

Auslenkungen von $\pm 250 \mu\text{m}$ zu überschreiten. Der Arbeitspunkt für einen funktionsfähigen Demonstrator wird aber etwas niedriger mit einer Höhendifferenz von $\pm 200 \mu\text{m}$ vorgeschlagen. Der realisierte Formschluss erweist sich in der Auslegung zudem als zu groß für die erreichten Auslenkungen, sodass der Einrastmechanismus mit den hergestellten Aktoren nicht erprobt werden kann. Für weiterführende Arbeiten zum untersuchten Antriebskonzept wird daher in [Abb. 130 b](#) eine geeignetere Geometrie der Rastnasen vorgeschlagen, die sich prinzipiell mit weiteren polymeren Schichten im Verformungskörper umsetzen lässt. Mit den erreichten Blockierkräften in Hubrichtung von ca. 7 mN gelingt es zwar, die benötigte Kraft zum Hub eines Braille-Pins von 5 mN zur Verfügung zu stellen, das in [Abschnitt 2.4](#) erläuterte und wünschenswerte Nachsetzverhalten ist damit allerdings nur bedingt möglich. Die Charakterisierung der SUEX-Aktoren zeigt weiterhin, dass der Energiebedarf von 676...788 mJ pro Schaltvorgang geringfügig über der gestellten Mindestanforderung von ca. 0,5 J liegt. Die entwickelten Antriebe weisen allerdings eine Dauer von ca. 10 s zum Umschalten eines Braille-Pins auf und sind daher nur bedingt zur echtzeitfähigen Anzeige von Braille-Schrift geeignet. Die entwickelten Antriebe können aber für quasi-statische Displays wie z.B. Braille-Etiketten verwendet werden.

Weiterführend werden für elektrothermische Aktoren in Matrixanordnung unterschiedliche Verdrahtungs- und Ansteuerungskonzepte dargelegt und entsprechende Vor- und Nachteile diskutiert. Für den Einsatz von elektrothermischen Aktoren in Braille-Displays wird ein Ansteuerkonzept mit MOSFETs mit einer zeilen- oder spaltenweisen Zeitmultiplex-Ansteuerung der Aktoren vorgesehen. Die hierfür notwendige Impulsansteuerung wird an einem Aktor aus PEEK erprobt und das Aufheizverhalten mittels eines thermischen Netzwerkmodells in [Anhang G](#) beschrieben. Während der Ansteuerung konnten mit einem Aktor 30240 Schaltspiele nachgewiesen werden, was jedoch unterhalb der geforderten 10^6 Schaltspiele liegt. In weiterführenden Arbeiten sind daher weitere Dauertests zur Bestimmung der erreichbaren Lebensdauer vorzunehmen.

9.2 Weiterführende Arbeitspakete, Optimierungsmöglichkeiten und anknüpfendes Antriebskonzept für Braille-Displays

Aus der vorliegenden Arbeit ergeben sich für die grundlegende Weiterentwicklung elektrothermischer Aktoren weiterführende Arbeitspakete z.B. bezüglich der Modellbildung und der Charakterisierung. Zur Optimierung der Aktoren kommen im Rahmen der Arbeit bereits mehrere Möglichkeiten zum Einsatz, wie z.B. Materialvergleiche, die Erprobung massenfertigungstauglicher Fertigungsverfahren oder die Geometrieoptimierung von Verformungskörpern und Heizelementen. Weiterführende Optimierungsansätze bieten sich z.B. zur Steigerung der Effizienz durch neue Materialwahl und -entwicklung und durch Optimierung der Temperaturverteilung, durch Reduktion der Ansprechzeiten, durch Nutzung additiver Fertigungsverfahren oder durch Sensorintegration. Im Folgenden werden zunächst mögliche Arbeitspakete zur Modellierung und Verbesserungen des entwickelten Messstandes erläutert und die genannten Optimierungsansätze beschrieben. Darüber hinaus wird auch ein anknüpfendes Antriebskonzept für Braille-Displays präsentiert. Teilweise sind die genannten Themen bereits in weiterführende Projektanträge eingeflossen [[303](#), [304](#)].

Verbesserte Modellbildung

Für die Weiterverwendung der in dieser Arbeit genutzten FEM-Modelle in weiterführenden Arbeiten ergeben sich Optimierungsmöglichkeiten sowohl durch die engere Eingrenzung des Konvektionskoeffizienten als auch durch die Wahl unterschiedlicher Konvektionskoeffizienten auf unterschiedlichen Flächen. Zum einen können für die vertikalen Flächen oder die Unterseite der Aktoren unterschiedliche Konvektionskoeffizienten berücksichtigt werden, die z.B. mittels dimensionsloser Kennzahlen der Wärmelehre für horizontale oder geneigten, beheizte Platten

abgeschätzt werden können. Zum anderen lässt sich der Konvektionskoeffizient weiter eingrenzen, wenn auf Basis der drei unterschiedlichen Modelle transiente mechanische Simulationen durchgeführt werden und eine Gegenüberstellung der berechneten mit den gemessenen mechanischen Ansprechzeiten erfolgt.

Zudem lassen sich weiterführende thermische Modelle entwickeln, welche die wirkenden Wärmetransportmechanismen besser abbilden. Ein Ansatz besteht in der Berücksichtigung von Luftbewegungen an den beheizten Flächen und im Luftspalt, die z.B. durch Kamin- bzw. Schloteffekte entstehen und Auswirkungen auf die effektive Wärmeleitfähigkeit des darin befindlichen Luftvolumens mit sich bringen. Allgemeine analytische Ansätze hierzu liefern die Navier-Stokes-Gleichungen für kompressible Fluide, die sich allerdings nur für wenige Spezialfälle lösen lassen. Zur Validierung dieses Ansatzes ist insbesondere die messtechnische Erfassung der Luftströmungen von Interesse, die z.B. über Mikro-Schlierenfotografie gewonnen werden kann [305]. Einen weiteren möglichen Detaillierungsansatz liefert auch die Berücksichtigung der sogenannten indirekten natürlichen Konvektion, welche an der Randfläche einer beheizten Platte die auftretenden Druckgradienten und die resultierende Luftströmung parallel zur Platte beschreibt [306].

Für weiterführende Arbeiten ist auch eine weitere Validierung der mechanischen Modelle sinnvoll, um insbesondere die berechneten Kräfte z.B. anhand von weiteren Materialdatensätzen für PEEK in Deckung mit den Messdaten zu bringen. Für die weitere Untersuchung von Aktoren aus SUEX ist auch die messtechnische Charakterisierung insbesondere der Wärmeausdehnung und des Elastizitätsmoduls von SUEX von Interesse. Dabei ist auch die Nutzung von Materialmodellen interessant, welche die Richtungsabhängigkeit des Elastizitätsmoduls und des Wärmeausdehnungskoeffizienten in den anisotropen Folienmaterialien berücksichtigt. Die thermomechanischen Modelle können zudem mit Aktoren aus anderen Materialien oder mit anderen Aktorgeometrien validiert werden.

Für den Systementwurf eines vollständigen Braille-Displays kann in der thermischen Simulationsdomäne zudem eine Array-Anordnung elektrothermischer Aktoren berücksichtigt werden, die Wechselwirkungseffekte wie z.B. ein Temperaturübersprechen zwischen den Aktoren oder zwischen Aktor und den umgebenden Strukturen umfasst. Von Interesse sind hierbei sowohl die Wärmeentwicklung und die thermischen Isolationseigenschaften von Bauteilen und Komponenten, die in der Nähe der elektrothermischen Aktoren platziert werden und damit einen Einfluss auf die Temperaturverteilung der Aktoren haben können. Weitere zu berücksichtigende Effekte sind z.B. der mögliche Wärmestau innerhalb geschlossener Gehäuse oder der Wärmeaustausch mit der Umgebung. Ansätze zur Modellierung thermischer Arrays mit Abmessungen im Sub-Millimeterbereich finden sich z.B. in Arbeiten zu Thermomanagementsystemen für LED-Arrays [307–311], mikrotechnisch hergestellten Heatpipes [312] oder thermische abstimmbaren MEMS-Spiegel-Arrays [313] und können teilweise adaptiert werden. Für elektrothermische Antriebe in Arrays, wie z.B. die durch *Staab* entwickelte Relaismatrix [158], bestehen zudem bisher kaum Untersuchungen zur Wechselwirkung der Aktoren untereinander. *Winterstein* [163] beobachtet bei der Charakterisierung der in Kapitel 7 dargestellten Antriebe für Liniendisplay, dass der Betrieb des In-plane-Aktors zu einer geringen Erwärmung der beiden benachbarten Out-of-plane-Aktoren führt, die je nach Abstand zu parasitären Auslenkungen von 24 μm bis 65 μm führen kann. In weiterführenden Arbeiten sind weitere Untersuchungen dieser Wechselwirkungen mit einer höheren Anzahl an Aktoren sinnvoll.

Erweiterung des entwickelten Messstandes

Zur Beantwortung weiterführender Fragestellungen zu elektrothermischen Aktoren können die im folgenden genannten Erweiterungen des Messstandes beitragen. Eine geschlossene Messkammer zur Regulierung der Umgebungstemperatur, des Drucks und der Feuchtigkeit kann Einflüsse auf

die beobachteten Nulllagenverschiebungen ermöglichen. Zudem können die thermischen Randbedingung z.B. von in Leiterplatten integrierten Aktoren oder in geschlossenen Gehäusen besser nachgestellt werden und die Temperaturkompensation von Pseudobimorph-Aktoren untersucht werden. Eine weitere Fragestellung umfasst den Einfluss der aktiven Kühlung durch erzwungene Konvektion, für deren messtechnische Erfassung eine Vorrichtung zur Erzeugung konstanter Luftströmungen um die untersuchten Aktoren sinnvoll ist. Über die Analyse von Aufheiz- und Abkühlkurven ergeben sich hierdurch zudem auch weitere Möglichkeiten zur Bestimmung des Konvektionskoeffizienten in der Modellbildung.

Da in dem aktuellen Messstand die Fokustiefe der verwendeten Mikroskopoptik die gleichzeitige Messung in drei Freiheitsgraden auf etwa $\pm 0,2$ mm in Out-of-plane-Richtung begrenzt, zielen weitere Entwicklungen zudem auf ein automatisiertes Autofokussystem. Für eine Bestimmung der Blockierkraft ohne Korrekturrechnung bietet sich zudem an, den Kraftaufnehmer während der Messung automatisiert nachzujustieren und die durch die Nachgiebigkeit des Kraftsensors verursachte Verschiebung auszugleichen.

Materialentwicklung

Neben den in dieser Arbeit eingesetzten Kunststoffe PEEK und SUEX besitzen auch andere Hochtemperaturkunststoffe wie Polyimid (PI), Polyetherimid (PEI) oder Polyethersulfon (PES) gute Materialkennwerte für den Einsatz in elektrothermischen Aktoren, wie z.B. hohe Werte für die Wärmeausdehnung, den Elastizitätsmodul und die maximale Betriebstemperatur. In weiterführenden Arbeiten erscheinen weitere Untersuchungen mit diesen Materialien daher vielversprechend.

Neben der Erprobung dieser kommerziellen Kunststoffen können auch neuartige geeignete Kunststoffe entwickelt werden. Besonders siliziumhaltige Polymere wie Polysiloxane oder Polysilazane stellen dabei für elektrothermische Aktoren eine interessante Materialklasse dar, die am *Fachgebiet Disperse Feststoffe* erforscht werden [303]. Polysiloxane können gemäß [Abb. 139](#) hohe thermische Ausdehnungskoeffizienten von mehr als 100 ppm/K aufweisen [314, 315], sodass signifikant höhere Aktorauslenkungen als mit den Kunststoffen SU-8 oder PEEK erreicht werden können, deren Ausdehnungskoeffizienten im Bereich von nur ca. 41...64 ppm/K liegen. Zudem können die maximalen Betriebstemperaturen mit bspw. 200...300°C deutlich höher liegen als

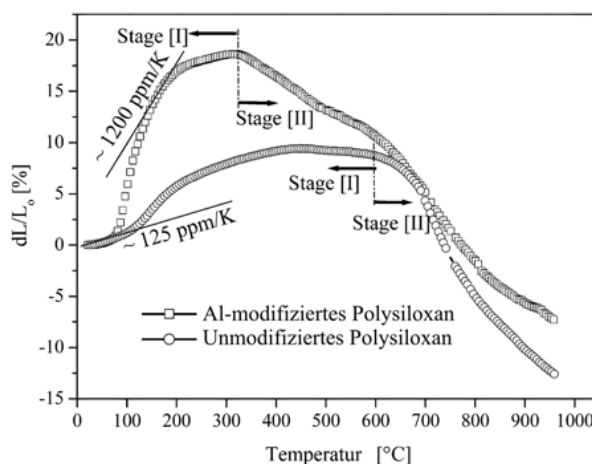


Abbildung 139: Aus der Längenänderung von quervernetzten Polysiloxanen bei der thermo-mechanischen Analyse können im Temperaturbereich bis 200°C (Stage I) thermische Ausdehnungskoeffizienten im Bereich 125...1200 ppm/K bestimmt werden, die weit über dem Wert von SU-8 mit 53 ppm/K liegen [303]. Abbildung entnommen aus [303, 314].

bei thermoplastischen Werkstoffen. Weitere Vorteile bestehen in einer i.d.R. geringen Feuchtigkeitsaufnahme, sodass parasitäre Aktoreffekte wie die Nulllagenverschiebung von elektrothermischen Aktoren deutlich reduziert werden können. Offener Entwicklungsbedarf besteht allerdings in der Strukturierung der Materialien, da Polysilsesquioxane bisher nur mittels Heißsprägetechniken verarbeitet und thermisch vernetzt werden können [314]. Die ebenfalls siliziumhaltigen Polysilazane [316] weisen durch die Transparenz des Materials die Möglichkeit zur UV-Strukturierung auf [317, 318]. Da beide Materialien nach der Formgebung i.d.R. aus Ausgangsstoffen für eine Keramisierung genutzt werden, werden bei Polysilazanen ähnliche geeignete thermomechanische Eigenschaften wie bei Polysiloxanen vermutet [303]. Bei Polysilazanen besteht für die thermomechanischen Eigenschaften allerdings noch offener Untersuchungsbedarf.

Nutzung Additiver Fertigungsverfahren

Neben den in dieser Arbeit eingesetzten Fertigungsverfahren für folien- und schichtbasierte Materialien können zur Herstellung elektrothermischer Aktoren auch additive Fertigungsverfahren eingesetzt werden, die prinzipiell weitere Freiheitsgrade in der Formgebung ermöglichen. *Ruppel* [513] und *Ecer* [512] entwickeln hierfür erste Prozessschritte sowohl für den 3D-Druck von polymeren Verformungskörpern als auch zur Herstellung von Heizelementen auf den entstehenden 3D-Strukturen.

Ruppel [513] zeigt vielversprechende Ergebnisse zur Herstellung von polymeren Verformungskörpern mit dem MJM-Verfahren (**multi jet modelling**) und mittels Stereolithographie mit DLP (**digital light processing**). **Abb. 140 a-c** zeigt mittels DLP-Verfahren erfolgreich hergestellte Aktorstrukturen. Auflösungstests an zwei verschiedenen Anlagen und die zusammengefassten Druckeigenschaften in **Tabelle 34** zeigen, dass mit entsprechenden Vorhaltemaßen im CAD-Modell auch geringe Spaltbreiten von 70 μm herstellbar sind. Für die verwendeten UV-härtenden Harze bestimmt *Ruppel* mit dynamisch-mechanischen Analysen den thermischen Ausdehnungskoeffizienten und die Glasübergangstemperatur. Die ermittelten Wärmeausdehnungskoeffizienten von *VisiJetX* mit ca. 45 ppm/K und von *Industrial Blend* mit ca. 81 ppm/K liegen in einem vielversprechenden Bereich. Die Glasübergangstemperaturen werden allerdings für *Industrial Blend* im Bereich $-10...0^\circ\text{C}$ und für *VisiJetX* im Bereich $20...30^\circ\text{C}$ ermittelt, sodass die eingesetzten Harze bei Erwärmung stark erweichen. Offener Forschungsbedarf besteht daher in der Erprobung oder Entwicklung neuer drucktauglicher Kunststoffe für elektrothermische Aktoren.

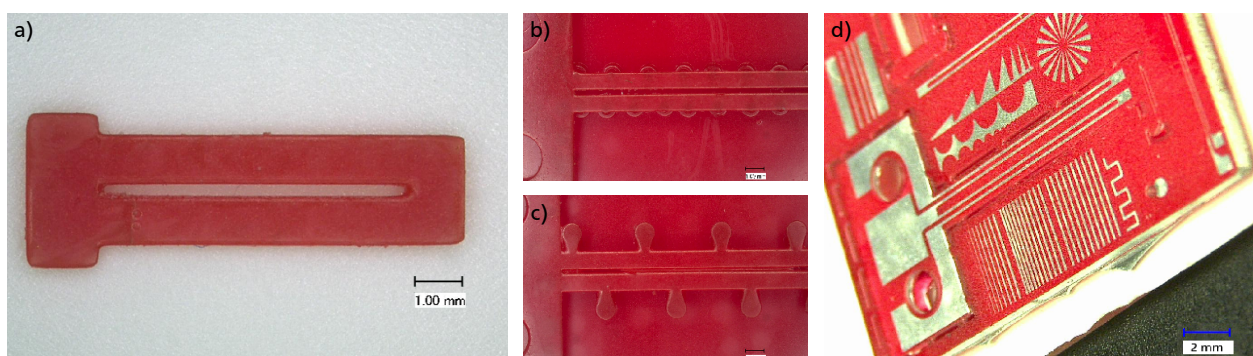


Abbildung 140: Mittels additiver Fertigungsverfahren hergestellte Aktorstrukturen: c) Auf dem *B9Creator* hergestellter Verformungskörper für einen Referenzaktor ohne Stützstrukturen [513]; a) Typische Anordnung von Stützstrukturen unterhalb des Druckobjekts [513]; b) Empfohlene Anordnung von Stützstrukturen seitlich der Aktorstrukturen [513]; d) Mittels Faserlaser selektiv abgetragene 200 nm dicke Sputterschicht aus Aluminium auf Testobjekten und Aktorstrukturen [512]. Abbildungen mit Änderungen den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Tabelle 34: Eigenschaften von 3D-Druckern zur Herstellung polymerer Aktorstrukturen mit Ergebnissen aus [513].

Anlage Verfahren	ProJet 3510HDMax von 3DSystems MJM	B9Creator von B9Creations DLP
XY-Auflösung	min. 34 μm	min. 35 μm
Z-Auflösung	min. 16 μm	min. 5 μm
Realisierbare Spaltbreite	ca. 70 μm	ca. 160 μm
UV-härtendes Harz	VisiJetX von 3DSystems	Industrial Blend von FunToDo

Ecer zeigt in weiterführenden Versuchen zudem, dass sich auf den 3D-gedruckten Teststrukturen und Verformungskörpern metallische Heizelemente mit unterschiedlichen Verfahren herstellen lassen. Zum einen wird ein Inkjet-Drucker *DIMATIX DMP-2831* von *Fujifilm* erprobt, mit dem zunächst eine Suspension aus einem Lösungsmittel und metallischen Partikeln aufgedruckt wird und die Tinte nach einem anschließenden Trocknungs- und Härtungsschritt eine feste metallische Beschichtung bildet. Eine silberhaltige Tinte *Metalon JS-B25HV* von *Novacentrix* erweist sich in den Versuchen als geeignet. Als problematisch erweist sich allerdings die Herstellung von Heizelementen auf geneigten Flächen [512]. Zum anderen werden die polymeren Verformungskörper mit 200 nm Aluminium besputtert und die Metallschicht anschließend mittels Laser selektiv abgetragen. Erprobt werden ein CO_2 -Laser *VLS3.50* von *Universal Laser Systems* und ein gepulster Faserlaser *KBA F-9020* von *KBA-Metronic*. Die Versuche zeigen, dass ausreichend kleine Strukturbreiten und -abstände im Bereich von ca. 40...140 μm hergestellt werden können. Weiterer Entwicklungsbedarf besteht aber bei der Erhöhung der Reproduzierbarkeit. Abb. 140 d zeigt mittels Laserabtragen erfolgreich hergestellte Heizelemente.

Optimierung des Wirkungsgrads durch Homogenisierung der Temperaturverteilung

Die Untersuchungen zur Temperaturverteilung von elektrothermischen Aktoren in Kapitel 6 zeigen, dass die beheizten Balken i.d.R. nicht vollständig auf die maximale Betriebstemperatur aufgeheizt sind, sondern sich insbesondere an den Balkenenden flache Temperaturgradienten ausprägen. Die theoretisch erreichbare Wärmeausdehnung des beheizten Balkens kann daher nicht vollständig ausgenutzt werden. Winterstein [163] stellt für In-plane-Pseudobimorphaktoren aus SU-8 mit mäanderförmigen Heizelementen fest, dass sich die Temperaturverteilung des beheizten Balkens durch verschiedene Mäanderabstände beeinflussen lässt. Durch Anpassung der Mäanderabstände an das Temperaturprofil eines Balkens mit gleichmäßigem Mäander und FEM-basierten Analysen zeigt Winterstein, dass sich eine Homogenisierung der Temperaturverteilung erreichen lässt, die mit einer um 17% verbesserten Leerlaufauslenkung und einer um 11% verbesserten Blockierkraft einhergeht. Auf den in dieser Arbeit untersuchten Aktoren für Braille-Displays kommen schmalere Balken zum Einsatz und die Heizelemente werden daher mit einer geraden Form gewählt. Eine Homogenisierung der Temperaturverteilung ist für diese Heizelemente durch eine partielle Mäandrierung möglich, die für einen In-plane-Pseudobimorphfaktor in Abb. 111 dargestellt ist. Andererseits kann die Temperaturverteilung beeinflusst werden, wenn gemäß Abb. 141 die Breite der Heizelemente angepasst wird. Weisen die Heizelemente im Bereich der Balkenenden einen schmaleren Querschnitt auf, können Wärmeverluste durch die Wärmeleitung der Struktur kompensiert und damit die charakteristische Länge des Wärmeübergangs l_w reduziert werden. Forschungsbedarf besteht bei der Modellierung des in Abb. 141 b dargestellten Ansatzes und bei der messtechnischen Charakterisierung, wie weit sich damit die erreichbaren Auslenkungen, die Kräfte und die Wirkungsgrade elektrothermischer Aktoren erhöhen lassen.

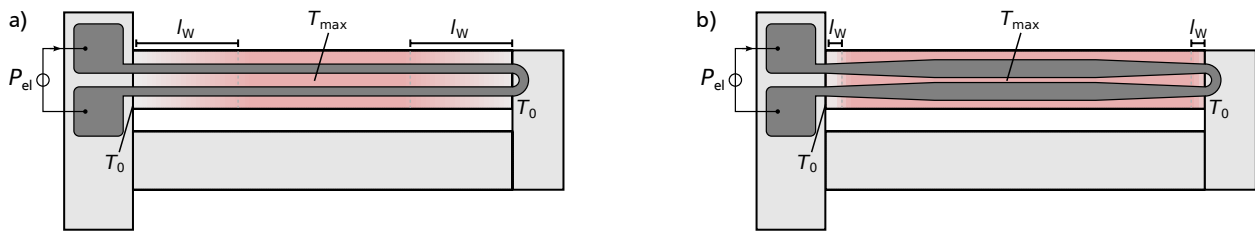


Abbildung 141: Schematischer Zusammenhang zwischen der Form eines Heizelements und der Temperaturverteilung entlang eines beheizten Balkens: a) Heizelemente mit gerader Form führen zu flachen Temperaturgradienten im Bereich der Einspannung und einer inhomogenen Temperaturverteilung; b) Heizelemente mit v-förmiger Geometrie im Bereich der Einspannung führen zu steileren Temperaturgradienten und einer homogenen Temperaturverteilung.

Dynamikerhöhung

Die in [Abschnitt 6.1.2](#) beschriebenen Zusammenhänge zwischen der Aufheizzeit und dem Konvektionskoeffizienten zeigen, dass sich die Dynamik elektrothermischer Aktoren durch Erhöhung des Konvektionskoeffizienten oder durch ähnliche Verringerung der thermischen Verlustwiderstände verbessern lässt. Da bei den durchgeführten Charakterisierungen der Aktoren nur freie Konvektion an der Aktoren herrscht, kann in weiteren Arbeiten untersucht werden, in wie weit sich die Aufheiz- und Abkühlzeiten durch Einsatz eines Kühlsystems verringern lassen. Zur schnelleren Abfuhr der entstehenden Wärme können unterschiedliche Mechanismen erprobt werden, die bereits aus Kühlsystemen z.B. für LED-Arrays bekannt sind:

- Erzeugung erzwungener Konvektion z.B. durch konventionelle Lüfter [\[308\]](#) oder durch Mikroantriebe zur Luftumwälzung [\[310\]](#)
- Ableitung der Wärme durch Vergrößerung der Aktoroberfläche z.B. durch Strukturierung oder Aufbringen von Kühlkörpern [\[307\]](#)
- Integration miniaturisierter und mit Fluid durchströmter Kanäle als Heatpipes [\[309, 312\]](#) oder großflächiger Heatpipes, [\[311\]](#)

Neben den genannten Möglichkeiten zur Verkürzung der Ansprechzeiten durch Kühlung der Aktoren, kann die Dynamik beim Einschalten auch durch eine gezielte Übersteuerung der Aktoren verbessert werden. Im Gegensatz zu einer zeitlich konstanten Leistungsaufnahme kann dabei die Leistungszufuhr zunächst höher und dann abfallend bis hin zum statischen Endwert gewählt werden, bevor der Aktor überhitzt. Eine rechnerische Untersuchung für eine gezielte Übersteuerung auf Basis eines thermischen Netzwerkmodells in [Anhang F](#) zeigt, dass sich die zugeführte Leistung dabei effizient durch eine Temperaturregelung steuern lässt, die die Temperatur am Heizelement konstant hält. Die Abschätzungen zeigen, dass in diesem Fall rechnerische Aufheizzeiten von bis zu 0,2s möglich sind. In weiterführenden Arbeiten können hierfür zunächst die Realisierung einer Temperaturmessung am Heizelement und anschließend die messtechnische Charakterisierung der erreichbaren Aufheizzeiten adressiert werden.

Sensorintegration in elektrothermische Aktoren / Selfsensing

Neben der genannten Integration einer Temperaturmessung ist für die kommerzielle Anwendung elektrothermischer Aktoren auch eine Zustandsüberwachung für weitere Kenngrößen von Interesse. Insbesondere die Erfassung der Aktorauslenkung kann zur Detektion eines Aktordefekts oder von Alterungseffekten genutzt werden. Zur Detektion der Auslenkung zeigt [Abb. 142](#) unterschiedliche Konzepte zur Integration von Messelementen in die Aktorstruktur oder auf eine naheliegende Struktur wie z.B. das Substrat. Eine Möglichkeit zur Messung der Auslenkung ist der Einsatz von Dehnmesselementen, welche entweder die Dehnung des beheizten Balkens oder die Stauchung des unbeheizten Balkens erfassen. Vorstellbar sind hierbei die Anordnung

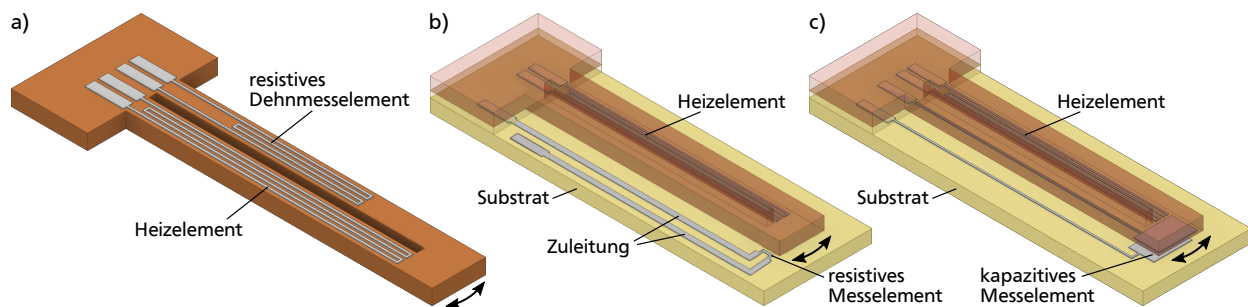


Abbildung 142: Konzepte zur Auslenkungsmessung durch Sensorintegration in elektrothermische In-plane-Pseudobimorphaktoren: a) Resistives Dehnmesselement auf dem unbeheizten Balken ähnlich zu [319]; b) Die Aktorspitze beeinflusst als thermische Masse ein resistives temperaturabhängiges Messelement; c) Kapazitives Messelement.

der Dehnmesselemente in der unmittelbaren Heizdrahtumgebung oder die Nutzung der Heizelemente selbst. Durch eine geeignete Materialwahl von z.B. Konstantan können durch den Aktorbetrieb bedingte thermische Einflüsse auf das Sensorsignal minimiert werden. Im Rahmen eines studentischen Projektseminars [319] wird ein erster Entwurf ähnlich zu Abb. 142 a dargelegt. Eine weitere Möglichkeit zur Messung der Auslenkung ist die Nutzung eines resistiven Messwiderstandes, der durch die Bewegung einer thermischen Masse beeinflusst wird. Lantz [320] und Fowler [321] nutzen dieses Messprinzip in Mikrostrukturen aus Silizium und zeigen, dass sich mit Abmessungen im Mikrometerbereich Auflösungen von bis zu 2,1 nm erreichen lassen. Abb. 142 b zeigt die Übertragung des Messprinzips auf einen Pseudobimorphfaktor, bei dem z.B. die Aktorspitze als thermische Masse dient. Als weitere Realisierungsmöglichkeit zur Messung der Auslenkung können kapazitive Messelemente eingesetzt werden, die eine Bewegung des Verformungskörpers relativ zu einer naheliegenden Struktur erfassen. Abb. 142 c zeigt eine Anordnung, bei der das kapazitive Messelement zwischen Aktorspitze und dem Substrat entsteht. Offener Forschungsbedarf besteht sowohl in der Entwicklung und Erprobung der Sensorintegration, als auch in der Untersuchung zur möglichen Zustandsüberwachung.

Weiterführendes Antriebskonzept für Braille-Displays

Bei den in dieser Arbeit untersuchten Antriebskonzepten erweist sich die geringe Hubkraft des eingesetzten Out-of-plane-Pseudobimorphaktors als nachteilig für das gewünschte Nachsetzverhalten von Braille-Pins. Zur Erhöhung der Ausbeute bei der Fertigung erscheint es für weiterführende Konzepte zudem empfehlenswert, Entwürfe mit geringer Anzahl an polymeren Schichten zu verfolgen. Ein Antriebskonzept für Braille-Flächendisplays in Abb. 143 zeigt daher einen vielversprechenden Ansatz, bei dem die Hubbewegung durch einen vergleichsweise größeren und leistungsfähigeren Antrieb wie z.B. einen Hubmagnet unter einer Hubplatte erzeugt wird und damit eine gleichzeitige Bewegung mehrerer Hubstifte vorsieht. Damit die Braille-Pins einzeln angesteuert werden können, wird pro Braille-Pin ein elektrothermischer In-plane-Aktor vorgesehen, der je nach Position der Aktorspitze die Bewegung des Hubstifts auf den Braille-Pin überträgt. Der dargestellte Antrieb besteht gemäß Abb. 143 c daher aus zwei funktionell miteinander interagierenden Antriebslagen, die über die Bewegung der Hubplatte miteinander verkoppelt sind. Während die untere Antriebslage die zum Heben aller Pins erforderliche Kraft und Auslenkung zur Verfügung stellen muss, bestehen für die Antriebe in der oberen Antriebslage zur Programmierung der Braille-Pins nur geringe Anforderungen bzgl. der erreichbaren Auslenkung. Wird die Hubplatte federnd gelagert und der Hubantrieb mit einer Rückstellfeder realisiert, können die Braille-Pins sowohl in angehobenen als auch in abgesenktem Zustand ohne Leistungszufuhr gehalten werden. Eine Bestromung der elektrothermischen In-plane-Aktoren muss nur während

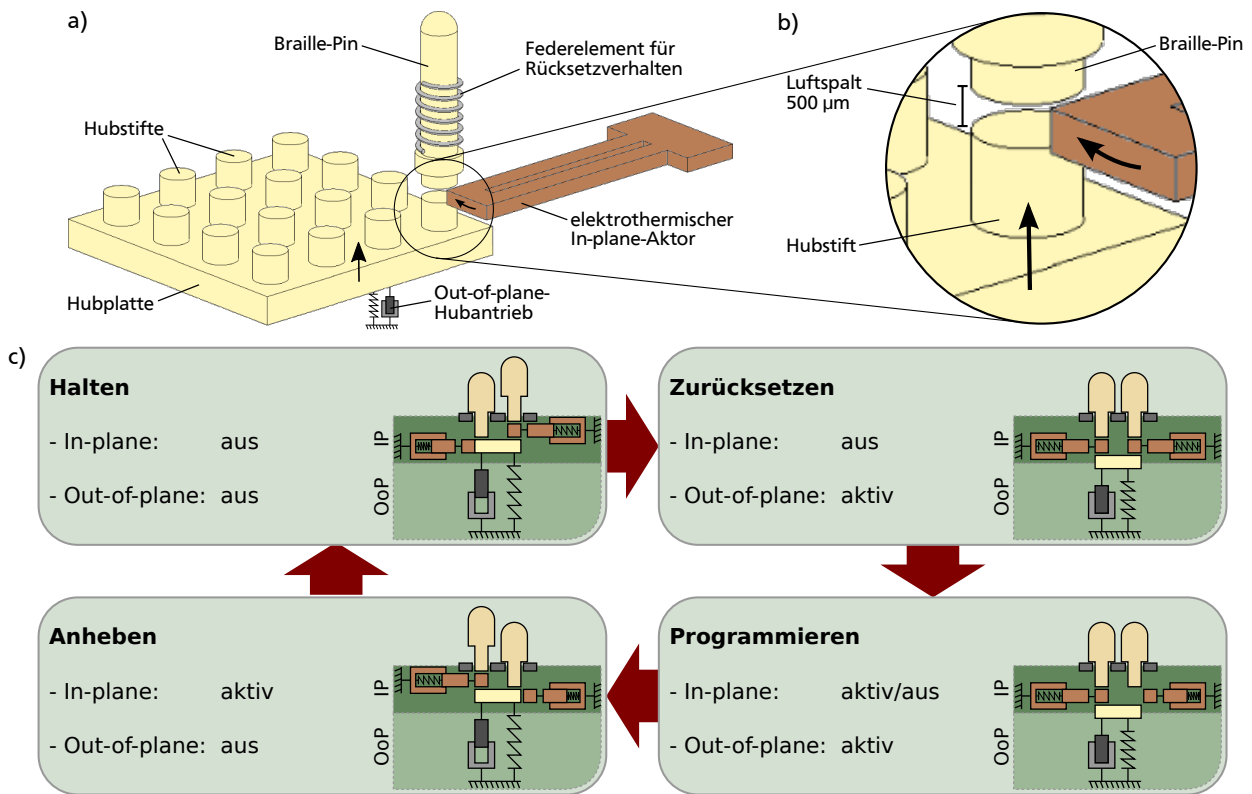


Abbildung 143: Konzept zum Hub von mehreren Braille-Pins mittels einer Hubplatte und jeweils einem In-plane-Aktor zum Einschub in den vorgesehenen Luftspalt zwischen Hubstift und Braille-Pin gemäß der eigenen Patentschrift [504]: a) Hubplatte für 16 Braille-Pins, wobei der Mechanismus nur für einen Pin gezeigt und der Hubantrieb nur schematisch dargestellt ist; b) Detailansicht, wobei die Spitze des In-plane-Aktors in der unbestromten Position nicht in den Luftspalt hineinragt; c) Schematische Darstellung der Bewegungszustände zum Heben und Senken einzelner Pins.

der Programmierphase und nur für Braille-Pins erfolgen, die im nächsten Schritt gesetzt werden sollen.

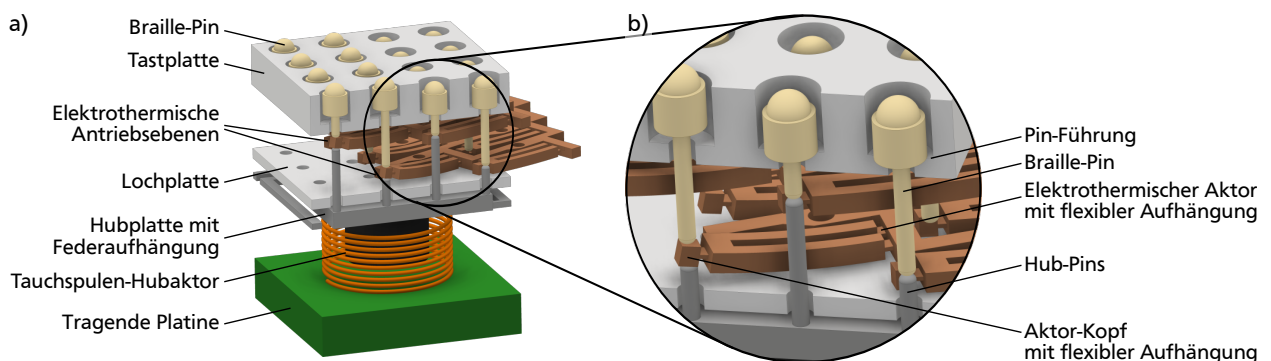


Abbildung 144: Antriebsmodul für ein Braille-Display mit 2 Lagen elektrothermischer Aktoren zum parallelen Hub von 16 Pins gemäß der eigenen Patentschrift [504]: a) Gesamtes Modul mit federnd aufgehängter Tauchspule als Hubaktor; b) Detailausschnitt mit möglicher Ausgestaltung des bistabilen Klemmmechanismus, wobei die In-plane-Aktoren Festkörpergelenke zur Reduzierung der Eigensteifigkeit aufweisen.

Abb. 144 zeigt eine detailliertere Ausarbeitung des Konzepts mit einer Tauchspule als Hubantrieb. Da die Miniaturisierbarkeit elektromagnetischer Hubantriebe durch deren Skalierungsverhalten begrenzt ist, wird der Aufbau von ca. 1 cm² großer Braille-Module mit jeweils 4 x 4 Pins vorgeschlagen [304]. Die In-plane-Aktoren können im Vergleich zu den in Kapitel 8 untersuchten Anordnungen wesentlich dichter gepackt werden, sodass eine Anordnung in zwei Antriebslagen möglich wird. Die niedrigere Anzahl an polymeren Schichten und der benötigten Antriebslagen begünstigen zudem eine hohe Ausbeute und niedrige Fertigungskosten. Zur Reduzierung der Eigensteifigkeit des In-plane-Aktors und der erforderlichen Kraft der Tauchspule sind in dem elektrothermischen Aktor Festkörpergelenke an der Aktorspitze und der eingespannten Seite vorgesehen. Eine Sicherung gegen Herausfallen der Braille-Pins ist nicht dargestellt, kann aber auf einfache Weise im Design der Tastplatte berücksichtigt werden. Forschungsbedarf besteht bei dem dargestellten Konzept in der detaillierten Auslegung der Komponenten und Erprobung des Konzepts. In weiterführenden Arbeiten kann zudem erprobt werden, ob sich der Tauchspulantrieb auch durch Antriebe mit anderen Wirkprinzipien ersetzt lässt. Denkbar sind z.B. pneumatische Antriebe, elektrostatische Antriebe (z.B. Dielelastomerwandler oder Piezoantriebe), thermische Antriebe (z.B. Bimetall- oder Formgedächtnisantriebe), elektrodynamische Antriebe (z.B. Schrittmotoren oder Linearantriebe), oder Schrittantriebe mit einem der genannten Wirkprinzipien (z.B. Servo mit Spindelhubgetriebe) [504].

9.3 Weiterführende Anwendungen

Neben der Entwicklung von elektrothermischen Aktoren in Braille-Displays werden im Laufe der Arbeit weitere potentielle Anwendungsfelder aufgedeckt. Im Folgenden werden zwei vielversprechende Anwendungsfelder mit ersten Umsetzungskonzepten vorgestellt.

Demontageschutz für Gehäuse und Stecker

Zur Verriegelung von Kunststoffgehäusen gegenüber dem Endnutzer werden häufig Schnappverschlüsse mit Rastnasen verwendet, die sich nur schwer oder nur unter Zerstörung öffnen lassen. Oftmals stellt diese Barriere aber auch ein Hindernis für gewollte Reparaturen oder Wartungsarbeiten dar. Mit dem in Abb. 145 a gezeigten Ansatz lassen sich Schnappverschlüsse in Gehäuseteilen realisieren, die sich über eine gezielte Ansteuerung wieder öffnen lassen. Elektrothermische Aktoren in einem der Gehäuseteile werden dabei mit Widerhaken versehen, die zum einen beim Schließen des Gehäuses eine stabile Rastung ermöglichen und zum andern bei Ansteuerung der Aktoren aus der Rastung gelöst werden. Die Ansteuerung der Aktoren kann dabei so realisiert werden, dass sie nur für autorisiertes Fachpersonal, aber nicht für den Endkunden möglich ist. Eine ähnliche in Abb. 145 b gezeigte Variante kann in Drehverschlüssen integriert werden und lässt sich z.B. für Flaschendeckel oder für ähnliche Schraubdeckel für Gefahrgut bzw. für sicherheitsrelevante Bereiche einsetzen. Erste Ansätze zum Aufbau eines Demonstrators finden im Rahmen eines studentischen Projektseminars statt, wobei der Flaschendeckel und der elektrothermische Aktor aus verschiedenen Kunststoffteilen gefertigt werden [515]. Für weiterführende Arbeiten erscheint insbesondere die Integration in eine einzelne Kunststoffkomponente interessant.

Ein weiteres Anwendungsgebiet für Schnappverschlüsse mit Rastnasen findet sich neben den geschilderten Gehäusen oder Schraubverschlüssen auch in einer Vielzahl von elektrischen Steckverbindungen, bspw. in Kabelbäumen zur Verkabelung von Fahrzeugelektronik. Der beschriebene Demontageschutz mit elektrothermischen Aktoren lässt sich auch auf Kunststoffteile übertragen, die in Steckverbindern eingesetzt werden und üblicherweise als Spritzgussteile oder kleine Platienteile gefertigt werden. Mit den in Abb. 146 gezeigten Ansätzen lassen sich Steckverbindungen realisieren, die beim Einstecken eine stabile Rastverbindung eingehen und ein Lösen des Steckers erst ermöglichen, wenn die verbauten elektrothermischen Aktoren angesteuert werden.

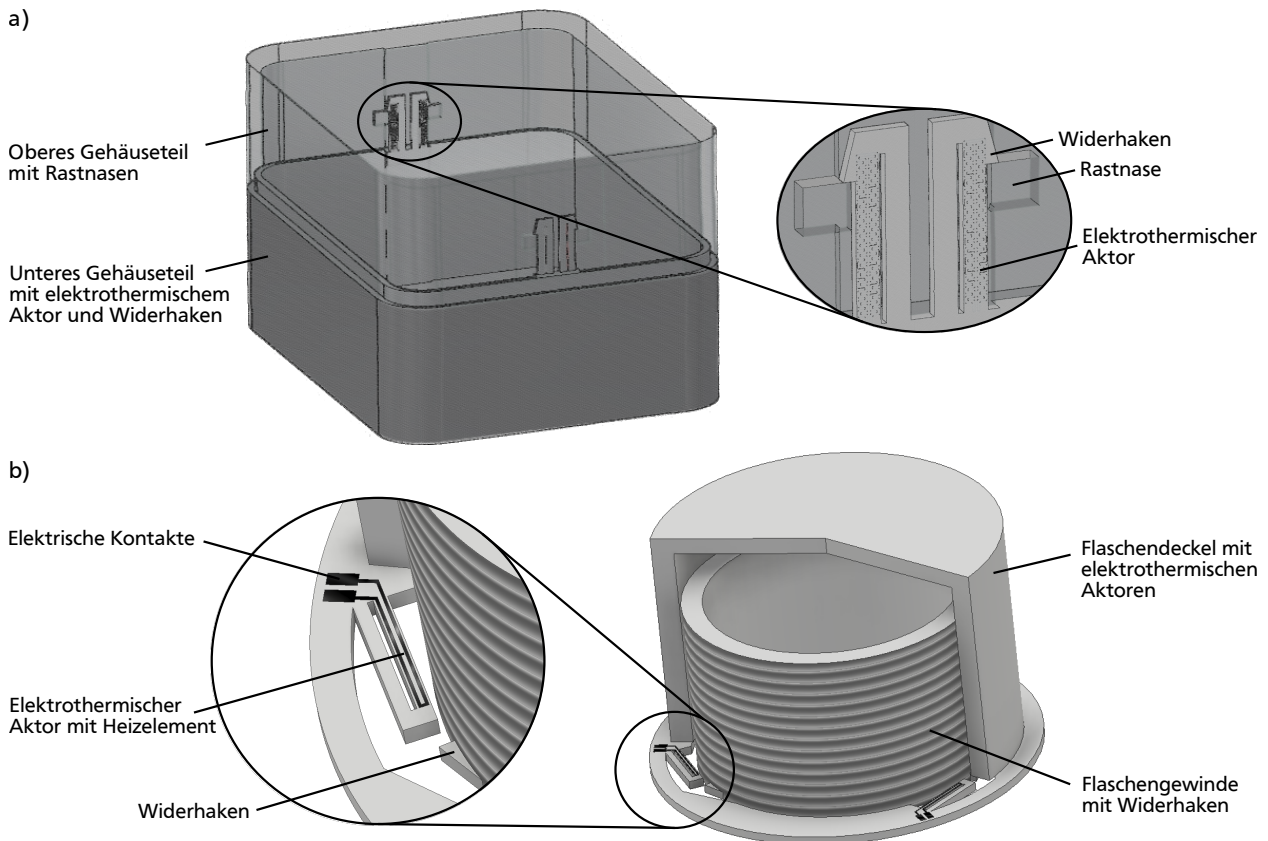


Abbildung 145: Demontageschutz mit elektrothermisch aktuierten Schnappverschlüssen gemäß der eigenen Patentschrift [503]: a) Demontageschutz für Gehäuseteile; b) Demontageschutz für Drehverschlüsse wie z.B. an Flaschen oder Kanistern.

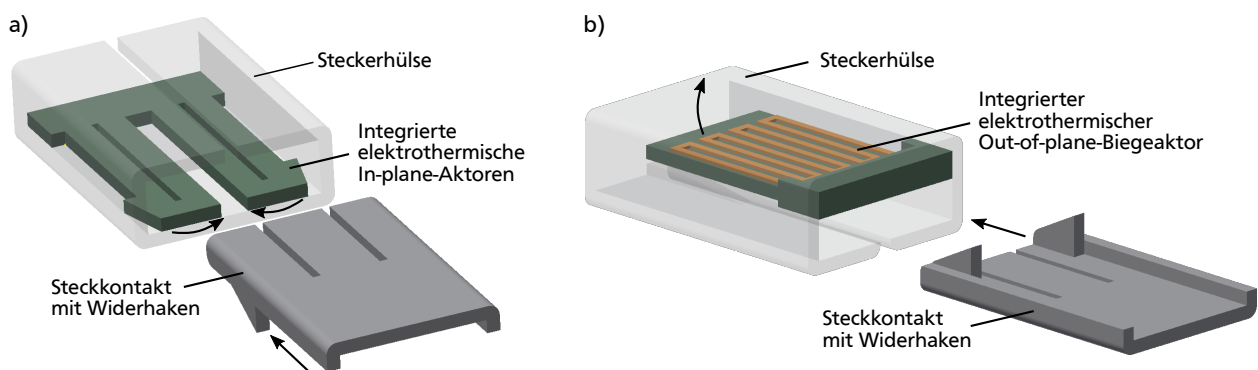


Abbildung 146: Demontageschutz mit elektrothermischen Aktoren für elektrische Steckverbinder gemäß der eigenen Patentschrift [503]: a) Ausführung mit In-plane-Aktoren; b) Ausführung mit einem Out-of-plane-Aktor.

Forschungsbedarf besteht sowohl in der Erprobung der Konzepte als auch in der Bestimmung der erreichbaren Haltekräfte und der Wirtschaftlichkeit der Ansätze.

Leiterplattenrelais / Hutschienenrelais

Mit dem in dieser Arbeit erstmals erprobten Einsatz von Herstellungsprozessen der Leiterplattenfertigung für elektrothermische Aktoren ist es möglich, die polymeren Aktoren direkt in die Struktur einer Leiterplatte zu integrieren. Da neben den üblicherweise verwendeten glasfaserverstärkten Materialien wie FR4 häufig auch Polyimid (PI) als Platinenmaterial zum Einsatz

kommt, kann das Platinenmaterial eine ausreichend hohe Wärmeausdehnung aufweisen, um nutzbare Aktorauslenkungen bei geringem Bauraum zu ermöglichen. Abb. 147 zeigt basierend auf diesem Ansatz Konzepte für in der Leiterplatte integrierte elektrische Schaltkontakte und stellt diese dem gängigen Ansatz mit aufgelöteten Relais gegenüber. Je nach Ausführung und einer möglichen Integration von kleinen Permanentmagneten ähnlich zur Arbeit von *Staab* [158] lässt sich eine Normally-Open-Konfiguration, eine Normally-Closed-Konfiguration oder auch ein bistabiles Relaisverhalten realisieren. Im Vergleich zum konventionellen Ansatz mit aufgelöteten Relais zeichnen sich die Ansätze mit elektrothermischen Aktoren durch eine besonders flache Bauweise aus, die z.B. für Hutschienerelais interessant sein können. Neben der wirtschaftlichen Fragestellung besteht aktuell noch Forschungsbedarf vor allem in der Ermittlung der erreichbaren Kontaktkräfte und der schaltbaren Ströme.

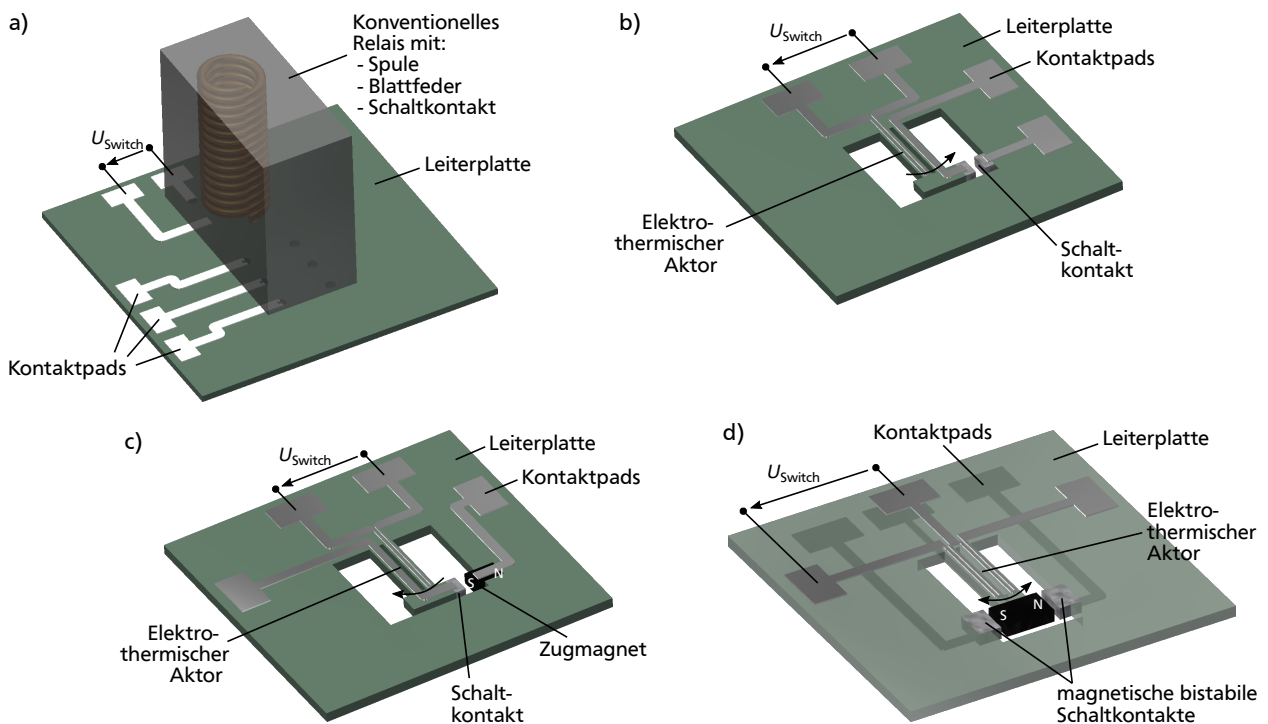


Abbildung 147: In Leiterplatten integrierte Relais mit elektrothermischen Aktoren: a) Herkömmliches magnetisches Relais auf Leiterplatte montiert; b) Elektrothermisches Leiterplattenrelais in Normally-Open-Konfiguration; c) Elektrothermisches Leiterplattenrelais in Normally-Closed-Konfiguration; d) Magnetisch bistabiles Leiterplattenrelais mit elektrothermischem Aktor.


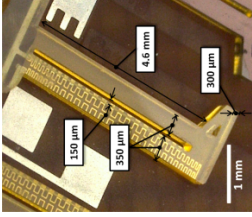
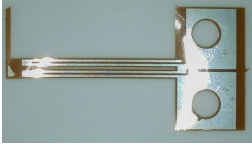
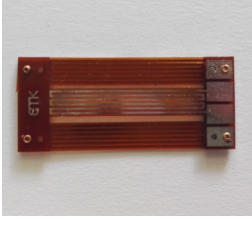
A Liste aller polymeren elektrothermischen Aktoren

In [Tabelle 35](#) finden sich chronologisch geordnet alle in der eigenen Forschergruppe hergestellten polymeren elektrothermischen Einzelaktoren und deren ermittelte Eigenschaften. Zum Vergleich der Aktoren mittels Optimierungsfunktion wird die in [Abschnitt 6.1.3](#) definierte leistungsbezogenen Nutzarbeit $\Psi_{\text{ETA,Nutzarbeit}}$ nach [Gleichung 111](#) herangezogen. Soweit möglich fließen in die Optimierungsfunktion messtechnisch ermittelte Werte ein, allerdings ohne Nulllagenverschiebungen oder Abmessungen der Aktoren. Wo Messdaten fehlen, werden simulierte Werte herangezogen.

Systeme mit mehreren polymeren elektrothermischen Aktoren wie z.B. Schrittantriebe oder parallelkinematische Strukturen werden mit ihren Eigenschaften in [Tabelle 36](#) zusammengefasst. Weitere Überblicke über elektrothermische Aktoren aus Silizium und Metallen finden sich unter anderem in den Arbeiten von *Winterstein* [163], *Phinney et al.* [322] und *Comtois und Bright* [323] sowie in der eigenen Zusammenstellung in [Tabelle 37](#), diese sind für die vorliegende Arbeit aber nur von untergeordneter Bedeutung.

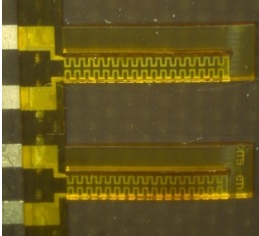
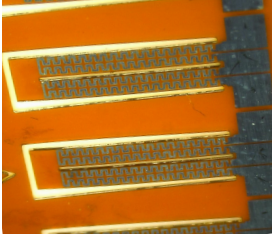
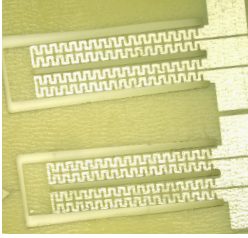
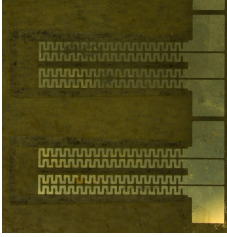
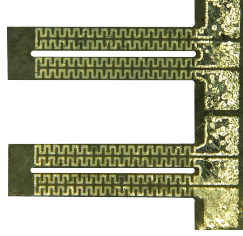
Die Abbildungen sind, sofern nicht in dieser Arbeit entstanden, den gekennzeichneten Quellen entnommen.

Tabelle 35: Realisierte polymere elektrothermischen Aktoren.

Bezeichnung	Kniehebel	Kniehebel	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph
Hersteller, Jahr, Quelle	Eicher, 2002-2008 [164]	Kohlstedt, 2009-2011 [176, 177]	Staab, 2007-2013 [158]	Winterstein, 2010-2016 [163, 490]	Nakić, 2015 [507]	Demuth et al., 2017 [515]
Anwendung	Vorschubaktor für Schrittantrieb	MEMS-Irisfilter	Relaismatrix	-	Uhr	Warensicherung
Material	SU-8	SU-8	SU-8	SU-8	SUEX	SUEX
Polymere Lagen	1	1	1	1	1	2
Schichtdicke		1270 µm		300 µm	250 µm	je 500 µm
Funktionale Fläche	8 x 0,9 mm ²		4,575 x 0,875 mm ²	5,1 x 0,85 mm ²	15,5 x 1,2 mm ²	35 x 15 mm ²
Bewegungsrichtung	In-plane	In-plane	In-plane	In-plane	In-plane	Out-of-plane
Bild						
Leistung	228 mW	700 mW	127 mW	200 mW	850 mW	2250 mW
Temperatur	?	?	?	150°C	150°C (statisch) 35°C @ 0,5 Hz	ca. 120°C
Auslenkung	34,1 µm	100 µm	67 µm	100 µm	0,9 mm (statisch) 102 µm @ 0,5 Hz	2,5 mm
Nulllagen- verschiebung	?	?	23,5 µm	?	?	1,5 mm
Kraft	?	?	30 mN	> 100 mN (simuliert)	3,5 mN (simuliert)	?
Schaltspiele	?	?	> 2.000.000	?	?	440
$\Psi_{ETA, \text{Nutzarbeit}}$?	?	7,91 µm·mN/mW	25 µm·mN/mW	1,85 µm·mN/mW	?
			... vor dieser Arbeit		während dieser Arbeit ...	

Fortsetzung auf der nächsten Seite







Tabelle 35: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph
Hersteller, Jahr, Quelle	Dörr, 2017 [202]	Stuckert, 2018 [500, 514]*	Stuckert, 2018 [500, 514]*	Stuckert, 2018 [500, 514]*	Stuckert, 2018 [500, 514]*
Anwendung	Referenzaktor	Referenzaktor	Referenzaktor	Referenzaktor	Referenzaktor
Material	SU-8 2025	SUEX	PEEK	PEI	PSU
Polymere Lagen	1	1	1	1	1
Schichtdicke	ca. 320 μm	150 μm	150 μm	150 μm	150 μm
Funktionale Fläche	8,0 x 2,25 mm^2	8,0 x 2,3 mm^2	8,0 x 2,3 mm^2	8,0 x 2,3 mm^2	8,0 x 2,3 mm^2
Bewegungsrichtung	In-plane	In-plane	In-plane	In-plane	In-plane
Bild					
Leistung	bis ca. 400 mW	82 mW	53...84 mW	149 mW	250 mW
Temperatur	100 bis 140°C	125,3°C	125,9°C	190,6°C	255,6°C
Auslenkung	120 μm	90 μm	60,4 μm	93,5 μm	87,4 μm
Nulllagenverschiebung	30 μm	-6,2...-11 μm	-5,3...0,1 μm	-0,4...0,2 μm	-13,9...-17,9 μm
Kraft	?	23,8 mN	18,7 mN	32,1 mN	25,5 mN
Schaltspiele	?	?	?	?	?
$\Psi_{\text{ETA, Nutzarbeit}}$?	13,1 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$	6,72...10,7 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$	10,1 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$	82,7 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$

* Die angegebenen Werte entstammen teilweise nicht der angegebenen Quelle, sondern der neueren Auswertung in dieser Arbeit (siehe Kapitel 4)


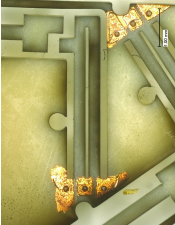
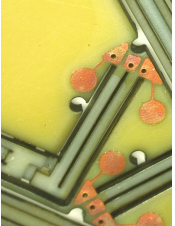
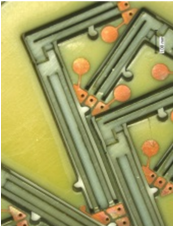
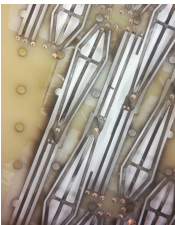
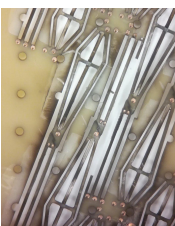
Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 35: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph
Hersteller, Jahr, Quelle	ElKhoury, 2015 [495, 508, 496]	ElKhoury, 2015 [495, 508, 496]	Winterstein, 2015 [163, 197]	Winterstein, 2015 [163, 197]	Winterstein, 2015 [163, 197]	Islam, 2015 [491, 256]
Anwendung	Braille-Liniendisplay	Braille-Liniendisplay	haptische Fernbedienung	haptische Fernbedienung	-	Verschluss
Material	SUEX	SUEX	SU-8, SUEX	SU-8, SUEX	PEEK	PEEK
Polymere Lagen	2	2	2	2	2	2
Schichtdicke	insg. 500 μm	je 250 μm	insg. 600 μm	insg. 600 μm	je 300 μm	je 300 μm
Funktionale Fläche	10 x 1 mm^2	10 x 1 mm^2	10 x 1 mm^2	10 x 1 mm^2	11 x 1 mm^2	35 x 13 mm^2
Bewegungsrichtung	In-plane	Out-of-plane	In-plane	Out-of-plane	Out-of-plane	Out-of-plane
Bild						
Leistung	116...128 mW	108...125 mW	110 mW	290 mW	110...150 mW	1400 mW
Temperatur	?	?	57°C	175°C	80...120°C	106 bis 110°C
Auslenkung	228...309 μm	562...613 μm	171 μm	525 μm (statisch) 684 μm (dyn., max.)	155...330 μm	-2 bis +2,4 mm
Nulllagenverschiebung	?	?	6,2 μm	ca. 90 μm	<10...30 μm	?
Kraft	?	7,3 mN (simuliert)	?	?	2 mN (simuliert)	$\pm 21,5$ mN
Schaltspiele	?	?	?	?	?	?
$\Psi_{\text{ETA, Nutzarbeit}}$?	17,9...19 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\mu\text{mW}$?	?	1,36...2,2 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$	18,4 $\mu\text{m}\cdot\text{mN}/\text{mW}$

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 35: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph
Hersteller, Jahr, Quelle	ANDUS, 2015 Charge A [496, 294]	ANDUS, 2016 Charge B [496, 294]	ANDUS, 2017 Charge C [496, 294]	ANDUS, 2017 Charge C [496, 294]	ANDUS, 2017 Charge D [496, 294]*	ANDUS, 2017 Charge D [496, 294]*
Anwendung	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay
Material	PEEK	PEEK	PEEK	PEEK	PEEK	PEEK
Polymere Lagen	2	2	2	4	4	4
Schichtdicke	je 150 µm	insg. 260 µm	insg. 220 µm	insg. 510 µm	insg. 402 µm	insg. 402 µm
Funktionale Fläche	4,5 x 0,8 mm ²	4,4 x 0,7 mm ²	4,4 x 0,7 mm ²	7,9 x 0,98 mm ²	6,8 x 0,75 mm ²	8,4 x 2,05 mm ²
Bewegungsrichtung	In-plane	In-plane	In-plane	Out-of-plane	In-plane	Out-of-plane
Bild						
Leistung	100...110 mW	78 mW	?	250 mW	66...77 mW	65 bis 110 mW ¹
Temperatur	100...150°C	?	?	?	123,4...128,4°C	124,5...126,2°C ¹
Auslenkung	100 µm	47 µm	?	-100 bis +270 µm	69,7...104,2 µm	-183,6 bis +208,7 µm ¹
Nulllagen- verschiebung	30 µm	9 µm	?	100 µm	-6,3...0,5 µm	-8,8...4,2 µm ¹
Kraft	?	?	?	?	4,9...5,8 mN	1,0...1,7 mN ²
Schaltspiele	962 in 160 min	> 400 in 3 d	> 30.240	?	?	?
Ψ _{ETA,Nutzarbeit}	?	?	?	?	2,56...3,9 µm·mN/mW	1,06...2,52 µm·mN/mW ²

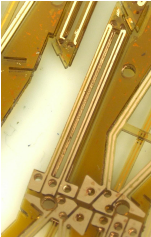

* Die angegebenen Werte entstammen teilweise nicht der angegebenen Quelle, sondern der neueren Auswertung in dieser Arbeit (siehe Kapitel 8)

¹ Angegebene Werte für Hub- und Senkbewegung

² Angegebene Werte für Hubbewegung

Fortsetzung auf der nächsten Seite


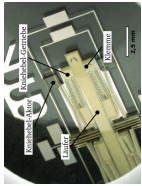
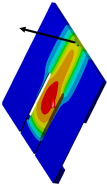
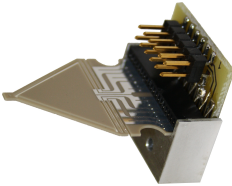

Tabelle 35: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	symmetrischer Pseudobimorph	Out-of-plane-Pseudobimorph
Hersteller, Jahr, Quelle	Nakić, 2019	Nakić, 2019
Anwendung	Braille-Flächendisplay	Braille-Flächendisplay
Material	SUEX	SUEX
Polymere Lagen	3	3
Schichtdicke		
Funktionale Fläche	6,8 x 0,75 mm ²	8,4 x 2,05 mm ²
Bewegungsrichtung	In-plane	Out-of-plane
Bild		
Leistung	60 mW	56 bis 104 mW ¹
Temperatur	125,4...126,6°C	121,4...127°C ¹
Auslenkung	92,5...116,2 µm	-258,1 bis +336,6 µm ¹
Nulllagen- verschiebung	-0,4...1,6 µm	-23,6...5,2 µm ¹
Kraft	10,9...14,8 mN	6,8...7,0 mN ²
Schaltspiele	?	?
$\Psi_{ETA,Nutzarbeit}$	8,39...14,3 µm·mN/mW	12,3...20,3 µm·mN/mW ²

¹ Angegebene Werte für Hub- und Senkbewegung

² Angegebene Werte für Hubbewegung

Tabelle 36: Fortsetzung der letzten Seite

Bild	Inhalt	Ergebnisse	Strukturgrößen	Material	Quelle
	Mikroreifer mit SU-8-Pseudobimorphaktoren; Simulation; Betrieb an Luft und in Flüssigkeit	Auslenkung: 12 µm (4,7 mW); Auslenkung out-of-plane durch einseitige Heizung: 1, 4 µm	SU-8 Schichtdicke: 20 µm; Länge: 260 µm; Dicke: 20 µm	Substrat: Si; Balken: SU-8; Heizschicht: Cr/Au	[327]
	Schrittantrieb für Medikamentdispenser; Rastmechanismus mit je zwei Kniehebel- und Pseudobimorphaktoren	Intrinsische Klemmung durch Vorspannung im Material; Klemmkraft: 0,1 mN durch Mikroverzahnung	SU-8 Schichtdicke: 300 µm; Strukturauflösung 50 µm; Schrittgröße 50 µm; Abmessungen 5 x 17 mm ²	Substrat: Borofloat; Balken: SU-8 mit Cu-Opferschicht; Heizschicht: Ni	[163] [328]
	Quetschventil mit Put-of-plane Pseudobimorphaktor	Auslenkung: 570 µm; Kraft: 92 mN	Balkenlänge: 12,8 mm; Balkenbreite: 3,5 / 5,5 mm; Balkenhöhe: 0,5 / 1,5 mm; Abmessungen: 15,7 x 15,6 x 0,5 mm ³	Unterseite Balken: SU-8; Heizer: Nickel; Opferschicht: Kupfer	[329]
	Positionierplattform mit 2 DOF; Parallelkinematik mit zwei Pseudobimorphaktoren; Substratfreie Herstellungsprozesse; Geometrieoptimierung; Leistungs- und Widerstandsregelung	Arbeitsraum: 177,1 x 119 µm (SUEX) / 107,5 x 62,8 µm (PEEK); Leistungsaufnahme: 54,8 mW (SUEX) / 49,2 mW (PEEK); maximale Auslenkung bis zu 258,2 µm bei 110 mW (PEEK)	Balkenlänge: 10 mm; Balkenbreite: 0,6 mm; Balkenhöhe: 500 µm; Abmessungen: 33 x 25 mm ²	Balken: SUEX / PEEK; Heizer: Aluminium	[487] [489] [493] [499] [498]
	Uhrwerk mit rotatorischem Schrittantrieb; 6 Pseudobimorphaktoren mit paarweiser Aktuierung	Auslenkung: 160 µm bei 1 Hz; Leistungsaufnahme: 700 mW	Balkenlänge: 12 mm; Balkenbreite: 0,5 mm; Balkenhöhe: 250 µm; Zahnrad Durchmesser: 1,34 mm; Zahnbreite: 70 µm	Balken: SUEX; Heizer: Aluminium; Zahnrad: SUEX;	[507]

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 36: Fortsetzung der letzten Seite

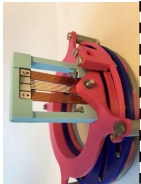


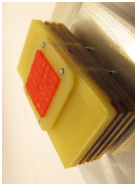
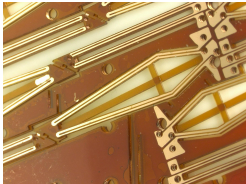
Bild	Inhalt	Ergebnisse	Strukturgrößen	Material	Quelle
	Warenauslieferung mit Bolzenverriegelung; Out-of-plane-Pseudobimorphaktor	Auslenkung: 2,5 mm; Leistungsaufnahme: 2,25 W	Balkenlänge: 30 mm; Balkenbreite: 5 mm; Schichtdicke: je 0,5 mm	Balken: SUEX; Heizer: 400 mm Aluminium	[515]
	Verschlussystem mit Bolzenverriegelung; Bidirektionaler Out-of-plane-Pseudobimorphaktor (OoP-PSBM)	Auslenkung: - 2 bis +2,4 mm; Leistungsaufnahme: 1,4 W; Kraft: ±21,5 mN	Balkenlänge: 30 mm; Balkenbreite: 4 mm; Schichtdicke: je 0,3 mm	Balken: PEEK; Heizer: 200 mm Aluminium	[492]
	Antriebe für Braille-Liniendisplay; Bistabiler Mechanismus mit Formschluss; Hubaktor: Bidirektionaler (OoP-PSBM); Verriegelungsaktor: In-plane-Pseudobimorphaktor (IP-PSBM)	Hub-Auslenkung: 580 µm; Leistungsaufnahme: 125 mW	Balkenlänge: 10 mm; Balkenbreite: 0,2 / 0,4 mm; Schichtdicke: je 0,25 mm (Hubaktor)	Balken: SUEX; Heizer: 200 mm Aluminium	[495] [508]
	Antriebe für ein haptisches Icon einer Fernbedienung mit 6 x 6 TaxelIn; Bistabiler Mechanismus mit Formschluss; Hubaktor: Bidirektionaler OoP-PSBM; Verriegelungsaktor: IP-PSBM	Hub-Auslenkung: 684 µm; Leistungsaufnahme: 290 mW; Temperatur: 175°C	Balkenlänge: 10 mm; Balkenbreite: 0,2 / 0,4 mm; Schichtdicke SU-8: 0,32 mm; Schichtdicke SUEX: 0,28 mm	Balken: SU-8 und SUEX; Heizer: ca. 1 µm Nickel	[163, 197]
	Antriebe für Braille-Flächendisplay; Bistabiler Mechanismus mit Formschluss; Hubaktor: Bidirektionaler OoP-PSBM; Verriegelungsaktor: IP-PSBM			Balken: SUEX; Heizer: 200 mm Kupfer	

Tabelle 37: Elektrothermische Aktoren aus Metallen und Halbleitermaterialien basierend auf der eigenen Zusammenstellung aus [487].

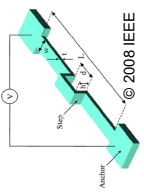
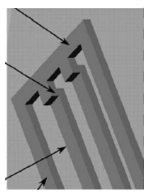

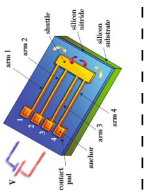
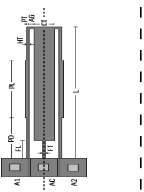
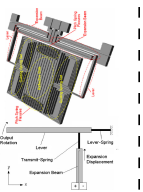
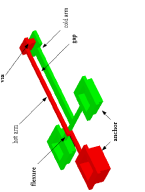
Bild	Inhalt	Ergebnisse	Strukturgrößen	Material	Quelle
	Rechtwinkliger Si-Kniehebel-Aktor out-of-plane; Simulation der Eigenfrequenz; Elastomechanisches Modell; 1D-Positivierplattform out-of-plane für Mikrolinse	Auslenkung: 13 μm (54 mW)	Länge: 600 μm ; Stufenlänge: 300 μm ; Dicke: 2, 2 μm ; Breite: 27 μm ; Stufenhöhe: 3, 3 μm	Substrat: Si; Balken: Si p++	[330]
	Si-Pseudobimorph-Aktor out-of-plane; Simulation	Auslenkung: 7 μm	Länge: 240 μm ; Breite: 70 μm ; Dicke: 2 μm ; Balkenbreite: 10 μm ; Balkenabstand: 10 μm ;	Substrat: Si; Balken: Si p++	[331]
	Thermischer Si-multi-morph-Aktor mit kapazitiver Positionsmessung für optische Schalter	Auslenkung: 24 μm (17 mW)	Abmessungen: 300 x 17 μm^2 ;	Substrat: Si; Heizschicht: Poly-Si	[332]
	Si-Pseudobimorph-Aktor mit 2 DOF bidirektional; elektrothermisches und thermomechanisches Modell	Auslenkung: $\pm 4, 1 \mu\text{m}$ out-of plane und $\pm 2, 4 \mu\text{m}$ In-plane	Länge: 200 μm ; Breite: 25 μm ; Dicke: 1, 5 / 2 μm ; Balkenbreite: 4 / 2, 5 μm ; Balkenabstand: 4 μm ;	Substrat: Si; Balken: Si	[333]
	Pseudobimorph-Aktor bidirektional; Simulation und Messung	Auslenkung: $\pm 6 \mu\text{m}$	Länge: 340 μm Breite dünner Balken: 2, 5 μm ; Balkenabstand: 2 μm ; Dicke: 2 μm	Substrat: Si; Balken: Poly-Si	[334]
	Elektrothermischer Aktor mit Hebelübersetzung für Breitenänderung in einem Beugungsgitter	Auslenkung: 316 μm (5480 mW)	Balkenlänge: 2, 9 / 3, 1 mm; Hebellänge: 2, 93 μm ; Hebelübersetzung: 100:1; Balkenbreite: 10 μm	Substrat: Si; Balken: Si dotiert	[335]
	Si-Pseudobimorph-Aktor bidirektional out of plane; thermoelastisches Modell	Auslenkung: 6, 5 μm	Gesamtlänge: 250 μm ; Gesamtbreite: 160 μm ; Länge: 217 / 177 μm ; Breite: 13 / 18 μm ; (oberer / unterer Arm)	Substrat: Si; Balken: Poly-Si	[336]

Tabelle 37: Fortsetzung der letzten Seite

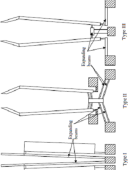
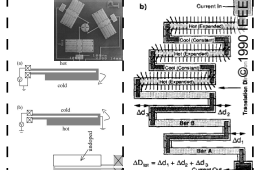
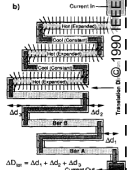
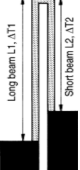
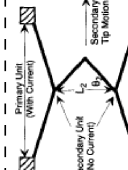
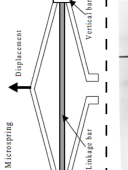
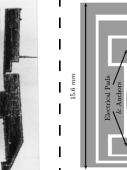


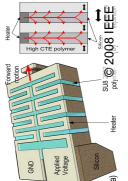
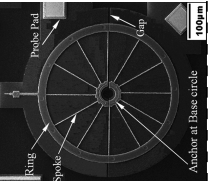
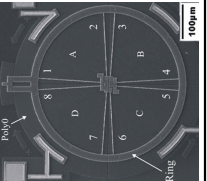
Bild	Inhalt	Ergebnisse	Strukturgrößen	Material	Quelle
	Vergleich von Mikroreifern mit elektrothermischen Aktoren	Auslenkungen: Typ 1: 13 µm (580°C); Typ 2: 35 µm (460°C); Typ 3: 36 µm (500°C); Fazit: Pseudobimorph schlecht	Gesamtlänge: 1100 µm; Typ-1 Breite: 200 µm; Typ-2 Breite: 400 µm; Kniehebelwinkel: 5,7 °; Typ-3 Breite: 500 µm; Dicke: 3 - 4 µm	Substrat: Si; Balken: Ni	[337]
	Modifizierter thermischer Pseudobimorph-Aktor; Balken mit unterschiedlicher Leitfähigkeit	Auslenkung: 2 µm	Breite dünner Balken: 30 µm; Balkenabstand: 20 µm; Dicke: 10 - 15 µm	Substrat: Si; Balken: Si	[338]
	Elektrothermischer Aktor mit seriell verketteten ausgedehnten Balken	Auslenkung: 1,6 µm (3200 mW)	Balkenlänge: 500 µm; Balkenbreite: 10 µm; Dicke: 2 µm; Segmente: 6	Substrat: Si; Balken: Poly-Si / SiC; Heizschicht: Ti	[339]
	Pseudobimorph-Aktor mit unterschiedlich langen Balken; Analytisches Modell, Simulation	Auslenkung: 10 µm optisches Längenverhältnis der beiden Balkenlängen: 1/2	Längen: 500 und 300 µm; Balkenbreite: 1 - 3 µm; Balkenabstand: 1 - 3 µm; Dicke: 2 µm	Substrat: Si; Balken: Poly-Si	[340]
	Kniehebelaktoren verkettet	Auslenkung: 10 µm (100 mW); Kraft: 300 µN (250 mW)	Länge: 200 - 800 µm; Balkenbreite: 10 µm; Dicke: 4 µm	Substrat: Si; Balken: Poly-Si / Ni	[341]
	Kniehebelaktoren verkettet; Formel für Auslenkung	Auslenkung: 34 µm	Balkenlänge: 200 µm; Balkenbreite: 4 µm; Dicke: 2 µm	Substrat: Si; Balken: Ni; Querbalken: SiO2	[342]
	Ni-Pseudobimorph-Aktor; Herstellung durch Laserschneiden	Auslenkung: 25 - 175 µm	Gesamtlänge: 3 mm; Länge: 500 µm; Breite: 60 µm; Dicke: 100 / 200 µm	Balken: Ni oder lasergeschnittener Stahl	[343]
	Kniehebelaktoren in Fixierung von Glasfasern	Auslenkung: 24 µm; Haltekraft: > 1,83 mN	Balkenanzahl: 10; Balkenlänge: 3 mm; Balkenbreite: 20 µm; Balkenhöhe: 80 µm	Substrat: SOI; Balken: Si; Heizschicht: Cr+Au	[344]

Tabelle 37: Fortsetzung der letzten Seite

Bild	Inhalt	Ergebnisse	Strukturgrößen	Material	Quelle
	Si-Pseudobimorphaktoren out-of-plane zur Positionierung eines Mikrospiegels	DOF: 2 (RX,RY) Auslenkung: 2,7°	Spiegelbreite: 80 x 80 μm^2 ; Balkenlänge: 160 / 200 μm (kalter / heißer Balken)	Substrat: Si; Balken: Si	[345]
	Elektrothermischer Aktor mit seriell verketteten ausgedehnten SU-8-Dehnelementen zwischen Si-Balken	Auslenkung: 9, 8 μm (35mW)	SU-8-Breite: 3 μm ; Länge: 260 μm ; Breite: 125 μm ; Dicke: 30 μm	Substrat: Si; Balken: Si; Dehnelemente: SU-8; Heihschicht: Al	[346]
	Elektrothermischer Si-Ringaktor; Analytische Beschreibung; Simulation	Auslenkung: 6 μm	Balkenanzahl: 12; Balkenlänge: 155 μm ; Balkenbreite: 2 μm ; Balkenhöhe: 2 μm ; Durchmesser: 440 μm	Substrat: Si; Balken: Poly-Si	[347]
	Elektrothermischer Si-Ringaktor bidirektional; Analytische Beschreibung; Simulation	Auslenkung: 7, 4 μm	Balkenanzahl: 8; Balkenlänge: 200 μm ; Balkenbreite: 2 μm ; Balkenhöhe: 2 μm ; Durchmesser: 498 μm	Substrat: Si; Balken: Poly-Si	[348]

B Probandentests zur Bestimmung der Eindrücktiefe und Nachgiebigkeit

Wie in Abschnitt 2.1 dargelegt, weisen gängige Braille-Antriebe mit Piezo-Biegewandlern [75] eine Steifigkeit von mindestens 243 N/m bzw. eine Nachgiebigkeit von höchstens 4,12 mm/N des darunter liegenden Antriebs auf. Unter der Voraussetzung ähnlicher Abmessungen führt die wesentlich geringe Biegesteifigkeit der einzusetzenden Kunststoffe im Vergleich zu Piezo-Keramiken dabei allerdings zu deutlich nachgiebigeren Braille-Pins.

Eine Abschätzung der erreichbaren Nachgiebigkeit für die Balkenkonstruktionen der gewählten Konzepte (Abb. 24 und 25) mittels einer mechanischen FEM-Simulation in Abb. 148 zeigt, dass elektrothermische Aktoren nur mit sehr hohen Gesamtdicken von ca. 1 mm eine ähnliche Nachgiebigkeit wie kommerzielle Braille-Zeilen erreichen. Da sich eine hohe Gesamtdicke eines Pseudobimorphaktors nach Gleichung 39 allerdings vermindern auf die Auslenkung auswirkt, müssen die Antriebe z.B. durch eine Bodenplatte in ihrer Eindrücktiefe begrenzt werden.

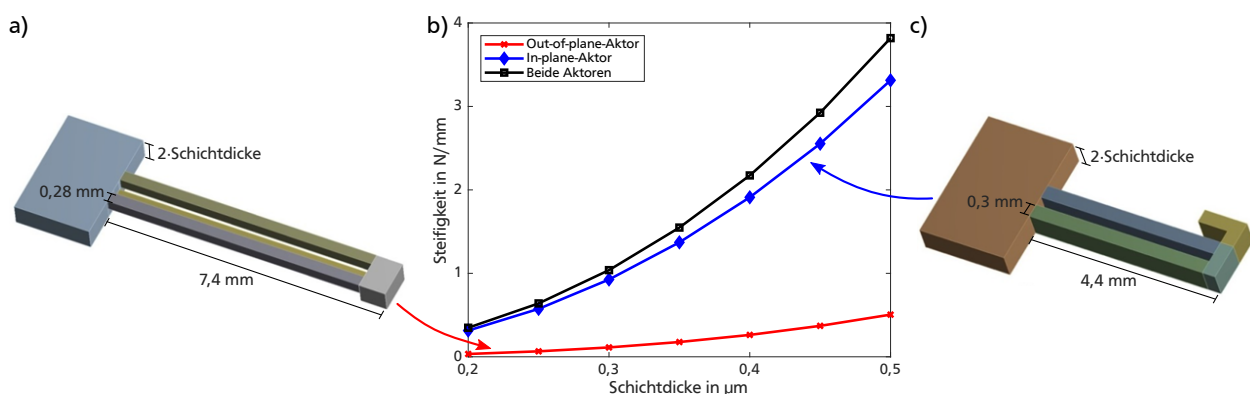


Abbildung 148: Abschätzung der Steifigkeit eines elektrothermischen Braille-Antriebs mittels mechanischer FEM-Analyse in Ansys: a) Geometrie des Out-of-plane-Aktors mit 2 Schichten; b) Ermittelte Steifigkeit in Abhängigkeit der Schichtdicke; c) Geometrie des In-plane-Aktors mit 2 Schichten.

Durch die notwendige Begrenzung der Eindrücktiefe weisen dünne elektrothermische Braille-Antriebe ein deutlich anderes haptisches Verhalten auf, als konventionelle Antriebe, die sich meist bis unter die Tasteroberfläche eindrücken lassen. Abb. 149 zeigt neben dem prinzipiellen Einbau einer elektrothermischen Antriebslage auch die zu erwartende haptische Kennlinie von elektrothermisch angetriebenen Braille-Pins. Der Einfluss der Konstruktionsparameter „Eindrücktiefe“ und „Nachgiebigkeit“ der zu bewegenden Taststifte auf die haptische Wahrnehmung beim Lesen von Braille-Schrift wird daher durch eigene Versuche ermittelt. In Zusammenarbeit mit der *Deutsche Blindenstudienanstalt e. V.* werden dafür im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILIZe* Probandentests durchgeführt [496].

Auslegung und Aufbau der Testobjekte

Für den Versuch werden 10 Testobjekte mit unterschiedlichen Werten für die Parameter „Eindrücktiefe“ und „Nachgiebigkeit“ nach Tabelle 38 hergestellt. Da zum Zeitpunkt der Versuche noch keine Antriebe vorliegen, wird die Aktornachgiebigkeit durch Biegefedern aus Kunststoff dargestellt und die unterschiedliche Eindrücktiefe durch Abstandshalter realisiert. Angestrebt werden dabei die Darstellung der drei Biegesteifigkeiten 10 N/m, 500 N/m, und 1000 N/m sowie Eindrücktiefen von jeweils 100 µm, 200 µm und 300 µm. Da sich die hergestellten Biegefedern mit Steifigkeiten von 10 N/m als zu weich herausstellen, um die Braille-Pins nach dem Eindrücken wieder in die erhöhte Position zu bringen, werden diese im Rahmen der Ergebnisdiskussion mit ihrer „fühlbaren“

Nachgiebigkeit bewertet, die aus der unteren eingedrückten Position resultiert. Abb. 150 zeigt den Aufbau und die hergestellten Einzelelemente der Testobjekte.

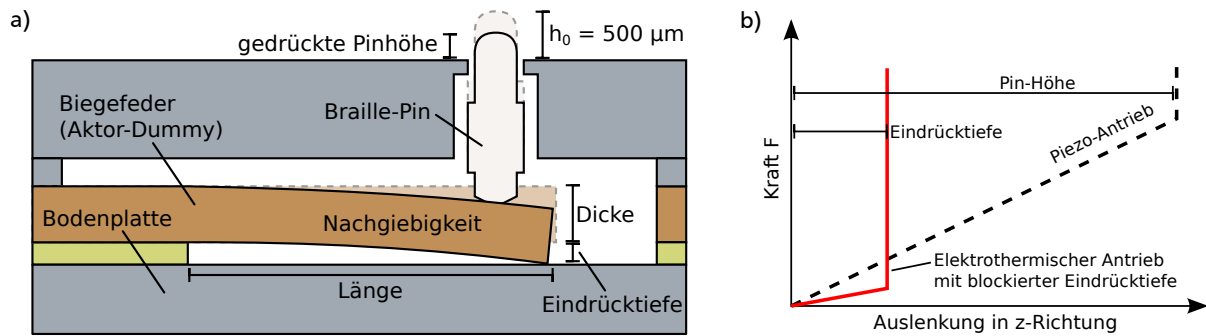


Abbildung 149: Elektrothermische Aktoren mit begrenzter Eindrücktiefe: a) In Probandentests untersuchte Parameter bei Verwendung von Biegefedern zur Darstellung der Aktornachgiebigkeit basierend auf [496]; b) Erwartete qualitative Kraft-Weg-Kennlinie des zugrundeliegenden Antriebskonzepts und Vergleich mit kommerziellen Braille-Antrieben.

Tabelle 38: Mechanische Eigenschaften der hergestellten Testobjekte mit Daten aus [496].

Objekt-Nr.	2	4	8	6	7	10	3	5	9	1*
Fühlbare Nachgiebigkeit in mm/N	0	0	0	1	1	1	2	2	2	4
Eindrücktiefe in µm	300	200	100	300	200	100	300	200	100	500
Biegesteifigkeit in N/m	10	10	10	1002	1002	1002	500	500	500	243
Länge der Biegefedern in mm	4	5	6	5	4	7	5	6	5	4
Dicke der Biegefedern in mm	0,5	0,1	0,5	0,5	0,1	0,5	0,5	0,5	0,5	0,1

* defekt

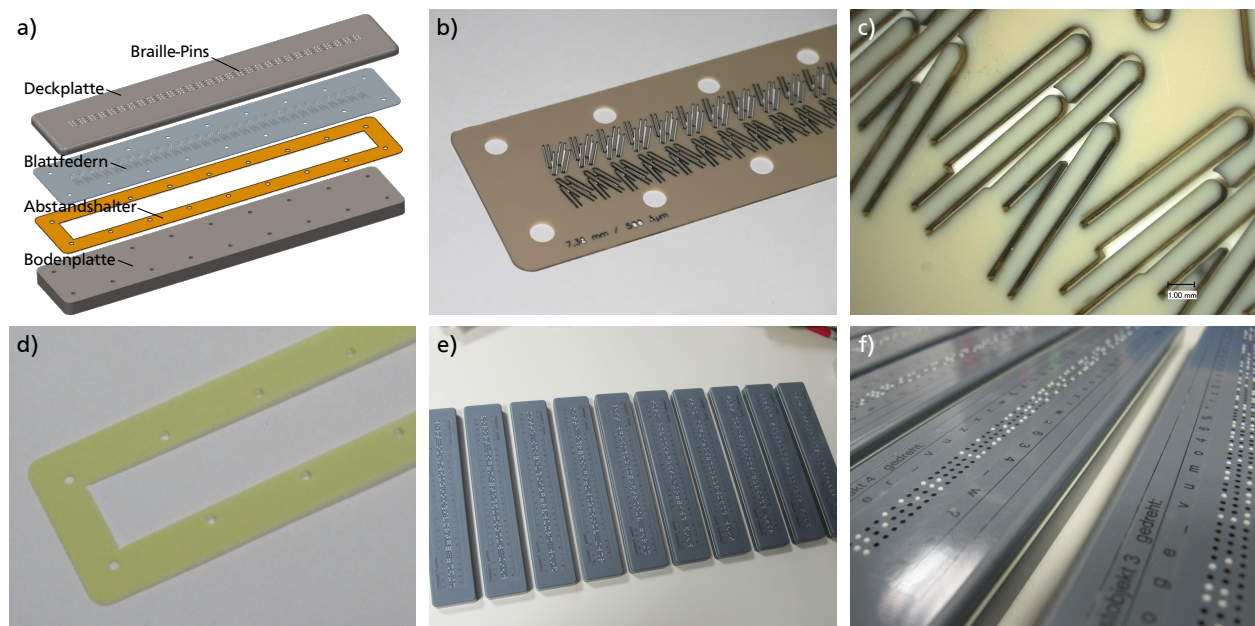


Abbildung 150: Testobjekte für Probandentest nach [496]: a) Prinzipieller Aufbau; b) Polymerfolie aus PEEK mit Biegefedern; c) Durch Laserbearbeitung hergestellte Biegefedern im Detail; d) Durch Laserbearbeitung hergestellte Abstandshalter; e) Übersicht über alle hergestellten Testobjekte; f) Testobjekte mit montierten Braille-Pins. Abbildungen entnommen aus [496].

B.1 Braille-Schrift und Zeichenauswahl

Für unterschiedliche Anwendungen existieren mehrere Braille-Alphabete, die mit 6 oder mit 8 Punkten gebildet werden. Während die 8 Punkt-Schrift als Computer-Braille bekannt ist und hauptsächlich in aktualisierbaren Braille-Zeilen verwendet wird, existieren gleich mehrere Varianten der 6 Punkt-Schrift, zu denen unter anderem die Basisschrift, Vollschrift und Kurzschrift zählen [349]. Die Basisschrift bietet dabei eine kürzungsfreie Wiedergabe der Texte ohne Abkürzungen, wobei üblicherweise nur Kleinbuchstaben verwendet werden und Großbuchstaben durch vorangestellte Sonderzeichen definiert werden. Zum Interpretieren der 6 Punkt-Schrift ist es daher notwendig, das zugrundeliegende Alphabet und Sonderzeichen sowie die Kürzungsregeln zu kennen. Ebenso ist es möglich, Texte einer 6 Punkt-Schrift als Computer-Braille mit 8 Punkten zu interpretieren.

Eine Besonderheit der Braille-Schrift im Vergleich zum lateinischen Schriftsystem ist, dass Braille-Zeichen auch bei Drehung um 180° bzw. beim Lesen über Kopf prinzipiell lesbar bleiben. Dies kann bei der Durchführung von Probandentests genutzt werden, um die Anzahl Bewertungen je Testobjekt zu verdoppeln und die Bewertungen auf Konsistenz zu prüfen. Je nach Braille-Schrift sind viele Zeichen bei Drehung um 180° allerdings kaum lesbar, weil die resultierenden Punkt-kombinationen wenig bekannte Sonderzeichen ergeben oder nicht definiert sind. Im Rahmen dieser Arbeit wird bei Probandentests die 6 Punkt-Schrift mit Interpretation als Computer-Braille verwendet, da so viele bekannte Zeichen (Buchstaben, Ziffern, häufige Sonderzeichen) genutzt werden können, die auch bei Drehung um 180° bekannte Zeichen ergeben. [Tabelle 39](#) zeigt das Alphabet der 6 Punkte-Schrift mit Interpretation als Computer-Braille und weist die Zeicheninterpretation beim Lesen über Kopf aus, wobei im oberen Teil die im Probandentest verwendeten Zeichen dargestellt werden. Die Verwendung des dargestellten Alphabets macht es möglich, Testobjekte in zwei Orientierungen lesbar zu machen.

Tabelle 39: Zeichen der Braille-Computerschrift mit 6 Punkten und Zeicheninterpretation bei Drehung um 180° bzw. beim Lesen über Kopf.

Hexadezimal-Zeichen	Braille-Zeichen	gesetzte Punkte	Positions-abhängige Bedeutung	Symbolart	Hexadezimal-Zeichen über Kopf	Symbolart über Kopf
Leerzeichen		-		Sonderzeichen	Leerzeichen	Sonderzeichen
e	⠠	15	ja	Buchstabe	?	Sonderzeichen
g	⠠	1245	ja	Buchstabe	=	Sonderzeichen
i	⠠	24	ja	Buchstabe	*	Sonderzeichen
m	⠠	134		Buchstabe	0	Ziffer
o	⠠	135		Buchstabe	9	Ziffer
r	⠠	1235		Buchstabe	w	Buchstabe
t	⠠	2345		Buchstabe	t	Buchstabe
u	⠠	136		Buchstabe	3	Ziffer
v	⠠	1236		Buchstabe	4	Ziffer
w	⠠	2456		Buchstabe	r	Buchstabe
x	⠠	1346		Buchstabe	x	Buchstabe
z	⠠	1356		Buchstabe	6	Ziffer
0	⠠	346		Ziffer	m	Buchstabe
3	⠠	146		Ziffer	u	Buchstabe

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 39 – Fortsetzung der letzten Seite

Hexadezimal- Zeichen	Braille- Zeichen	gesetzte Punkte	Positions- abhängige Bedeutung	Symbolart	Hexadezimal- Zeichen über Kopf	Symbolart über Kopf
4	⠠	1456		Ziffer	v	Buchstabe
6	⠠	1246		Ziffer	z	Buchstabe
9	⠠	246		Ziffer	o	Buchstabe
%	⠠	123456		Sonderzeichen	%	Sonderzeichen
?	⠠	26	ja	Sonderzeichen	e	Buchstabe
=	⠠	2356	ja	Sonderzeichen	g	Buchstabe
*	⠠	35	ja	Sonderzeichen	i	Buchstabe
a	⠠	1	ja	Buchstabe	'	Sonderzeichen
b	⠠	12	ja	Buchstabe	<	Sonderzeichen
c	⠠	14	ja	Buchstabe	-	Sonderzeichen
d	⠠	145	ja	Buchstabe	(Sonderzeichen
f	⠠	124	ja	Buchstabe)	Sonderzeichen
h	⠠	125	ja	Buchstabe	/	Sonderzeichen
j	⠠	245	ja	Buchstabe	+	Sonderzeichen
k	⠠	13		Buchstabe	\$	Sonderzeichen
l	⠠	123		Buchstabe	Delete	Sonderzeichen
n	⠠	1345		Buchstabe	~	Sonderzeichen
p	⠠	1234		Buchstabe	#	Sonderzeichen
q	⠠	12345		Buchstabe	}	Sonderzeichen
s	⠠	234		Buchstabe	'	Sonderzeichen
y	⠠	13456		Sonderzeichen	&	Sonderzeichen
1	⠠	16		Ziffer	1	Ziffer
2	⠠	126		Ziffer	5	Ziffer
5	⠠	156		Ziffer	2	Ziffer
7	⠠	12456		Ziffer	{	Sonderzeichen
8	⠠	1256		Ziffer	8	Ziffer
&	⠠	12346		Sonderzeichen	y	Buchstabe
{	⠠	12356		Sonderzeichen	7	Ziffer
,	⠠	2	ja	Sonderzeichen	!	Sonderzeichen
;	⠠	23	ja	Sonderzeichen	>	Sonderzeichen
}	⠠	23456		Sonderzeichen	q	Buchstabe
~	⠠	2346		Sonderzeichen	n	Buchstabe
+	⠠	235	ja	Sonderzeichen	j	Buchstabe
(⠠	236	ja	Sonderzeichen	d	Buchstabe
:	⠠	25	ja	Sonderzeichen	:	Sonderzeichen
/	⠠	256	ja	Sonderzeichen	h	Buchstabe
.	⠠	3	ja	Sonderzeichen	“	Sonderzeichen
	⠠	34		Sonderzeichen		Sonderzeichen
'	⠠	345		Sonderzeichen	s	Buchstabe
#	⠠	3456		Sonderzeichen	p	Buchstabe
)	⠠	356	ja	Sonderzeichen	f	Buchstabe
-	⠠	36	ja	Sonderzeichen	c	Buchstabe
“	⠠	4	ja	Sonderzeichen	.	Sonderzeichen
>	⠠	45	ja	Sonderzeichen	;	Sonderzeichen

Fortsetzung auf der nächsten Seite

B.2 Durchführung und Ergebnisse

Die Testobjekte werden den Testpersonen randomisiert zur Verfügung gestellt und mit drei unterschiedlichen Aufgaben von den Testpersonen bearbeitet. In der ersten Aufgabe soll dabei eine Worterkennung an den ersten vier bis fünf Buchstaben im ersten Abschnitt der Testobjekte durchgeführt werden. Da bei der Durchführung allerdings abgesehen von zwei Leseproben alle Wörter in weniger als 2 s erkannt wurden, scheidet die Wortlesezeit als geeignete Variable aus [350]. Die zweite Aufgabe beinhaltet eine Zeichenerkennung, wobei die benötigte Buchstabierzeit und die Fehlerrate detektiert werden. Die dritte Aufgabe beinhaltet das Erkennen und Benennen der Punktkombinationen im dritten Lese-Abschnitt der Testobjekte, wobei ebenfalls die Zeit und die Fehlerrate detektiert werden. Zusätzlich werden durch Fragebögen subjektive Eindrücke zu den Testobjekten erfasst und statistisch ausgewertet und damit pro Testobjekt 12 Variablen erfasst. Neben der gemessenen Buchstabierzeit und der Buchstabierfehlerzahl sowie der Punktierzeit beim Benennen der Punktkombinationen und der Punktierfehlerzahl werden die Antworten des probenspezifischen Fragebogens hinsichtlich der Angenehmheit des Lesens, des gefühlten Lesetempos, der erreichten Lesesicherheit, der Angenehmheit der Nachgiebigkeit, der Angenehmheit der Punkthöhe, des ausgeübten Anpressdrucks, der subjektiven Gesamtnote für die Tastqualität und einer Gesamtwertung nach einem subjektiv durchgeführten Ranking ausgewertet.

Obwohl durch einen fertigungsbedingten Defekt am Testobjekt 1 kein Vergleich zu Braille-Pins mit der Nachgiebigkeit herkömmlicher Braille-Zeilen gezogen werden kann, können mit den restlichen Testobjekten einige Ergebnisse aus den in [Abb. 151](#) dargestellten Daten der statistischen Versuchsauswertung gewonnen werden [496]: Die gemessenen Buchstabierzeiten zeigen, dass die Objekte 9, 7 und 6 am schnellsten gelesen werden konnten. Mit durchschnittlich weniger als 1 Buchstabierfehler sind die Fehlerraten beim Lesen bei allen Testobjekten sehr gering. Die Messdaten zeigen zudem, dass Testobjekte mit einer geringen Eindrücktiefe tendenziell eine geringere Buchstabierzeit (vgl. [Abb. 151 a](#)) und eine geringere Fehlerzahl beim Buchstabieren aufweisen (vgl. [Abb. 151 b](#)). Dies deckt sich mit der subjektiven Lesesicherheit in [Abb. 151 g](#), die ebenfalls mit geringer Eindrücktiefe als hoch wahrgenommen wird. Weiterhin zeigen die Messdaten und auch die subjektive Beurteilung des Lesetempos ([Abb. 151 f](#)) und der Tastqualität ([Abb. 151 k](#)), dass der Einfluss der Nachgiebigkeit auf die Messwerte und die Beurteilung mit geringerer Eindrücktiefe sinkt. Weiterhin lässt sich aus der Beurteilung der Lesesicherheit ([Abb. 151 g](#)), des Anpressdrucks ([Abb. 151 j](#)), der Tastqualität ([Abb. 151 k](#)) und der Gesamtbewertung ([Abb. 151 l](#)) erkennen, dass Braille-Pins ohne fühlbare Nachgiebigkeit bei geringer Eindrücktiefe am besten lesbar sind. Entgegen der gemessenen Buchstabierzeiten und Fehlerraten wird daher nach dem subjektiven Ranking der Testpersonen auch das Testobjekt Nr. 8 am besten bewertet (vgl. [Abb. 151 l](#)), welches eine fühlbare Nachgiebigkeit von 0 mm/N und eine Eindrücktiefe von 100 μm aufweist.

Die Tests zeigen damit, dass zum Aufbau von Braille-Antrieben nach den gewählten Antriebskonzepten ([Abb. 24](#) und [25](#)) eine möglichst geringe Eindrücktiefe sowie eine möglichst geringe Nachgiebigkeit anzustreben sind. Mit polymeren elektrothermischen Aktoren lassen sich dabei mit allen Eindrücktiefen in dem untersuchten Wertebereich von 100 μm bis 300 μm gute haptische Eigenschaften erreichen, solange eine möglichst geringe fühlbare Nachgiebigkeit bis maximal 1 mm/N erreicht wird. Die Rastnasen des Formschlusses müssen dabei so ausgelegt werden, dass eine Überbelastung nicht zur Zerstörung des Mechanismus führt.

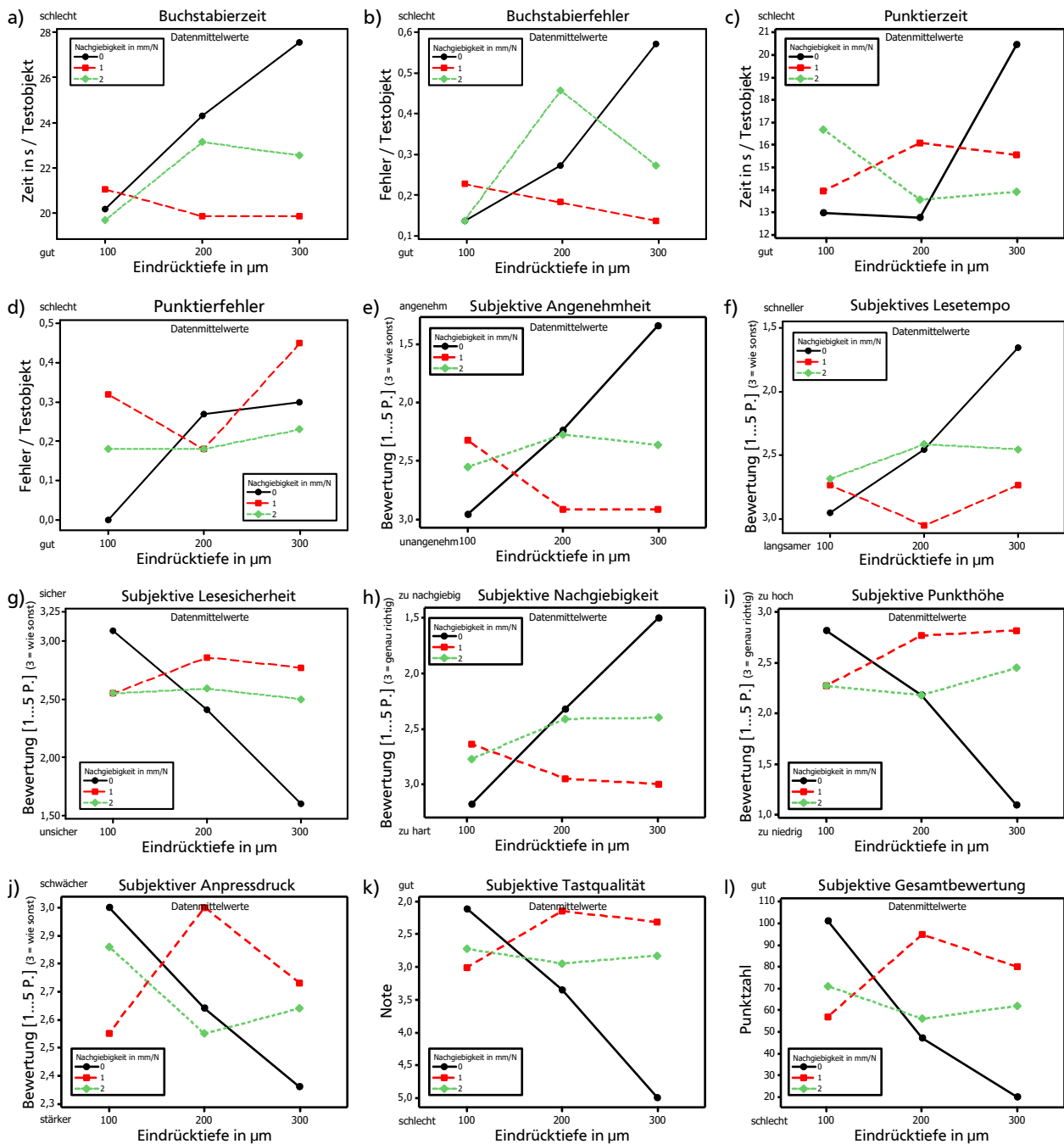


Abbildung 151: Auswertung der durchgeführten Probandentests: a) Gemessene Buchstabierzeit beim Erkennen einzelner Zeichen; b) Buchstabierfehler; c) Zeit zum Benennen der Punktkombinationen; d) Fehlerrate beim Benennen der Punktkombinationen; e) Subjektive Angenehmheit; f) Subjektives Lesetempo; g) Subjektive Lesesicherheit; h) Subjektive Nachgiebigkeit; i) Subjektive Punkthöhe; j) Subjektiver Anpressdruck; k) Subjektive Tastqualität; l) Subjektive Gesamtbewertung. Abbildungen und Daten entnommen aus [496, 350].

C Materialtabellen

Für polymere Verformungskörper und zum Entwurf elektrothermischer Aktoren sind eine Vielzahl von Materialparametern von Relevanz. Neben den physikalischen Eigenschaften wie der Dichte, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit beschreiben besonders die mechanischen Eigenschaften wie der Wärmeausdehnungskoeffizient, der Elastizitätsmodul sowie die maximalen Materialspannungen die erreichbaren Aktoreigenschaften. Als Grenze für die maximalen Materialspannungen in einem festen Körper kann im Allgemeinen die 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ herangezogen werden, welche den Übergang von der elastischen zur plastischen Verformung beschreibt und bei der ein Probekörper nach der Zugbelastung eine plastische Restdehnung von 0,2% erfährt. Analog zur Dehngrenze im Zugversuch kann im Biegeversuch die 0,2%-Biegedehngrenze bestimmt werden. Für Kunststoffe wird in der Literatur jedoch i.d.R. weder die Dehngrenze noch die Biegedehngrenze angegeben. Um einen Vergleich der maximal zulässigen Materialspannungen zu erhalten, wird in der folgenden Materialrecherche die Zugfestigkeit oder die Streckspannung der Kunststoffe angegeben. Analog für das Biegeverhalten wird die Biegefestigkeit² oder die Grenzbiegespannung³ angegeben. Je nachdem, ob beim Biegeversuch des Kunststoffs ein Bruch auftritt oder nicht, findet sich in technischen Datenblättern die eine oder andere Kenngröße. Um die maximalen Betriebstemperaturen für elektrothermische Aktoren einzuschätzen, werden im Folgenden zudem charakteristische Erweichungstemperaturen angegeben, wie die Glasübergangstemperatur, die Vicat-Erweichungstemperatur, die 'Heat-Distortion-Temperature' (HDT)-Wärmeformbeständigkeitstemperatur und die maximale Dauergebrauchstemperatur.

In [Tabelle 41](#) und [42](#) sind die genannten thermomechanischen Kenndaten verschiedener Kunststoffe zusammengefasst. Angegeben sind jeweils die niedrigsten und die höchsten recherchierten Werte aus den angegebenen Quellen. Die recherchierten Daten beziehen sich nicht auf Kunststoffe mit Füllstoffen, wie z.B. Glasfaser o.ä., sondern (wo Angaben vorhanden) auf die Homopolymere. Teilweise werden auch Datenblattangaben von vergleichbaren Copolymeren herangezogen. Die angegebenen Werte können daher zum Vergleich von Materialien herangezogen werden, zum Entwurf von Bauteilen müssen allerdings die spezifischen Eigenschaften der verfügbaren Materialien ermittelt werden.

[Tabelle 43](#) zeigt Materialeigenschaften von Stoffen, die als elektrische Heizelemente verwendet werden können.

Literaturdaten in [Abb. 153](#) und in [Abschnitt 4.1 Abb. 41 a](#) zeigen, dass Materialien mit hoher Wärmeausdehnung tendenziell niedrige Schmelz- oder Glasübergangstemperaturen aufweisen. [Ashby \[352\]](#) stellt in [Abb. 153](#) für unterschiedliche Stoffgruppen die üblichen Bereiche von Wärmeausdehnung und Elastizitätsmodul dar. Die verhältnismäßig grobe Darstellung auf logarithmischen Achsen ermöglicht allerdings keinen detaillierten Vergleich unterschiedlicher Polymere. Die eigene Gegenüberstellung in [Abschnitt 4.2 Abb. 41 b](#) zeigt daher die Bereiche von Wärmeausdehnung und Glasübergangstemperatur für kommerziell erhältliche Kunststoffe auf Basis der in [Tabelle 41](#) und [42](#) gezeigten Daten.

Literaturdaten in [Abb. 152 a und b](#) zeigen zudem ähnliche Zusammenhänge zwischen dem Wärmeausdehnungskoeffizienten und den Schmelztemperaturen für verschiedene Materialien. Auf

² Die Biegefestigkeit ist definiert als der Quotient aus dem maximalen Biegemoment, das beim Bruch der Probe auftritt, und dem mechanischen Widerstandsmoment [\[351\]](#).

³ Die Grenzbiegespannung ist bei harten Schaumstoffen definiert als der beim Biegeversuch ermittelte Quotient aus dem Biegemoment in der Probenmitte, bei der für den Prüfkörper festgelegte Grenzdurchbiegung und dem mechanischen Widerstandsmoment des Prüfkörperquerschnittes [\[351\]](#), üblich ist daher die Angabe z.B. der 3,5%-Grenzbiegespannung.

Tabelle 41: Mechanische Materialdaten von Kunststoffen.

Bezeichnung	Kurzzeichen	Typ ^{*1}	Dichte in g/cm ³	Wärmeausdehnungskoeffizient in 10 ⁻⁶ K ⁻¹	Wärmeleitfähigkeit in W/K·m	Wärmekapazität in J/g·K	E-Modul in GPa	Zugfestigkeit oder Streckspannung in MPa	Biegefestigkeit oder 3,5% Biegespannung in MPa	Quellen
SU-8 2025	SU-8	D	1,20 ^{*2}	50...102	0,20...0,30*	1,50...1,67 ^{*3}	2,00...4,95	34...130		[163, 164, 392, 253, 356, 357, 404, 358, 359]
Acrylnitril-Butadien-Styrol	ABS	T	1,04...1,12	60...110	0,14...0,19	1,30...1,51	1,30...3,00	32...67	67...130	[405-409, 360, 361, 410]
Acrylester-Styrol-Acrylnitril	ASA	T	1,04...1,08	70...110	0,17...0,20	1,30	1,10...2,60	30...50	48...60	[384, 405, 411, 412]
Celluloseacetat	CA	T	1,27...1,32	120	0,20	1,60	1,00...3,80	25...65		[383, 384, 405, 406, 411, 413, 414]
Celluloseacetobutyrat	CAB	T	1,18...1,20	100...150	0,21...0,25	1,60	0,88...1,80	20...45		[384, 411, 413, 415-417]
Ethylen-Chlortrifluorethylen	ECTFE	T	1,65...1,71	40...100	0,13...0,16	0,95...1,26	1,20...1,85	29...55	49...54	[407, 408, 417-421]
Ethylen-Tetrafluorethylen	ETFE	T	1,70...1,78	80...135	0,23...0,24	0,90...1,95	0,50...1,30	24,45	25...30	[419, 422-425]
Fluorethylenpropylen	FEP	T	2,15...2,20	90...140	0,20...0,25	1,17	0,35...0,70	9...21		[408, 409, 417, 419, 426]
Liquid Crystal Polymer	LCP	T	1,40...1,90	38...75	0,20...0,35		8...15	140...240	150...300	[405, 360, 361, 417, 427]
Polyamid	PA 12	T	1,01...1,02	100...110	0,23	1,26...2,10	1,10...1,80	35...65	75	[383, 405, 407, 414, 428, 429]
Polyamid	PA 6/6.6	T	1,13...1,15	70...110	0,23...0,88	1,46...1,70	1,10...3,47	45...90	60...140	[384, 224, 407, 408, 411, 419, 430-432]
Polyamidimid	PAI	T	1,41...1,56	30...40	0,26	0,24	4,20...4,90	100...190	120...240	[407, 417, 433, 434]
Polybutylenterephthalat	PBT	T	1,30...1,34	57...160	0,17...0,27	1,25...1,31	1,91...2,80	40...60	85	[224, 405, 361, 411, 435-437]
Polycarbonat	PC	T	1,20	60...70	0,20...0,21	1,17	2,10...2,40	56...69	90	[224, 405, 407, 411, 414, 419, 430, 438]
Polychlortrifluorethylen	PCTFE	T	2,10...2,16	40...80	0,19...0,24	0,90...0,92	0,95...2,10	32...51	52...70	[384, 407, 408, 411, 417, 419, 439]
Polyethylen niedriger Dichte	PE-LD	T	0,91...0,93	150...250	0,32...0,42	2,1...2,5	0,17...0,68	8...23		[224, 405, 411, 430, 440-443]
Polyethylen hoher Dichte	PE-HD	T	0,93...0,96	120...200	0,38...0,51	1,7...2,7	0,70...1,40	25...40	22...30	[224, 405, 407, 411, 414, 419, 430, 441, 443, 444]
Polyetheretherketon	PEEK	T	1,20...1,32	45...55	0,25...0,32	0,32...1,45	2,30...4,40	70...140	160...175	[387-389, 394, 405, 407, 408, 414, 445, 446]

*1 T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer

*2 Dichte des SU-8-Harzes, nicht des vernetzten Kunststoffes

*3 Simulationswert aus [253]

Tabelle 41: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	Kurzzeichen	Typ*1	Dichte in g/cm ³	Wärmeausdehnungskoeffizient in 10 ⁻⁶ K ⁻¹	Wärmeleitfähigkeit in W/K·m	Wärmekapazität in J/g·K	E-Modul in GPa	Zugfestigkeit oder Streckspannung in MPa	Biegefestigkeit oder 3,5% Biegespannung in MPa	Quellen
Polyetherimid	PEI	T	1,27	45...62	0,22...0,24	1,1...2,0	2,90...3,45	85...110	145...165	[405, 407, 408, 411, 447-449]
Polyethersulfon	PES	T	1,36...1,37	49...56	0,17...0,19	1,0...1,45	2,40...2,80	80...90	111	[384, 405, 407, 436, 447, 450]
Polyethylenterephthalat	PET	T	1,37...1,43	40...80	0,23...0,29	1,05...1,10	2,20...3,45	47...91	86...134	[224, 405, 407, 408, 430, 451-453, 362]
Perfluoralkoxyalkan	PFA	T	2,10...2,20	100...160	0,19...0,22	1,09...1,17	0,27...0,70	14...30	15 / 270...350	[408, 417, 419, 454]
Polyimid (Kapton)	PI	T	1,42...1,43	45...63	0,22...0,35	1,04...1,13	2,20...3,20	72...100	82...123	[405, 414, 455-458]
Polymethylmethacrylat (Plexiglas)	PMMA	T	1,17...1,20	70...90	0,18...0,19	1,47	1,60...3,60	50...77	100...135	[224, 405-407, 360, 419, 459]
Polyoxymethylen	POM	T	1,41...1,42	90...120	0,25...0,30	1,46...1,50	1,60...3,60	55...78	90...120	[224, 405, 407, 408, 360, 414, 419, 460]
Polypropylen	PP	T	0,90...0,95	110...170	0,17...0,25	1,70...2,00	1,10...1,80	21...37	45	[224, 405-408, 419, 440, 461]
Polyphenylenether	PPE	T	1,06...1,10	60...80	0,22...0,23	1,20	2,30...2,50	50...55	95	[407, 414, 462, 463]
Polyphenylenoxid, modifiziert	PPO	T	1,06...1,09	60...80	0,16...0,22	1,20	2,30...2,50	45...55	75	[411, 464, 465]
Polyphenylensulfid	PPS	T	1,34...1,43	55...100	0,25...0,30	1,18	2,40...4,25	75...94	143	[383, 224, 408, 417, 466, 467]
Polyphenylensulfon	PPSU	T	1,24...1,25	55...65	0,30...0,35	1,10	2,34...2,50	69...83	91...106	[406, 408, 417, 468, 469]
Polystyrol	PS	T	1,05	60...100	0,17...0,18	1,30	3,20...3,25	45...65	103	[383, 224, 405, 430, 470, 471]
Polysulfon	PSU	T	1,24	54...60	0,15...0,28	1,00...1,30	2,48...2,75	70...100	106	[405-408, 430, 447, 472]
Polytetrafluorethylen (Teflon)	PTFE	T	2,14...2,20	100...250	0,23...0,25	0,96...1,03	0,36...0,75	10...40	14...57	[224, 405, 407, 408, 411, 419, 473]
Polyuretan	PUR	D	1,05...1,25	10...200	0,19...0,58	1,76	0,29...4,00	3...80	72	[405, 411, 474-477]
Polyvinylchlorid	PVC	T	1,36...1,55	70...80	0,14...0,20	0,85...0,9	1,00...3,50	44...75	76...90	[407, 408, 411, 419, 430, 476, 479-481]
Polyvinylidenfluorid	PVDF	T	1,76...1,79	125...140	0,11...0,19	0,96...1,20	2,10...2,50	35...59	75...80	[224, 405, 406, 482, 483]
Styrol-Acrylnitril	SAN	T	1,08	50...80	0,17...0,18	1,20...1,38	3,60...3,90	72...84	105...140	

*1 T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer

Tabelle 42: Thermische Materialdaten von Kunststoffen.

Bezeichnung	Kurzzeichen	Typ*1	Glasübergangstemperatur in °C	Vicat- Erweichungs- temperatur A in °C	Vicat- Erweichungs- temperatur B in °C	HDT-Form- beständigkeits- temperatur A in °C	HDT-Form- beständigkeits- temperatur B in °C	Dauergebrauchs- temperatur in °C	Schmelz- temperatur in °C	Quellen
SU-8 2025	SU-8	D	135...180**4					315		[163, 164, 392, 253, 356, 357, 404, 358, 359]
Acrylnitril-Butadien-Styrol	ABS	T	80...145	87...114	88...106	90...112	90...112	70...100	145	[405-409, 360, 361, 410]
Acrylester-Styrol-Acrylnitril	ASA	T	100...108	101...117	91...105	101...110	101...110	70...75	250...265	[384, 405, 411, 412]
Celluloseacetat	CA	T	100...130	75...95	46...87	57...97	57...97	70	160...230	[383, 384, 405, 406, 411, 413, 414]
Celluloseacetobutyrat	CAB	T	80...120	88...100	69...92	89	89	60	160...230	[384, 411, 413, 415-417]
Ethylen-Chlortrifluorethylen	ECTFE	T	45...85	116	63...78	82...116	82...116	140...180	190...247	[407, 408, 417-421]
Ethylen-Tetrafluorethylen	ETFE	T	-100	134	71...75	104...105	104...105	150...180	255...285	[419, 422-425]
Fluorethylenpropylen	FEP	T		70	51...70	70	70	200...205	253...290	[408, 409, 417, 419, 426]
Liquid Crystal Polymer	LCP	T	160...190	145	170...240	225	225	185...250	275...330	[405, 360, 361, 417, 427]
Polyamid	PA 12	T	35...45		50	140	140	70...100	175	[383, 405, 407, 414, 428, 429]
Polyamid	PA 6/6.6	T	40...90		65...105	160...220	160...220	70...120	220...272	[384, 224, 407, 408, 411, 419, 430-432]
Polyamidimid	PAI	T	240...280		280	278	278	250...260		[407, 417, 433, 434]
Polybutylenterephthalat	PBT	T	45...84	174	54...65	165	165	100...200	220...260	[224, 405, 361, 411, 435-437]
Polycarbonat	PC	T	145...200	148	125...135	138...140	138...140	115...130	220...260	[224, 405, 407, 411, 414, 419, 430, 438]
Polychlortrifluorethylen	PCTFE	T	71	210	65...120	70...120	70...120	150...180	185...224	[384, 407, 408, 411, 417, 419, 439]
Polyethylen niedriger Dichte	PE-LD	T	-120...-30	91	35...43	41	41	60...75	105...115	[224, 405, 411, 430, 440-443]
Polyethylen hoher Dichte	PE-HD	T	-110...-70	128...129	72...83	69...86	69...86	70...100	125...138	[224, 405, 407, 411, 414, 419, 430, 441, 443, 444]
Polyetheretherketon	PEEK	T	140...150	335	250...310	182...360	182...360	240...260	335...345	[387-389, 394, 405, 407, 408, 414, 445, 446]

*1: T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer

**4: Bei HB= 180° und Postbake-Temperaturen von min. 95...120°C [163] bzw. bei Hardbaketemperaturen im Bereich 150...180°C [357]

Tabelle 42: Fortsetzung der letzten Seite

Bezeichnung	Kurzzeichen	Typ*1	Glasübergangstemperatur in °C	Vicat- Erweichungs- temperatur A in °C	Vicat- Erweichungs- temperatur B in °C	HDT-Form- beständigkeits- temperatur A in °C	HDT-Form- beständigkeits- temperatur B in °C	Dauergebrauchs- temperatur in °C	Schmelz- temperatur in °C	Quellen
Polyetherimid	PEI	T	215...217	215	210...211	190...210	200	170...200	217	[405, 407, 408, 411, 447-449]
Polyethersulfon	PES	T	203...225	220	215...222	195...215	204...218	160...220	225	[384, 405, 407, 436, 447, 450]
Polyethylenterephthalat	PET	T	70...98	79	75...80	69...100	73...170	60...120	244...260	[224, 405, 407, 408, 430, 451-453, 362]
Perfluoralkoxyalkan	PFA	T	90		74	45...50		200...260	290...310	[408, 417, 419, 454]
Polyimid (Kapton)	PI	T	250...340		238	228...360	237	240...260		[405, 414, 455-458]
Polymethylmethacrylat (Plexiglas)	PMMA	T	80...115	100...105	94...108	60...105	86...102	65...90	110	[224, 405-407, 360, 419, 459]
Polyoxymethylen	POM	T	-70...25		150	95...115	155...170	90...110	165...175	[224, 405, 407, 408, 360, 414, 419, 460]
Polypropylen	PP	T	-18...20	150...154	66...94	45...70	80...110	80...100	160...170	[224, 405-408, 419, 440, 461]
Polyphenylenether	PPE	T	100...210		100...135	115...130	138	90...100	290	[407, 414, 462, 463]
Polyphenylenoxid, modifiziert	PPO	T	150	145	133	100...130	130	84...105	148...225	[411, 464, 465]
Polyphenylensulfid	PPS	T	85...97			115...135		150...240	280...290	[383, 224, 408, 417, 466, 467]
Polyphenylensulfon	PPSU	T	220...221	183	180	163...207	181...214	160...180	215...220	[406, 408, 417, 468, 469]
Polystyrol	PS	T	90...100	106	101	65...86	98	50...80	100...240	[383, 224, 405, 430, 470, 471]
Polysulfon	PSU	T	188...190	178...185	184	170...179	180...181	150...160	188...190	[405-408, 430, 447, 472]
Polytetrafluorethylen (Teflon)	PTFE	T	125...130		110	50...60	120...140	250...280	320...340	[224, 405, 407, 408, 411, 419, 473]
Polyuretan	PUR	D	10...90		94	55...68	67	80...90		[405, 411, 474-477]
Polyvinylchlorid	PVC	T	80...110		75...114	65...105	61...72	60...85	80...130	[407, 408, 411, 417, 478]
Polyvinylidenfluorid	PVDF	T	-40...15	160...168	138...148	90...115	140...148	140...160	150...210	[407, 408, 411, 419, 430, 476, 479-481]
Styrol-Acrylnitril	SAN	T	95...110		101...117	90...104	101...110	85...90	106...190	[224, 405, 406, 482, 483]

*1 T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer

Tabelle 43: Bulk-Materialdaten von Metallen und Legierungen bei Raumtemperatur zum Einsatz als Heizelement in elektrothermischen Aktoren.

Material	Dichte in g/cm ³	Wärme- ausdehnungs- koeffizient in 10 ⁻⁶ K ⁻¹	Wärme- leitfähigkeit in W/K·m	Wärme- kapazität in J/g·K	Elastizitäts- modul in GPa	Poisson- zahl	Spezifischer Widerstand in Ω·mm ² /m	Temperatur- koeffizient in 10 ⁻³ K ⁻¹	Quellen
Al	2,7	23,03	237	0,9	70,6	0,345	0,0261	4,2	[251, 269]
Cu	8,95	16,5	401	0,385	129,8	0,343	0,0158	4,3	[251, 269, 363]
Au	19,3	14,16	317	0,126	78,5	0,42	0,0201	4,0	[251, 269]
Cr	7,19	6,2	93,7	0,444	279	0,21	0,129	5,9	[251, 269]
Ni	8,9	13,3	83	0,435	199,5	0,312	0,062	6,8	[251, 269]
Ti	4,5	8,4	21	0,519	120,2	0,361	0,39	3,8	[251, 269, 364]
Konstantan 55% Cu + 44% Ni + 1% Mn	8,9	13,5...15	23	0,41	162...166	0,325	0,49	≤ 0,04	[396, 270, 365-368]

D Charakterisierung von Referenzaktoren

Die Charakterisierung von Referenzaktoren erfolgt mit dem in dieser Arbeit realisierten Motionanalyzer aus Kapitel 3 und angelehnt an die Messprozedur aus Anhang N. Die zu charakterisierenden Aktoren werden hierfür mit dem Emissionslack (*Kameralack-Spray schwarz, tiefmatt* von *Tetenal Europe GmbH*) beschichtet und die auftretende Maximaltemperatur über eine Infrarotkamera *SC655* von *FLIR* aufgezeichnet. Über kurze Testmessungen wird die maximale elektrische Leistung ermittelt, die zur Erwärmung der definierten Maximaltemperatur führt. Zur Charakterisierung werden die Aktoren bis hin zu dieser maximalen elektrischen Leistung stufenweise mit konstanter Leistung beaufschlagt, bis die Maximaltemperatur erreicht ist. Über eine Aufheizdauer und Abkühldauer von jeweils 20s werden im ersten Messablauf die unidirektionalen Sprungantworten der Leerlaufauslenkung und im zweiten Messablauf die Sprungantworten der Blockierkraft aufgezeichnet. Über eine Auswertung in *MATLAB* werden automatisiert die erreichten Auslenkungen, Kräfte und Temperaturen auf den aufgezeichneten Plateaus der Sprungantworten ausgewertet. Abb. 154 visualisiert die automatisierte Auswertung in *MATLAB*.

Zur Charakterisierung der Dynamik beim Einschalt- und Ausschaltvorgang der Referenzaktoren kommen zwei Methoden zum Einsatz. Zum einen werden als charakteristische zeitliche Kenngrößen beim Temperaturverlauf die Aufheiz- und Abkühlzeit bestimmt, bei der die Messdaten 86,5% des Temperaturanstiegs bzw. 86,5% des Temperaturabfalls erreicht haben. Entsprechend

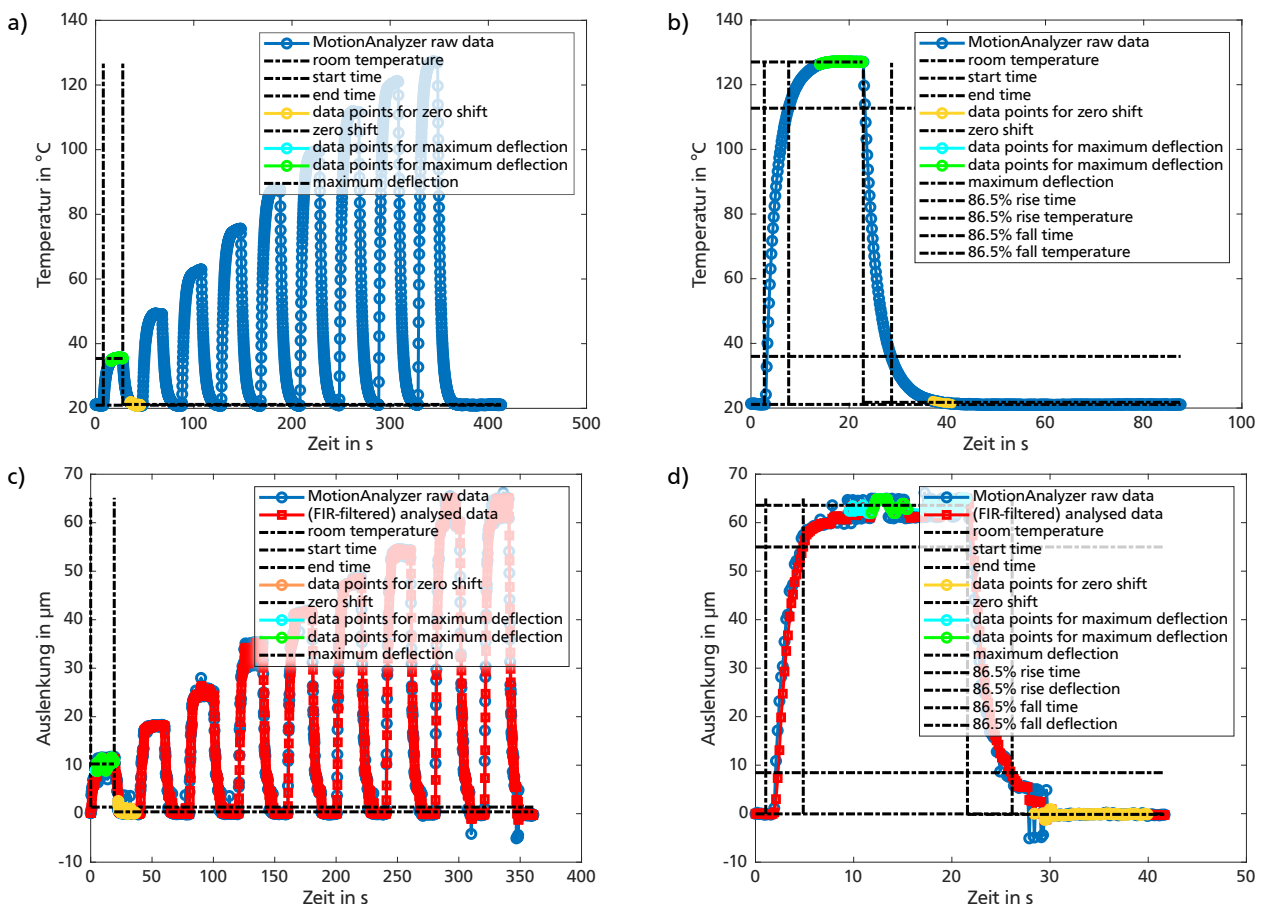


Abbildung 154: Automatisierte Auswertung der aufgenommenen Messdaten über *MATLAB*: a) Erste Iteration einer Temperaturmessung; b) Letzte Iteration einer Temperaturmessung mit 86,5%-Schnittpunkten; c) Erste Iteration einer Auslenkungsmessung; d) Letzte Iteration einer Auslenkungsmessung mit 86,5%-Schnittpunkten. Gemessene Auslenkungen werden zur Rauschminderung mit einem FIR-Filter geglättet (gleitender Mittelwert über 3 Messwerte).

werden auch bei den mechanischen Messgrößen (Aktorauslenkung und -kraft) die Ansprechzeiten jeweils über den Schnittpunkt bei 86,5% des Anstiegs bzw. 86,5% des Abfalls direkt aus den Messdaten und mittels automatisierter *MATLAB*-Auswertung bestimmt.

Zum anderen werden die Messdaten mittels Fit-Funktionen angenähert und die charakteristischen Zeitkonstanten der Fit-Funktionen zum Vergleich herangezogen. Die untersuchten Referenzaktoren weisen im zeitlichen Verlauf der gemessenen Auslenkung i.d.R. hohe Ähnlichkeit mit einer PT1-Sprungantwort auf. Mittels einer automatisierten *MATLAB*-Auswertung werden die Zeitkonstanten $\tau_{\xi, \text{Aufwärmen}}$ und $\tau_{\xi, \text{Abkühlen}}$ als Fitparameter bestimmt, wobei für den Aufwärmvorgang eine Fit-Funktion nach [Gleichung 120](#) und für den Abkühlvorgang eine Fit-Funktion nach [Gleichung 121](#) verwendet wird. Werte für die maximale Auslenkung ξ_{max} und die Nulllagenverschiebung ξ_{Nulllage} werden der Messung entnommen und gehen in die Fit-Funktion als feste Parameter ein. Für die thermischen Zeitkonstanten $\tau_{\text{therm, Aufwärmen}}$ und $\tau_{\text{therm, Abkühlen}}$ kommen die entsprechenden Fit-Funktion nach [Gleichung 122](#) und [123](#) zum Einsatz, die ebenfalls ein PT1-Verhalten abbilden.

$$\xi_{\text{Aufwärmen}}(t) = \xi_{\text{max}} \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_{\xi, \text{Aufwärmen}}}\right) \quad (120)$$

$$\xi_{\text{Abkühlen}}(t) = \left(\xi_{\text{max}} - \xi_{\text{Nulllage}}\right) \cdot e^{-t/\tau_{\xi, \text{Abkühlen}}} \quad (121)$$

$$T_{\text{Aufwärmen}}(t) = T_0 + (T_{\text{max}} - T_0) \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_{\text{therm, Aufwärmen}}}\right) \quad (122)$$

$$T_{\text{Abkühlen}}(t) = T_0 + (T_{\text{max}} - T_0) \cdot e^{-t/\tau_{\text{therm, Abkühlen}}} \quad (123)$$

Die gemessenen Kräfte beim Aufwärmen weisen Ähnlichkeit mit einer gedämpften PT2-Sprungantwort auf. Für die Kraftmessdaten kommt daher die Fit-Funktion nach [Gleichung 124](#) zum Einsatz, welche die Übertragungsfunktion eines PT2-Glieds darstellt [[369](#)]. Die Kraft $F_{t=40s, \text{warm}}$ wird der Messung entnommen und geht in die Fit-Funktion als quasi-fester Parameter ein, der nur um maximal 2% vom Messwert abweichen darf. Die gefitteten Kenngrößen sind die Abklingkonstante δ_e und die Eigenfrequenz ω_e , welche über die [Gleichungen 125](#) und [126](#) mit dem Dämpfungsgrad $D = \frac{\tau_1}{2 \cdot \tau_2} = \frac{\tau_1}{2} \cdot \omega_0$ und der Kennkreisfrequenz $\omega_0 = \frac{1}{\tau_2}$ des PT2-Verzögerungsglieds in Beziehungen stehen. Die charakteristischen Zeitkonstanten τ_1 und τ_2 eines PT2-Glieds werden daher mit den [Gleichungen 127](#) und [128](#) bestimmt. Zur Bestimmung der Zeitkonstanten beim Abkühlen wird die Fit-Funktion nach [Gleichung 129](#) verwendet, die sich am aperiodischen Grenzfall eines PT2-Glieds mit $D = 1$ orientiert [[369](#)]. Die Kraft $F_{t=40s, \text{warm}}$ wird der Messung entnommen und geht in die Fit-Funktion als fester Parameter ein.

$$F_{\text{Aufwärmen}}(t_e) = \begin{cases} 0 & \text{für } t < t_{\text{Totzeit}} \\ F_{t=20s, \text{warm}} \cdot \left(1 - e^{-\delta_e t_e} \cdot \left(\cos(\omega_e t_e) + \frac{\delta_e}{\omega_e} \cdot \sin(\omega_e t_e)\right)\right) & \text{für } t \geq t_{\text{Totzeit}} \end{cases} \quad (124)$$

mit $t_e = t - t_{\text{Totzeit}}$

$$\omega_e = \omega_0 \cdot \sqrt{1 - D^2} \quad (125)$$

$$\delta_e = D \cdot \omega_0 \quad (126)$$

$$\tau_1 = \frac{2 \cdot \delta_e}{\omega_e^2 + \delta_e^2} \quad (127)$$

$$\tau_2 = \frac{1}{\sqrt{\omega_e^2 + \delta_e^2}} \quad (128)$$

$$F_{\text{Abkühlen}}(t_e) = \begin{cases} F_{t=20s, \text{warm}} & \text{für } t < t_{\text{Totzeit}} \\ F_{t=40s, \text{kalt}} + (F_{t=20s, \text{warm}} - F_{t=40s, \text{kalt}}) \cdot e^{-\omega_0 t_e} \cdot (1 + \omega_0 \cdot t_e) & \text{für } t \geq t_{\text{Totzeit}} \end{cases} \quad (129)$$

mit $t_e = t - t_{\text{Totzeit}}$

Für PT2-Funktionen gilt im aperiodischen Grenzfall mit $D = 1$ das feste Verhältnis $\tau_1 = 2 \cdot \tau_2$ zwischen den Zeitkonstanten, wobei die Zeitkonstante τ_1 mit der einzelnen Zeitkonstante τ der PT1-Funktion vergleichbar ist. Zum Vergleich der Anstiegsgeschwindigkeiten zwischen den gefitteten PT1- und PT2-Funktionen wird daher als Kenngröße bei der PT2-Funktion die Zeitkonstante τ_1 herangezogen. [Tabelle 44](#) stellt sowohl die ermittelten Reaktionszeiten beim Anstieg bzw. beim Abfallen um 86,5% der Messwerte als auch die ermittelten Zeitkonstanten gegenüber.

Tabelle 44: Ermittelte Reaktionszeiten beim Anstieg bzw. beim Abfallen um 86,5% der Messwerte und Zeitkonstanten elektrothermischer Referenzaktoren.

Aktor	Messgröße	86,5%-Reaktionszeiten		Zeitkonstanten*	
		Aufheizen	Abkühlen	Aufheizen	Abkühlen
Referenzaktor PEEK	Temperatur	4,5...5,0 s	5,4...5,8 s	2,1...2,4 s	2,6...2,8 s
	Auslenkung	3,3...3,7 s	4,0...4,6 s	1,5...1,7 s	1,9...2,0 s
	Kraft	4,0...4,2 s	4,5...4,7 s	2,3 s	2,0...2,1 s
Referenzaktor SUEX	Temperatur	5,3...5,6 s	6,1...6,2 s	2,5...2,7 s	2,8...3,0 s
	Auslenkung	4,1...4,2 s	3,9...4,0 s	1,9...2,0 s	1,6...1,8 s
	Kraft	3,9...4,1 s	3,4...3,5 s	1,5...1,8 s	2,3 s
Referenzaktor PI	Temperatur	4,0...4,3 s	5,1...5,4 s	1,7...2,0 s	2,5 s
	Auslenkung	2,6 s	3,0...3,7 s	1,3...1,4 s	1,5...1,8 s
	Kraft	3,3...3,5 s	3,8...4,2 s	1,2...1,3 s	1,5...1,7 s
Referenzaktor PEI	Temperatur	4,5...4,8 s	4,1...5,8 s	2,1...2,2 s	1,3...2,7 s
	Auslenkung	2,8...3,0 s	4,1...4,2 s	1,2...1,3 s	1,7...1,8 s
	Kraft	3,5...3,7 s	3,9...4,2 s	1,4...1,5 s	1,6...1,7 s

* Zum Vergleich mit den PT1-Funktionen für Temperatur und Auslenkung wird bei der PT2-Funktion für die Kraftmessdaten die Zeitkonstante τ_1 herangezogen.

Der Vergleich zeigt, dass die Aufheizzeiten der Referenzaktoren i.d.R. geringfügig unterhalb der Abkühlzeiten liegen. Der langsamere Abkühlvorgang deutet darauf hin, dass im Vergleich zu dem thermischen Netzwerkmodell nach [Abb. 71](#) beim Abkühlvorgang ein geringfügig höhere thermische Verlustwiderstände berücksichtigt werden müssen. Die ermittelten mechanischen Ansprechzeiten liegen i.d.R. deutlich unterhalb der Werte für die thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten.⁴

Referenzaktoren aus PI und PEI weisen geringfügig kürzere thermische und mechanische Reaktionszeiten und Zeitkonstanten auf als Referenzaktoren aus SUEX oder PEEK, die Unterschiede fallen allerdings nur gering aus.

Im Folgenden sind die gewonnenen Messdaten und Auswertungen für Referenzaktoren aus PEEK, SUEX, PI und PEI dargestellt.

⁴ Die thermischen Aufheiz- und Abkühlzeiten werden nicht anhand der „mittleren Temperatur“ im erwärmten Balkenvolumen bestimmt, welche als proportional zur Ausdehnung des erwärmten Balkens angenommen werden kann, sondern anhand der jeweiligen „Oberflächen-Maximaltemperatur“. Die FEM-Analyse eines Referenzaktors in [Abschnitt 6.1 Tabelle 20](#) zeigt, dass die mittlere Temperatur im Volumen des erwärmten Balkens mit ca. 16°C deutlich unterhalb der jeweiligen Oberflächen-Maximaltemperatur liegen kann. Die kürzeren mechanischen Ansprechzeiten weisen darauf hin, dass die an der Oberfläche bestimmte Maximaltemperatur langsamer ansteigt als die mittlere Temperatur im Volumen des erwärmten Balkens. Dies zeigen auch die Ergebnisse einer transienten FEM-Analyse in [Abschnitt 6.1.2 Abb. 75](#), in der für den Temperaturanstieg des Balkenvolumens eine geringfügig kleinere Zeitkonstante ermittelt wird als für den Temperaturanstieg der Balkenoberfläche.

D.1 Referenzaktoren aus PEEK

Für einen der untersuchten Referenzaktor aus PEEK zeigt [Abb. 155 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. [Abb. 155 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Aluminium-Heizelements mit einem Grundwiderstand von $125,6 \Omega$, wobei sich der Widerstand während des Aufheizvorgangs auf bis zu $150,7 \Omega$ erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt. Für die maximale Betriebstemperatur von 125°C zeigt [Abb. 156](#) die resultierende stationäre Temperaturverteilung.

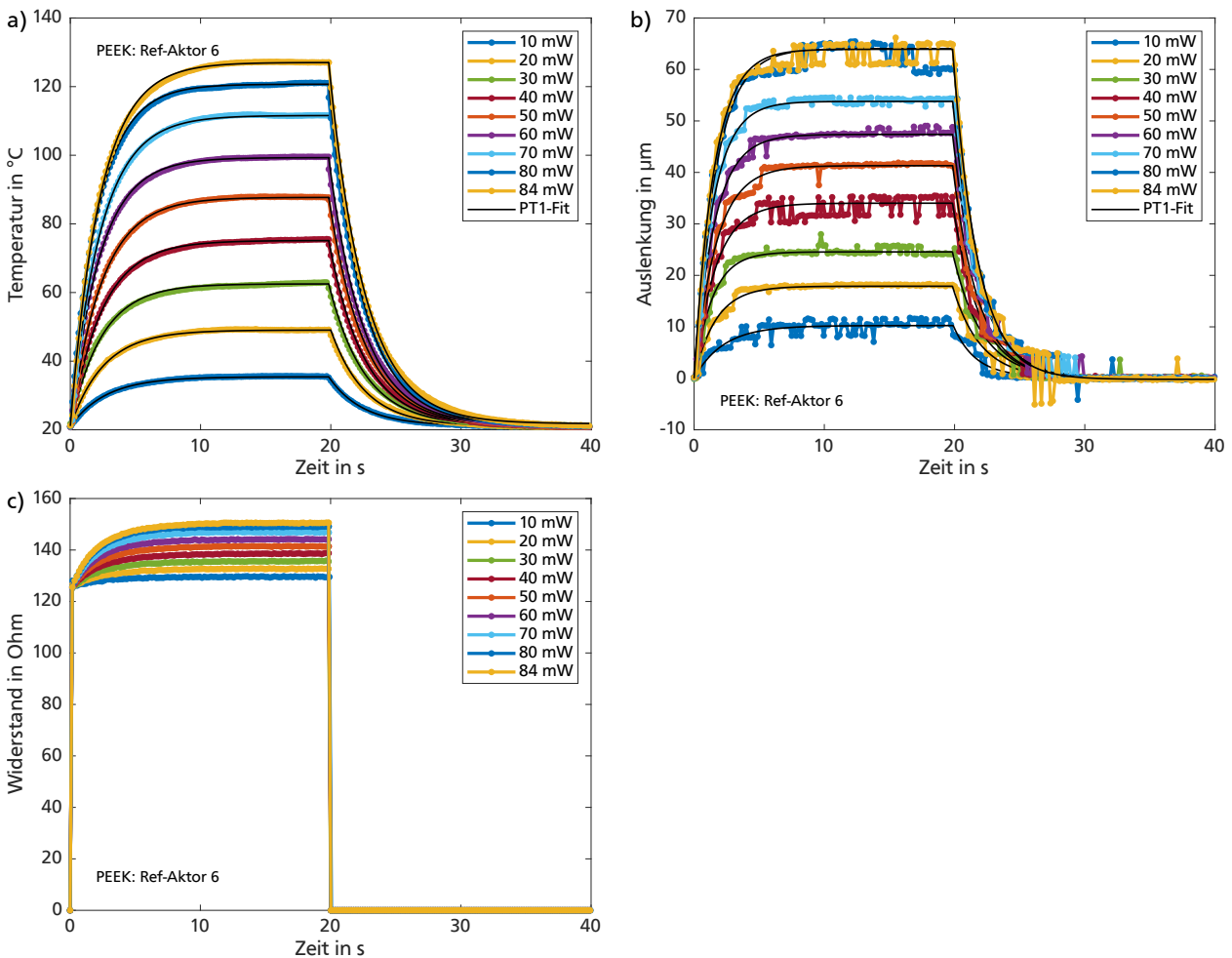


Abbildung 155: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PEEK (Aktor Nr. 6) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

[Abb. 157](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PEEK zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 4,5...5,0 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 5,6...5,8 s. Die Ansprechzeiten liegen bei der Auslenkungsmessung für das Aufheizen im Bereich 3,3...3,7 s sowie für das Abkühlen im Bereich 4,0...4,6 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

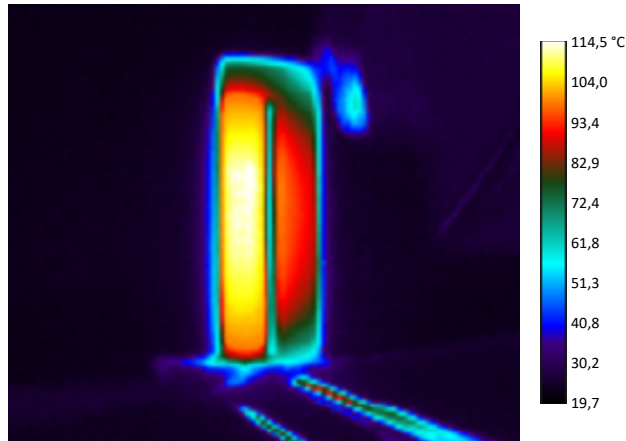


Abbildung 156: Gemessene stationäre Temperaturverteilung des Referenzaktors Nr. 6 aus PEEK bei einer Leistungsaufnahme von ca. 70 mW.

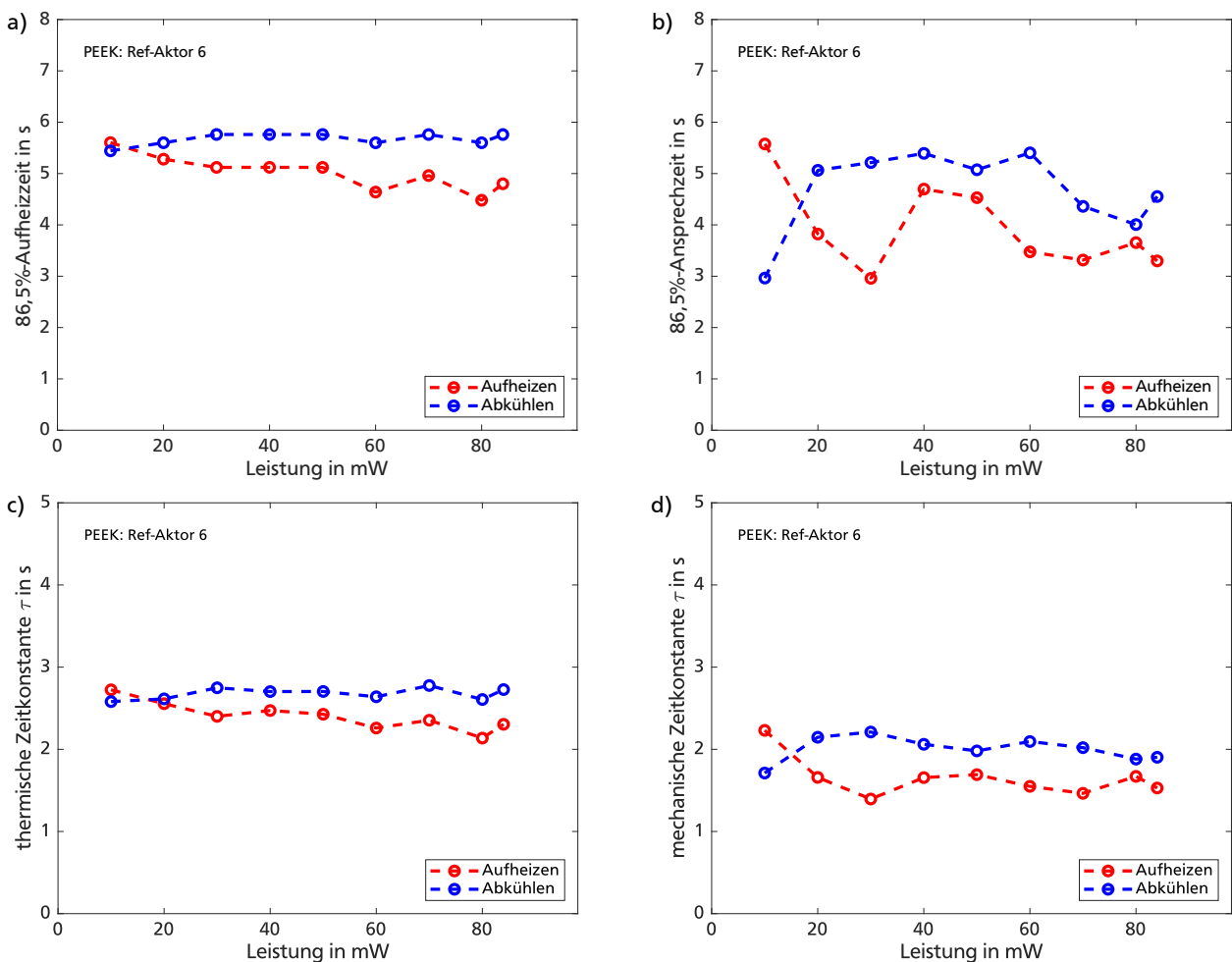


Abbildung 157: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PEEK (Aktor Nr. 6) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,1...2,4 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,6...2,8 s. Die Zeitkonstanten bei der Auslenkungs-

messung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,5...1,7 s sowie beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,9...2,0 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Für den exemplarischen Referenzaktor aus PEEK zeigt [Abb. 158](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Die Kraftverläufe werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen ebenfalls gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,1 s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut (siehe auch [Abb. 160 b](#)). Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt.

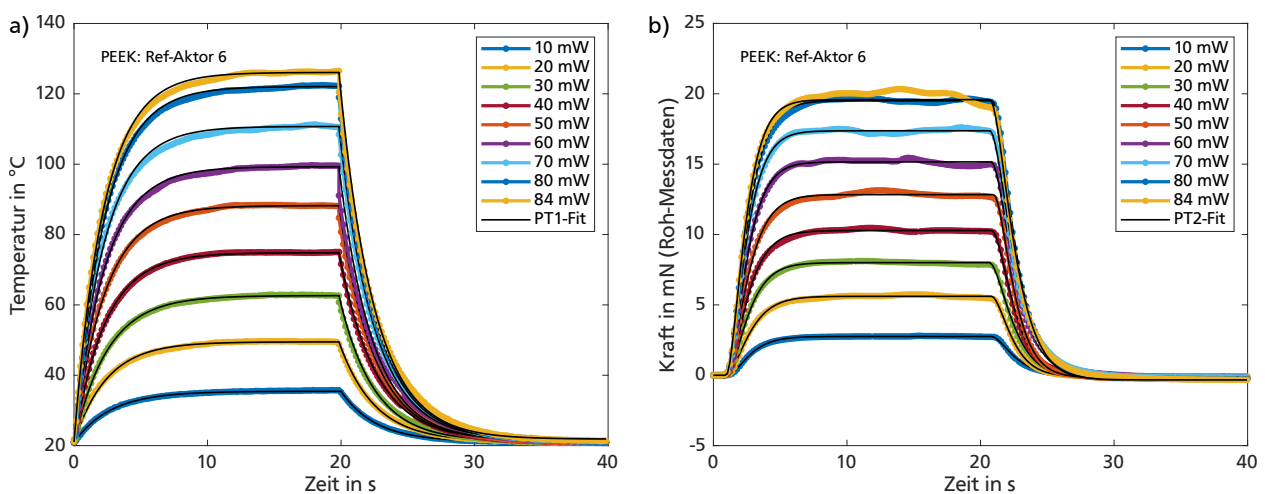


Abbildung 158: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PEEK (Aktor Nr. 6) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

[Abb. 159](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PEEK zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Kraftmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergibt sich eine Aufheizzeit von ca. 4,8 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 5,4...5,6 s. Die mechanischen Ansprechzeiten liegen bei der Kraftmessung für das Aufheizen im Bereich 4,0...4,2 s sowie für das Abkühlen im Bereich 4,5...4,7 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen mit ca. 2,3 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher mit ca. 2,6 s. Die Zeitkonstanten bei der Kraftmessung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,6...1,8 s sowie beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,0...2,1 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

[Abb. 160](#) zeigt das dynamische Verhalten des Referenzaktors anhand der direkten Gegenüberstellung der thermischen und mechanischen Sprungantwort sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung.

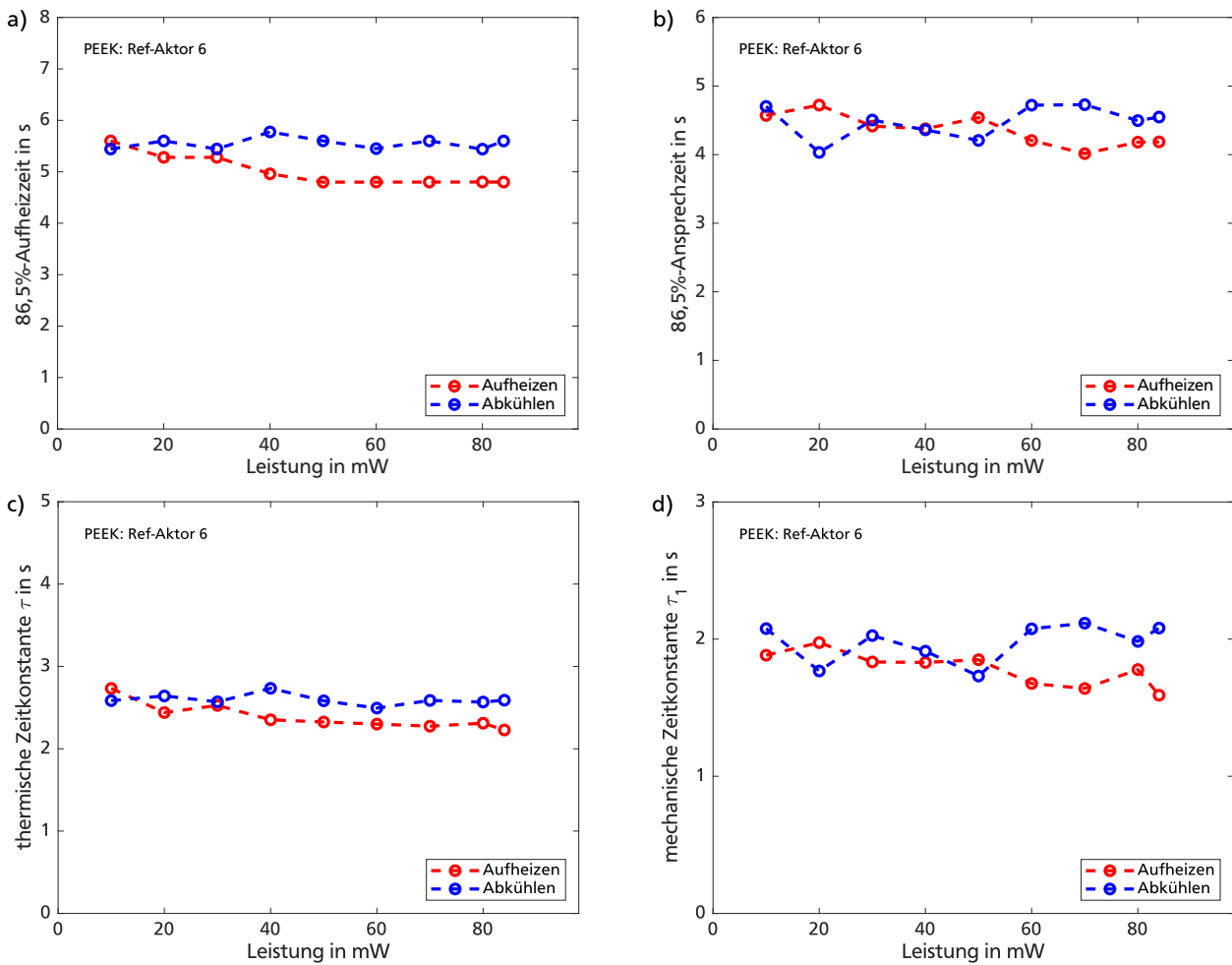


Abbildung 159: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PEEK (Aktor Nr. 6) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

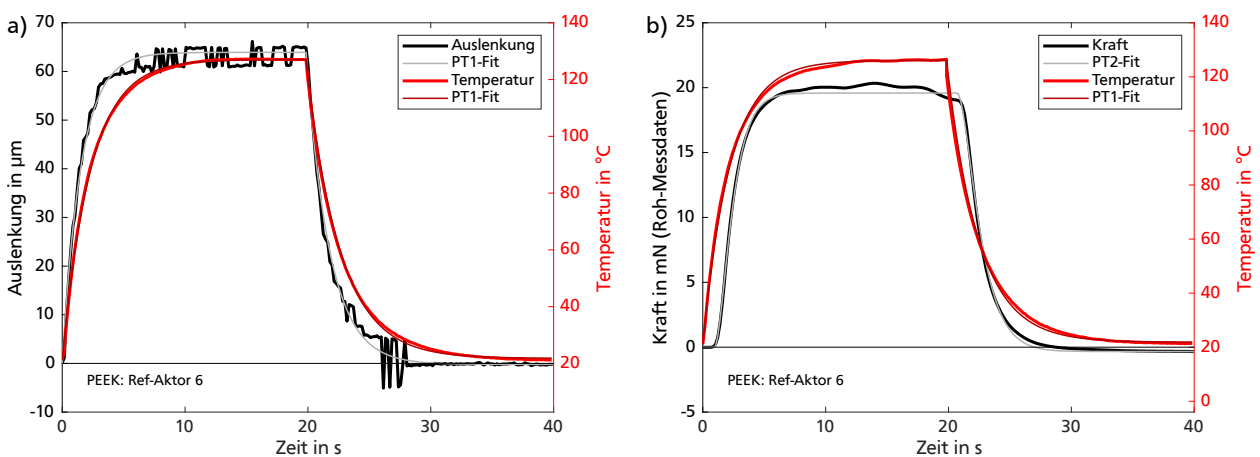


Abbildung 160: Dynamisches Verhalten eines Referenzaktors aus PEEK (Aktor Nr. 6) bei maximaler Heizleistung: a) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Auslenkung und Temperatur; b) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Kraft und Temperatur.

Um die Wiederholbarkeit des Aktorverhaltens zu dokumentieren, zeigt [Abb. 161](#) für einen der Referenzaktoren die aufgezeichnete Auslenkung über 4 Messungen hinweg. Bei maximaler Betriebstemperatur sind die erreichbaren Auslenkungen mit ca. $\pm 4 \mu\text{m}$ reproduzierbar.

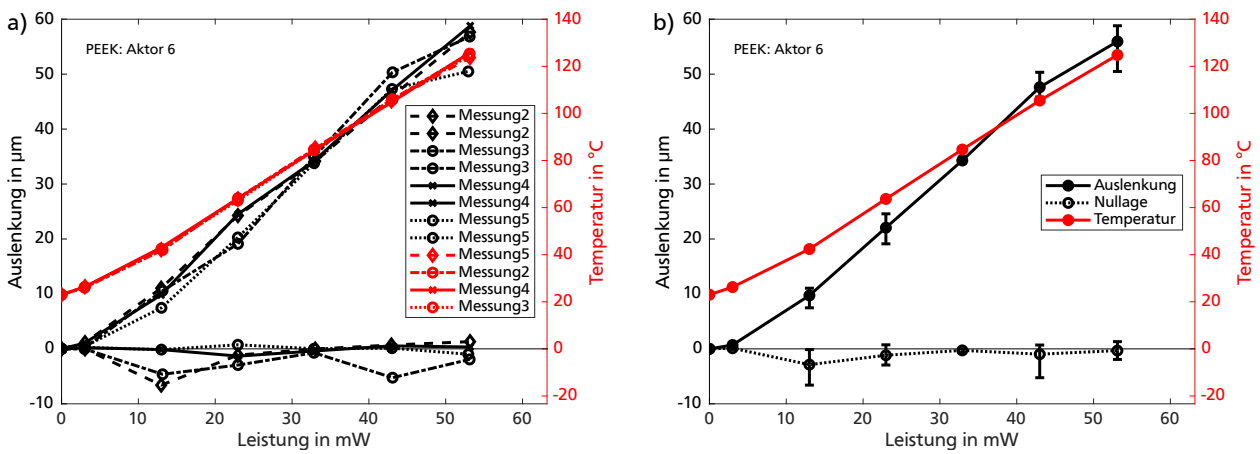


Abbildung 161: Wiederholgenauigkeit der Auslenkungen des Referenzaktors Nr. 6 aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aufgenommene Aktorkennlinien über 4 Messungen hinweg (die Nulllage des Aktors wird bei jedem Messbeginn neu bestimmt); b) Mittelwerte der 4 Messungen und Bandbreite der Ergebnisse.

[Abb. 162](#) zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PEEK die über *MATLAB* ausgewerteten stationären Auslenkungen, Nulllagenverschiebungen und Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

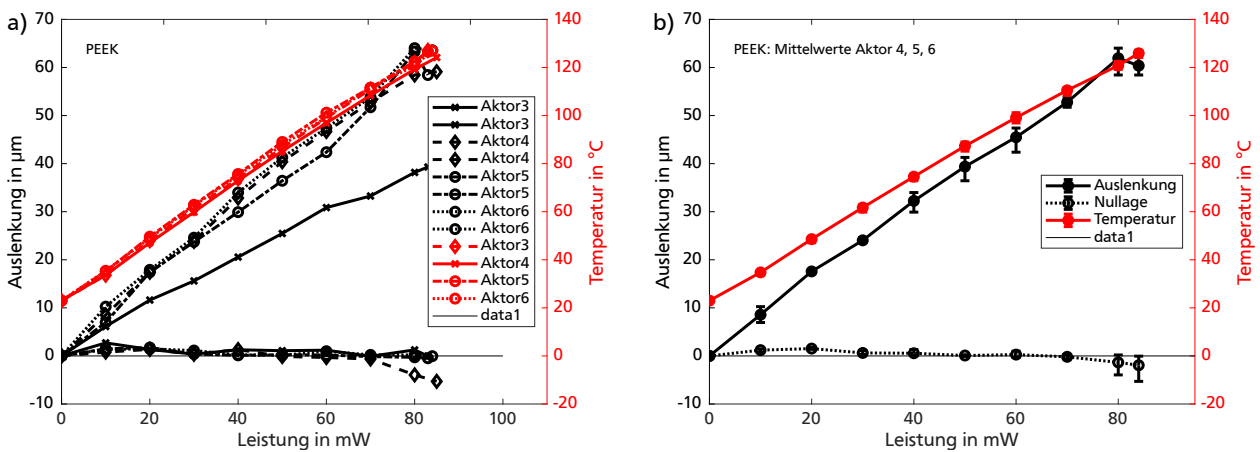


Abbildung 162: Gemessene Auslenkungen und Nulllagenverschiebungen von Referenzaktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 3 Aktoren.

[Abb. 163](#) zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PEEK die über *MATLAB* ausgewerteten erreichbaren stationären Blockierkräfte und die entsprechenden Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

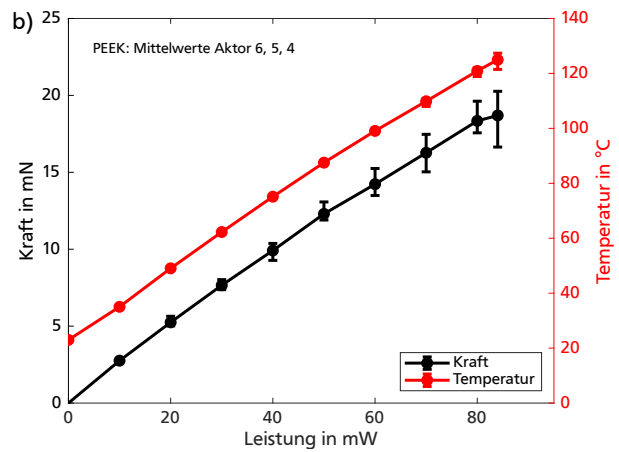
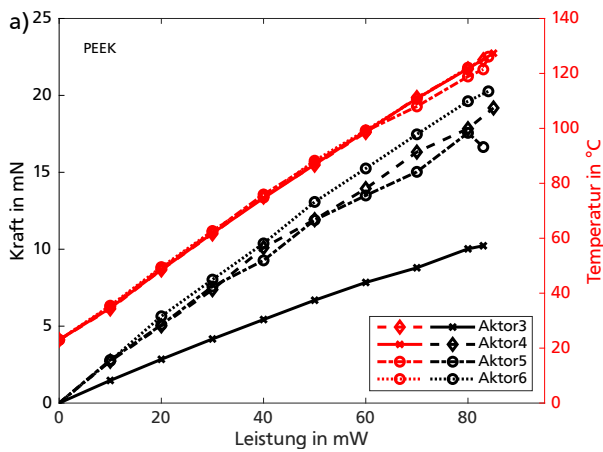


Abbildung 163: Gemessene Blockierkräfte von Referenzaktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 3 Aktoren.

D.2 Referenzaktoren aus SUEX

Für einen der untersuchten Referenzaktoren aus SUEX zeigt [Abb. 164 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. [Abb. 164 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Aluminium-Heizelements mit einem Grundwiderstand von $242\ \Omega$, wobei sich der Widerstand während des Aufheizvorgangs auf bis zu $272\ \Omega$ erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

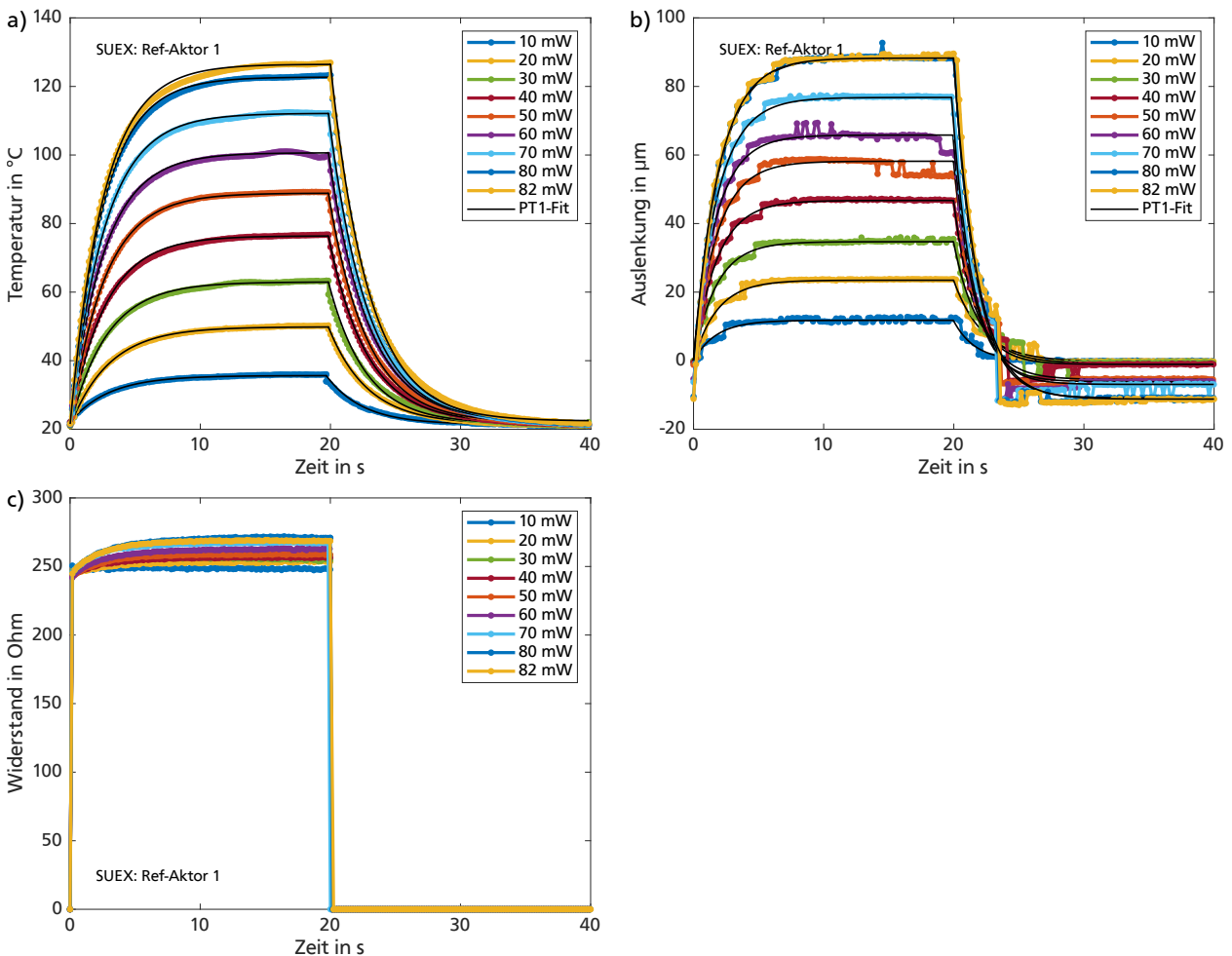


Abbildung 164: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus SUEX (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

[Abb. 165](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus SUEX zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 5,3...5,6 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten von ca. 6,2 s. Die Ansprechzeiten liegen bei der Auslenkungsmessung für das Aufheizen im Bereich 4,1...4,2 s sowie für das Abkühlen im Bereich 3,9...4,0 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,5...2,7 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,9...3,0 s. Die Zeitkonstanten bei der Auslenkungs-

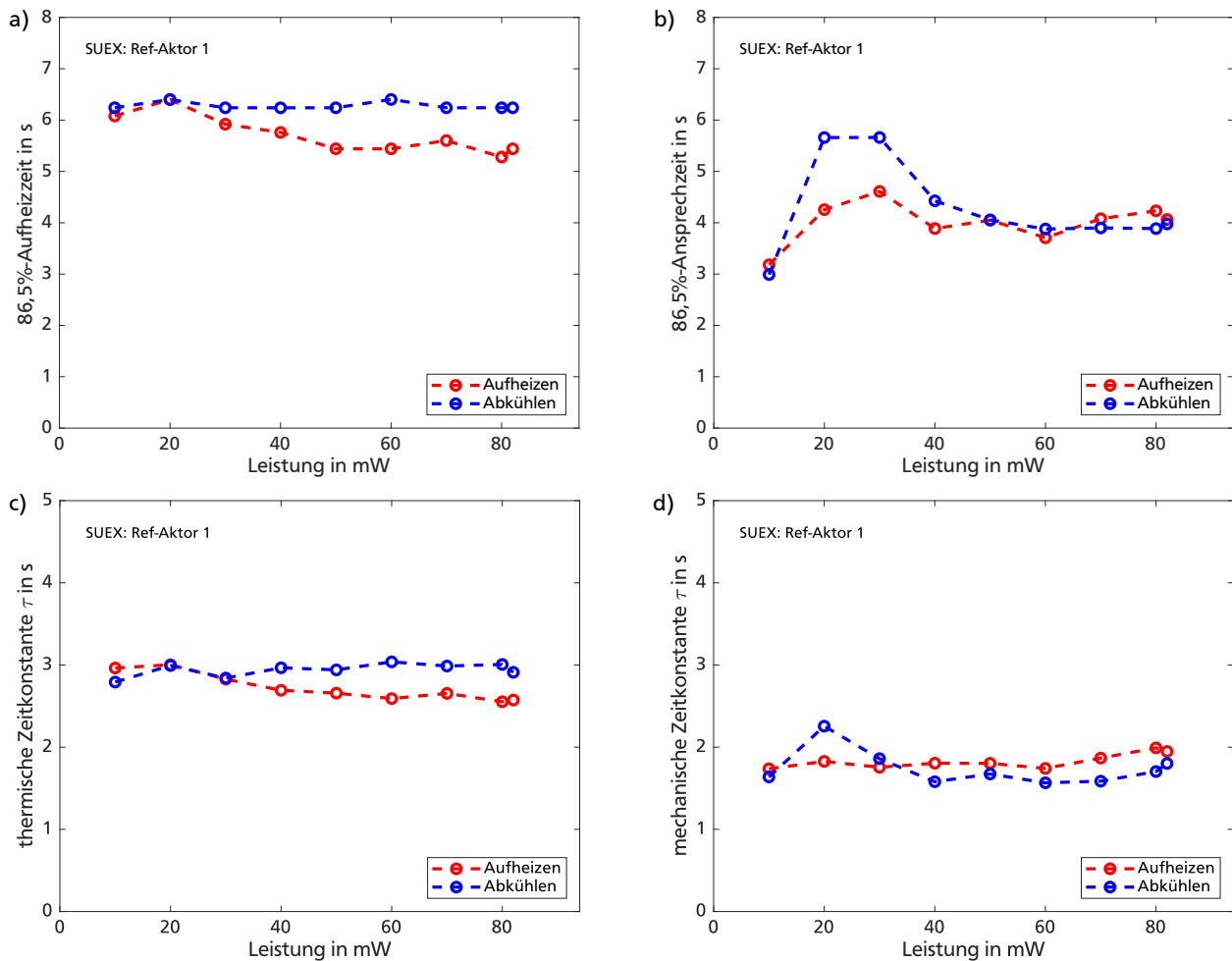


Abbildung 165: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus SUEX (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

messung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,9...2,0s sowie beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,6...1,8s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Für den exemplarischen Referenzaktor aus SUEX zeigt [Abb. 166](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1- und PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,1s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut (siehe auch [Abb. 168 b](#)). Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt.

[Abb. 167](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus SUEX zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Kraftmessung sowie die aus den Fit-Funktionen

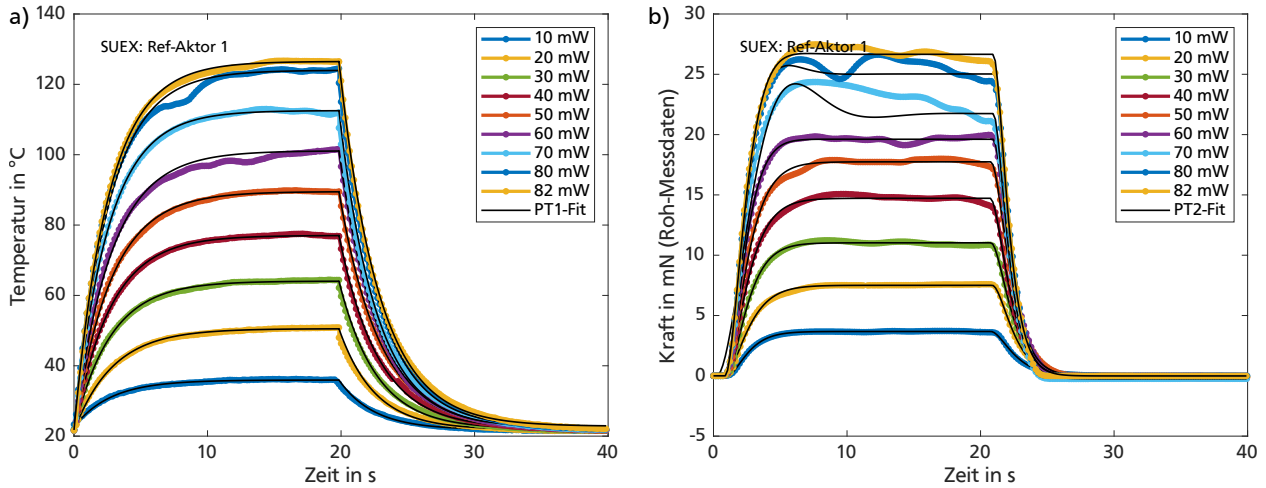


Abbildung 166: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus SUEX (Aktor Nr. 1) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

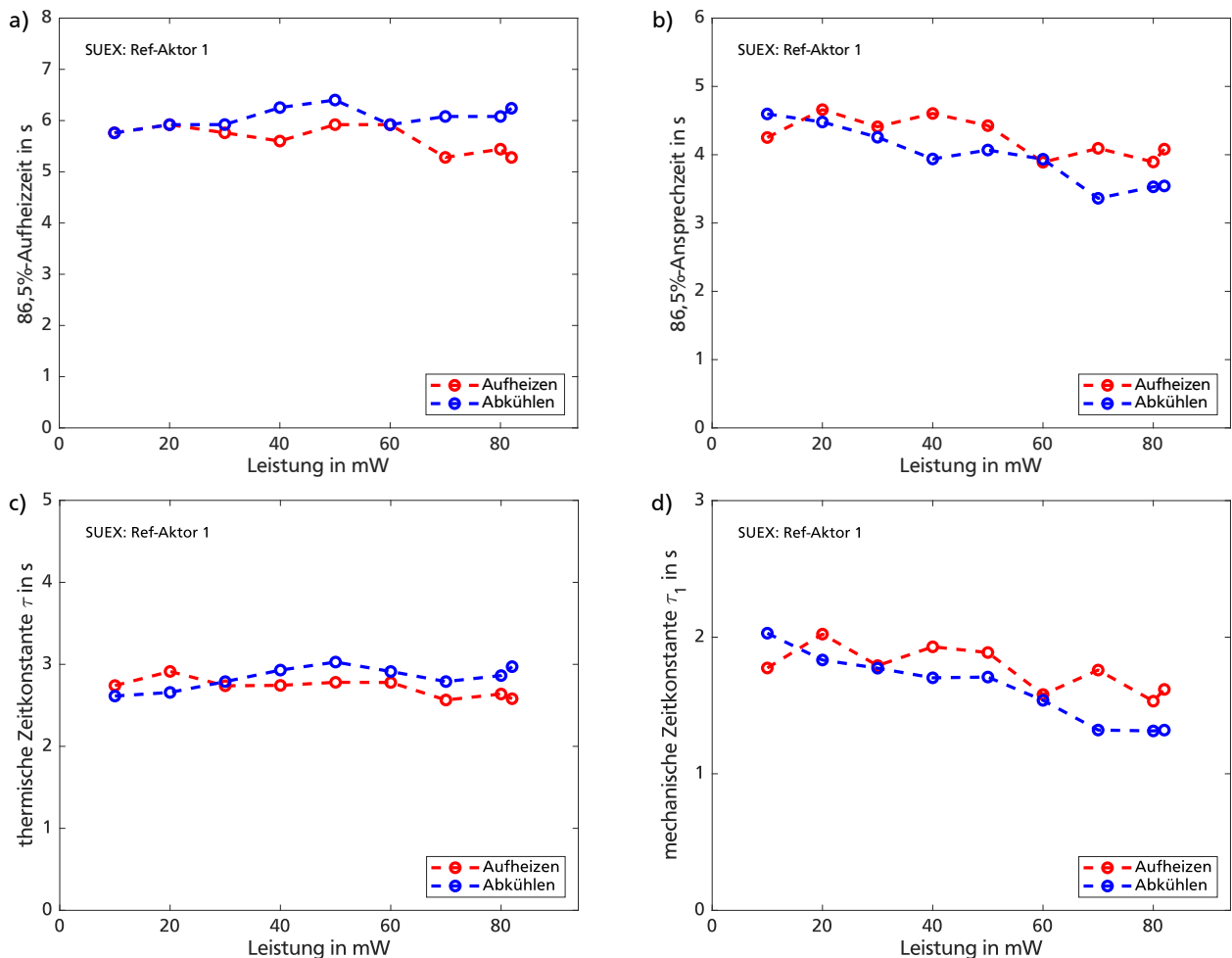


Abbildung 167: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus SUEX (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergibt sich eine Aufheizzeit im Bereich 5,3...5,4 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 6,1...6,2 s. Die mechanischen Ansprechzeiten liegen bei der Kraftmessung für das Aufheizen im Bereich 3,9...4,1 s sowie für das Abkühlen im Bereich 3,4...3,5 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen mit ca. 2,6 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,8...3,0 s. Die Zeitkonstanten bei der Kraftmessung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,5...1,8 s sowie beim Abkühlen geringfügig niedriger mit ca. 2,3 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Abb. 168 zeigt das dynamische Verhalten des Referenzaktors anhand der direkten Gegenüberstellung der thermischen und mechanischen Sprungantwort sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung.

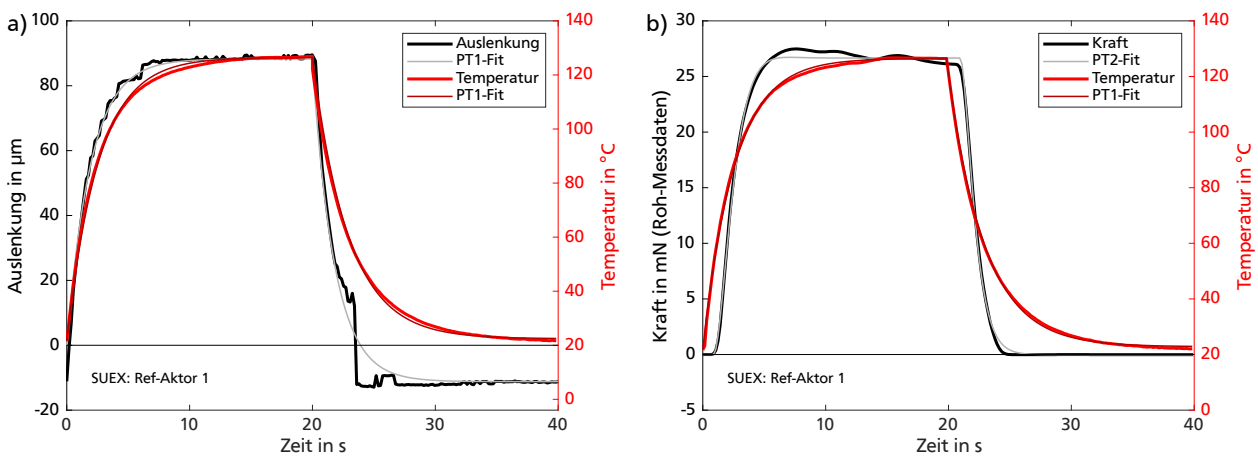


Abbildung 168: Dynamisches Verhalten eines Referenzaktors aus SUEX (Aktor Nr. 1) bei maximaler Heizleistung: a) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Auslenkung und Temperatur; b) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Kraft und Temperatur.

Abb. 169 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus SUEX die über MATLAB ausgewerteten stationären Auslenkungen, Nulllagenverschiebungen und Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

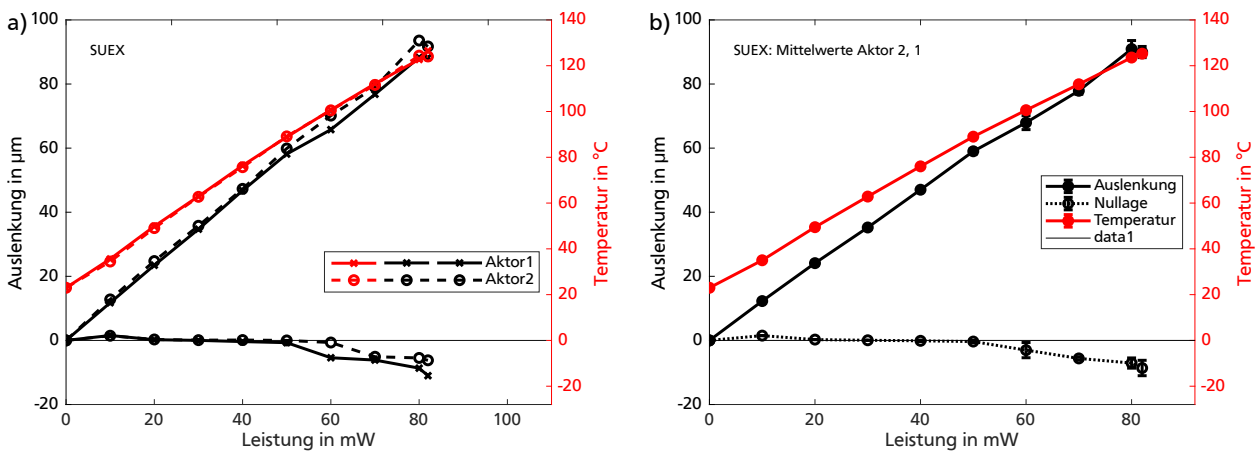


Abbildung 169: Gemessene Auslenkungen und Nulllagenverschiebungen von Referenzaktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 2 Aktoren.

Abb. 170 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus SUEX die über *MATLAB* ausgewerteten erreichbaren stationären Blockierkräfte und die entsprechenden Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

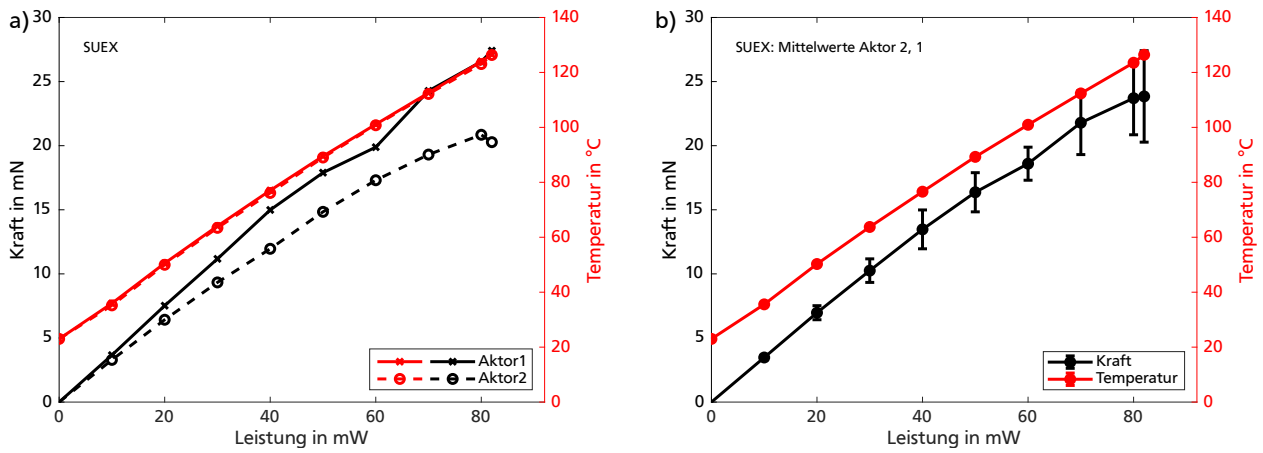


Abbildung 170: Gemessene Blockierkräfte von Referenzaktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 2 Aktoren.

D.3 Referenzaktoren aus PI

Für einen der untersuchten Referenzaktor aus PI zeigt [Abb. 171 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. [Abb. 171 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Aluminium-Heizelements mit einem Grundwiderstand von $97,3\ \Omega$, wobei sich der Widerstand während des Aufheizvorgangs auf bis zu $148\ \Omega$ erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

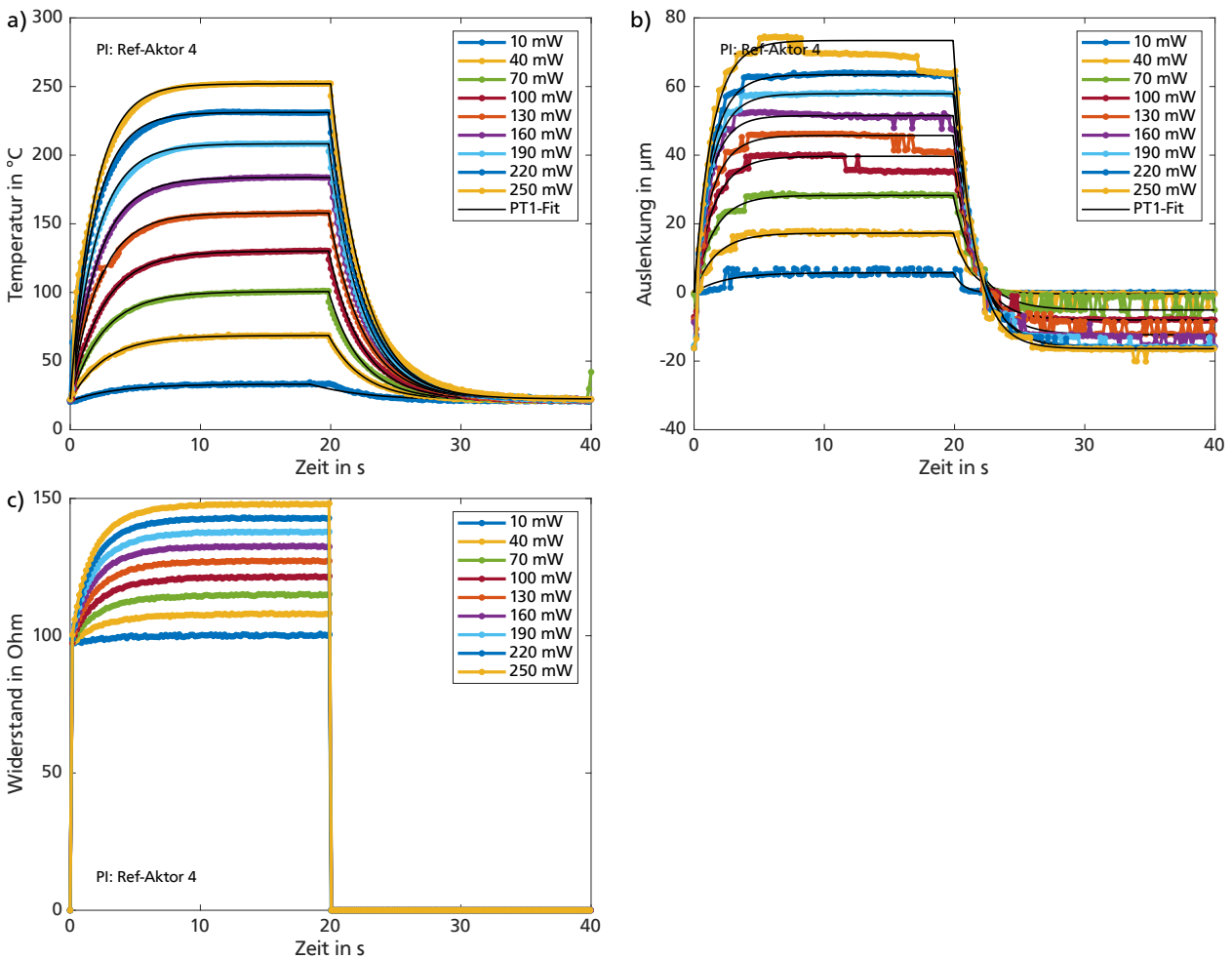


Abbildung 171: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PI (Aktor Nr.4) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

[Abb. 172](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PI zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich $4,0\text{...}4,3\text{ s}$ und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich $5,3\text{...}5,4\text{ s}$. Die Ansprechzeiten liegen bei der Auslenkungsmessung für das Aufheizen bei ca. $2,6\text{ s}$ sowie für das Abkühlen im Bereich $3,0\text{...}3,7\text{ s}$ und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich $1,8\text{...}2,0\text{ s}$ ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher bei ca. $2,5\text{ s}$. Die Zeitkonstanten bei der Auslenkungsmessung

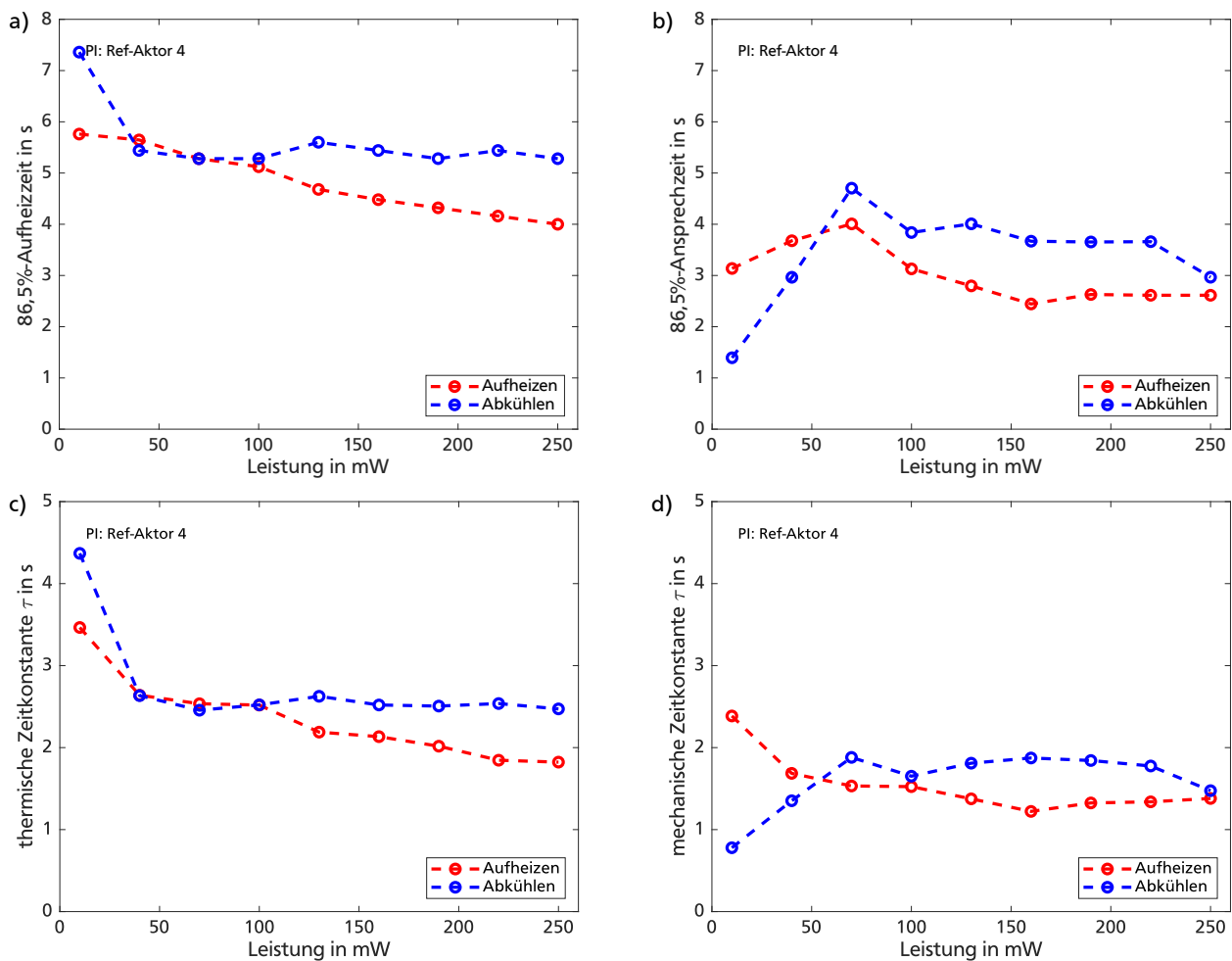


Abbildung 172: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PI (Aktor Nr. 4) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,3...1,4 s sowie beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,5...1,8 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Für den exemplarischen Referenzaktor aus PI zeigt [Abb. 173](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1- und PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,1 s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut (siehe auch [Abb. 175 b](#)). Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt.

[Abb. 174](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PI zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Kraftmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten

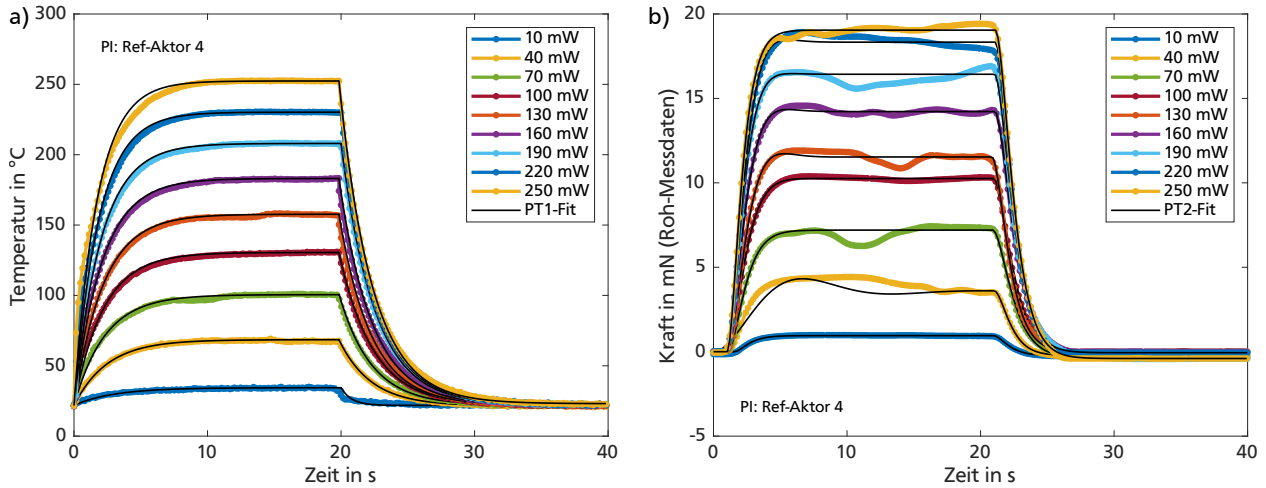


Abbildung 173: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PI (Aktor Nr. 4) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

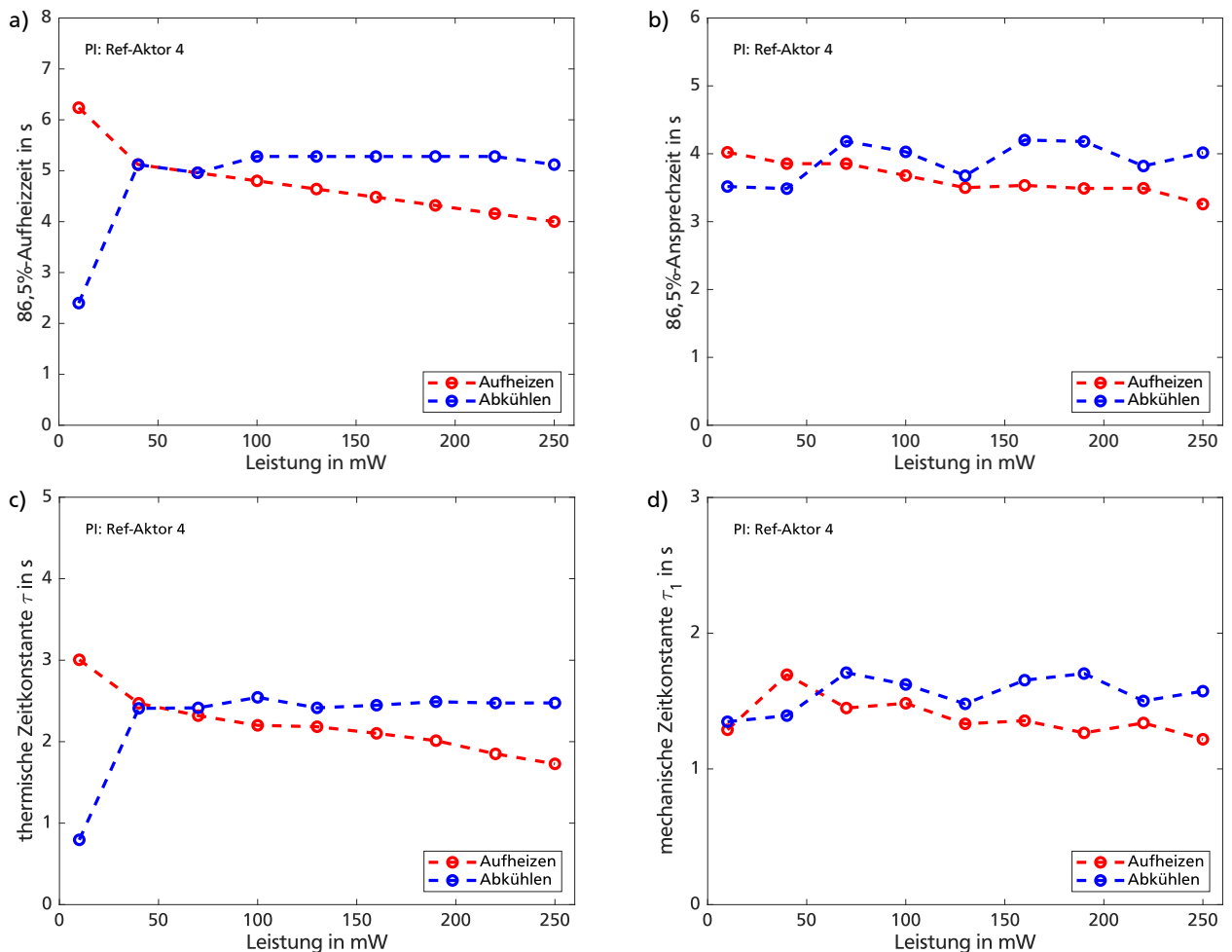


Abbildung 174: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PI (Aktor Nr. 4) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

Leistungswerten ergibt sich eine Aufheizzeit im Bereich 4,0...4,3 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 5,1...5,3 s. Die mechanischen Ansprechzeiten liegen bei der Kraftmessung für das Aufheizen im Bereich 3,3...3,5 s sowie für das Abkühlen im Bereich 3,8...4,2 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 1,7...2,0 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher bei ca. 2,5 s. Die Zeitkonstanten bei der Kraftmessung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,2...1,3 s sowie beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,5...1,7 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Abb. 175 zeigt das dynamische Verhalten des Referenzaktors anhand der direkten Gegenüberstellung der thermischen und mechanischen Sprungantwort sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung.

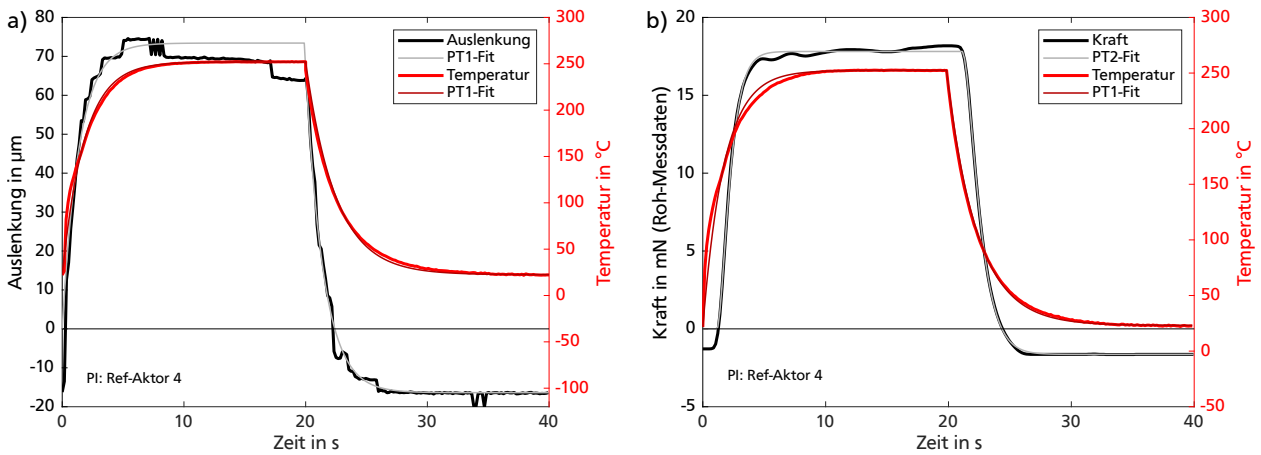


Abbildung 175: Dynamisches Verhalten eines Referenzaktors aus PI (Aktor Nr. 4) bei maximaler Heizleistung: a) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Auslenkung und Temperatur; b) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Kraft und Temperatur.

Abb. 176 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PI die über MATLAB ausgewerteten stationären Auslenkungen, Nulllagenverschiebungen und Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

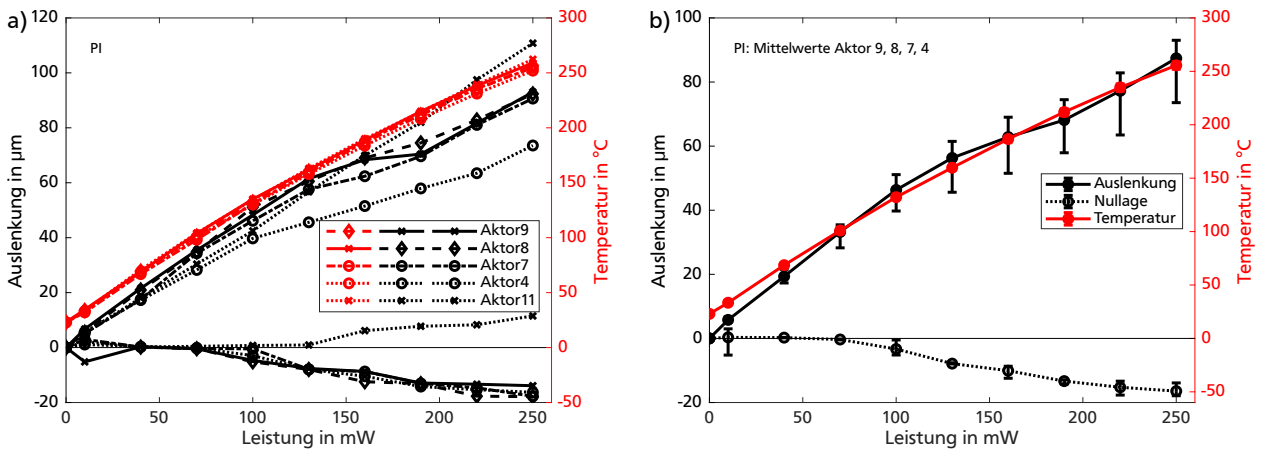


Abbildung 176: Gemessene Auslenkungen und Nulllagenverschiebungen von Referenzaktoren aus PI in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 4 Aktoren.

Abb. 177 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PI die über *MATLAB* ausgewerteten erreichbaren stationären Blockierkräfte und die entsprechenden Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

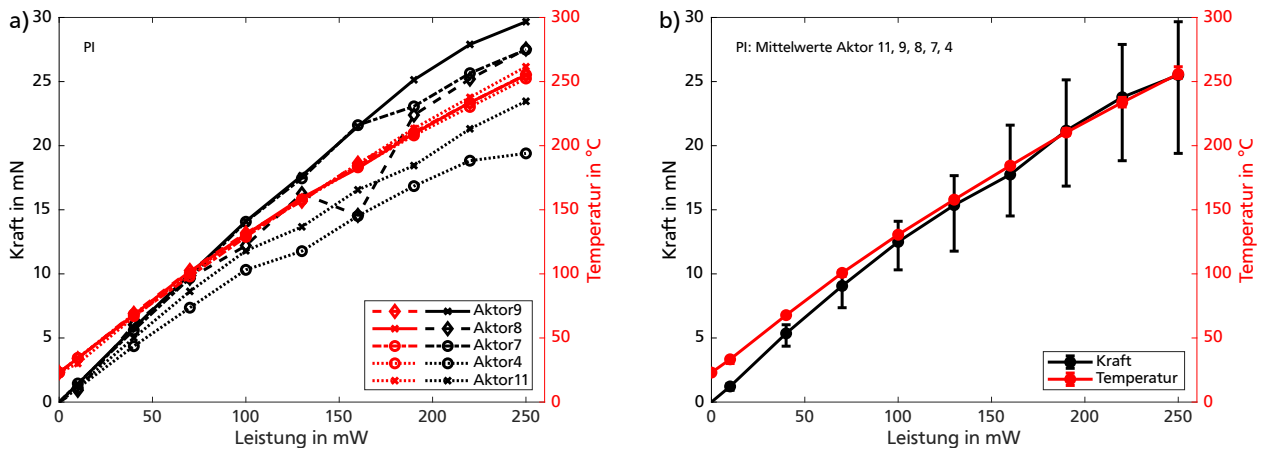


Abbildung 177: Gemessene Blockierkräfte von Referenzaktoren aus PI in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 4 Aktoren.

D.4 Referenzaktoren aus PEI

Für einen der untersuchten Referenzaktor aus PEI zeigt [Abb. 178 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. [Abb. 178 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Aluminium-Heizelements mit einem Grundwiderstand von $77,4\Omega$, wobei sich der Widerstand während des Aufheizvorgangs auf bis zu 107Ω erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

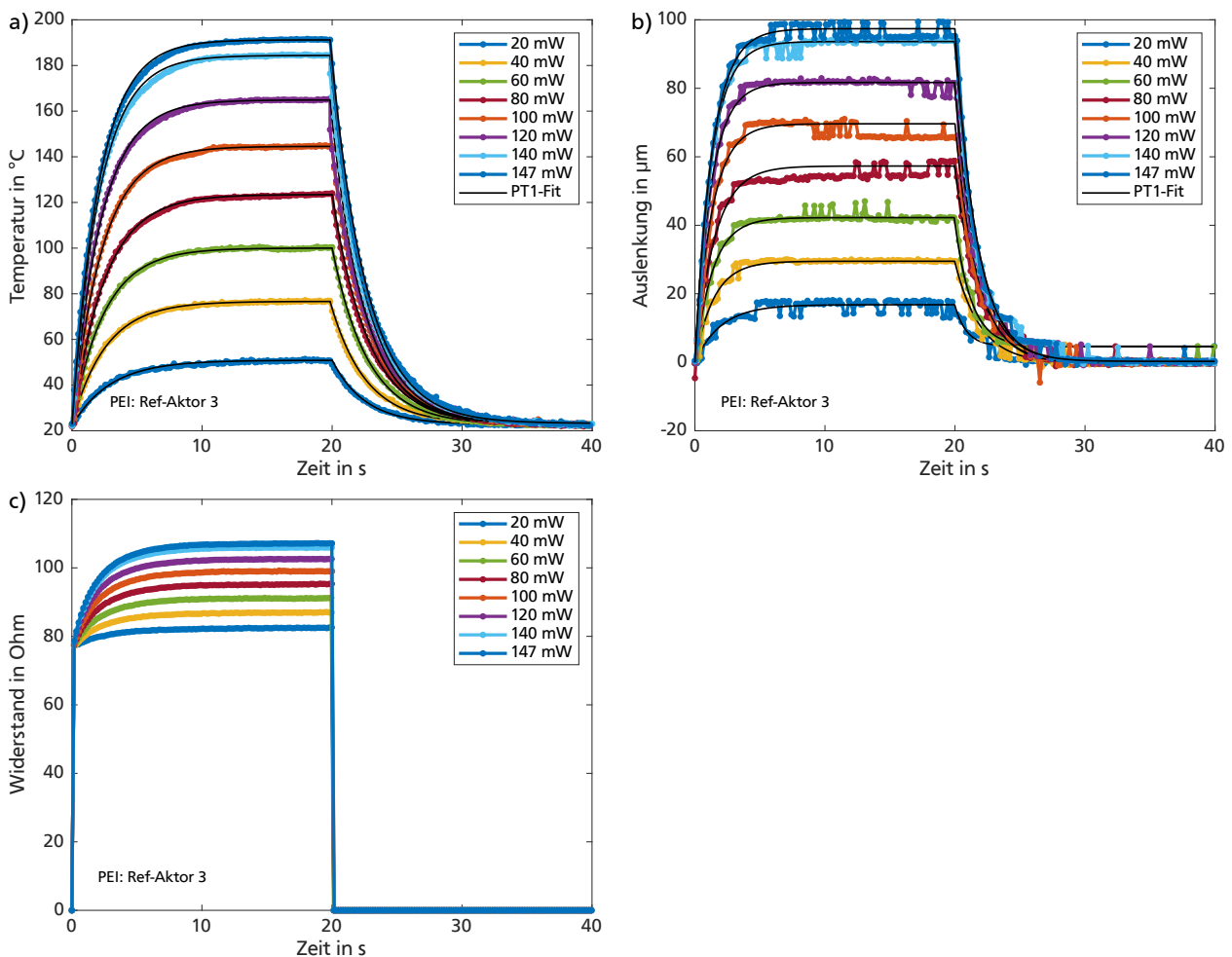


Abbildung 178: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PEI (Aktor Nr. 3) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

[Abb. 179](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PEI zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 4,5...4,6 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 5,6...5,8 s. Die Ansprechzeiten liegen bei der Auslenkungsmessung für das Aufheizen im Bereich 2,8...3,0 s sowie für das Abkühlen im Bereich 4,1...4,2 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,1...2,2 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,5...2,7 s. Die Zeitkonstanten bei der Auslenkungs-

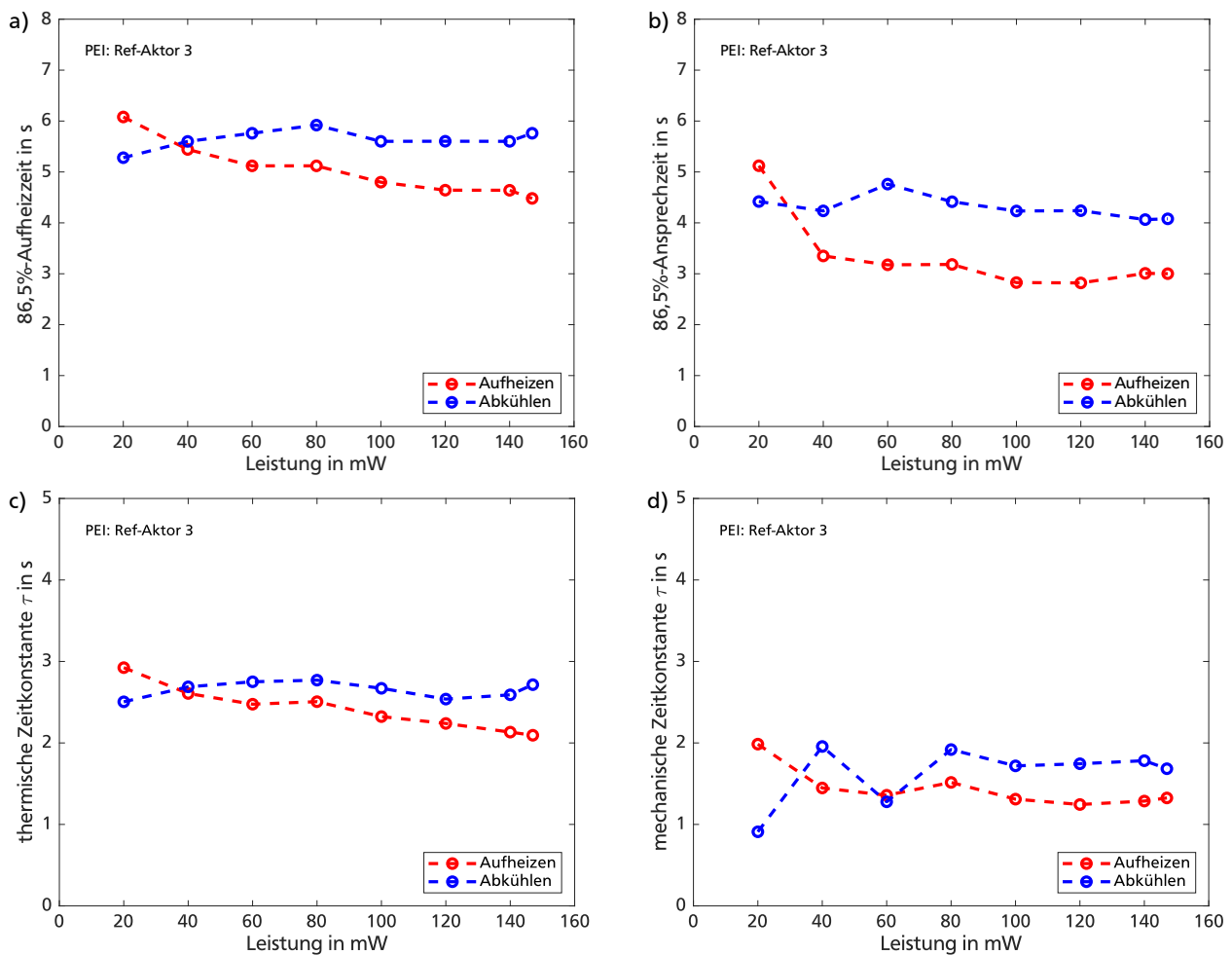


Abbildung 179: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PEI (Aktor Nr. 3) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

messung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,2...1,3 s sowie beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,7...1,8 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Für den exemplarischen Referenzaktor aus PEI zeigt [Abb. 180](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1- und PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,1 s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut (siehe auch [Abb. 182 b](#)). Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt.

[Abb. 181](#) zeigt für den exemplarischen Referenzaktor aus PEI zudem die ermittelten thermischen und mechanischen Reaktionszeiten während der Kraftmessung sowie die aus den Fit-Funktionen

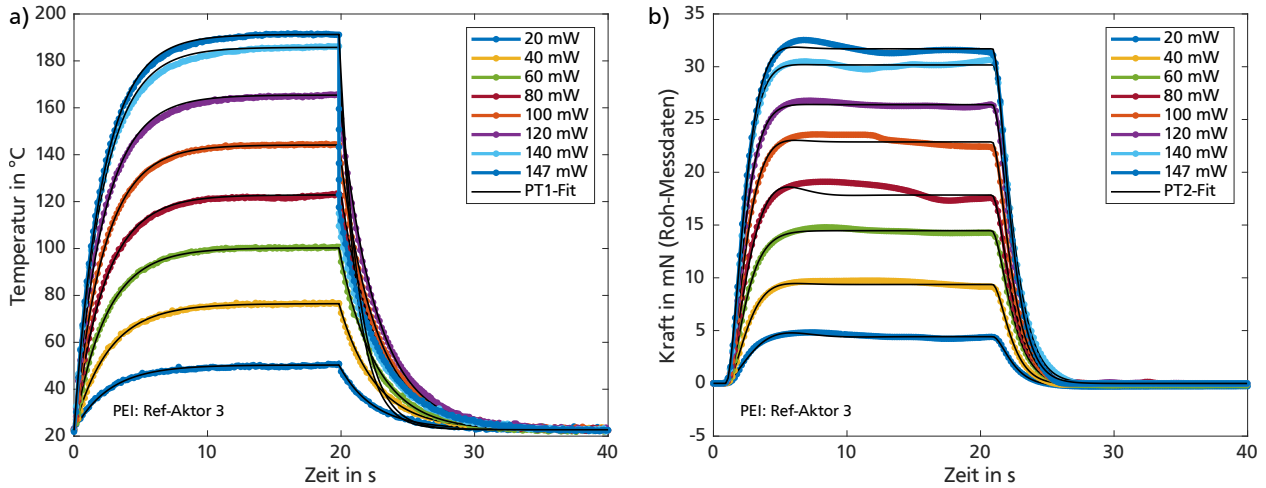


Abbildung 180: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Referenzaktors aus PEI (Aktor Nr. 3) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

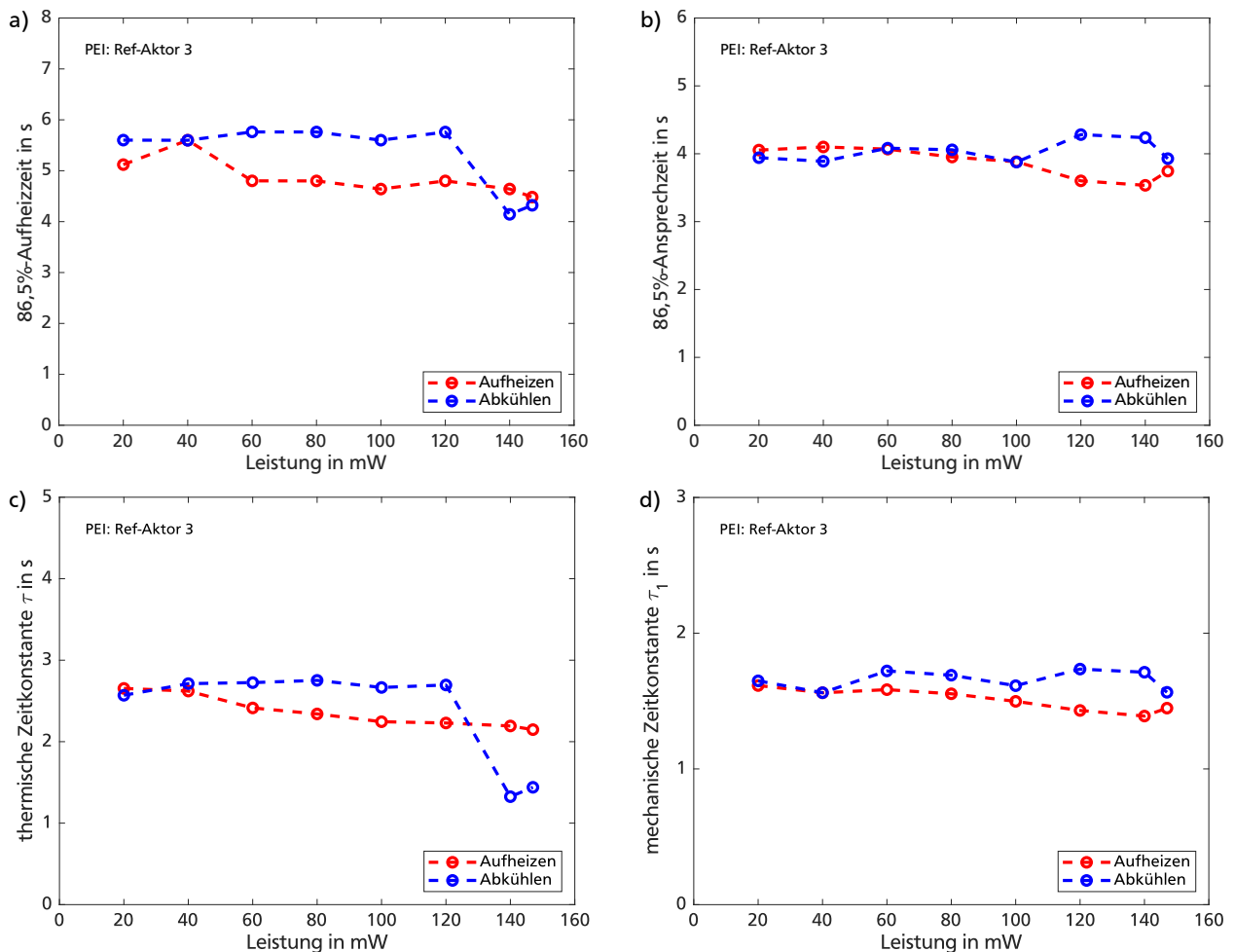


Abbildung 181: Antwortzeiten und Zeitkonstanten eines Referenzaktors aus PEI (Aktor Nr. 3) bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. An den jeweils drei höchsten Leistungswerten ergibt sich eine Aufheizzeit im Bereich 4,5...4,8 s und Abkühlzeiten im Bereich 4,1...5,8 s. Die mechanischen Ansprechzeiten liegen bei der Kraftmessung für das Aufheizen im Bereich 3,5...3,7 s sowie für das Abkühlen im Bereich 3,9...4,2 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Reaktionszeiten.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,1...2,2 s ermittelt und beim Abkühlen im Bereich 1,3...2,7 s. Die Zeitkonstanten bei der Kraftmessung ergeben sich beim Aufheizen im Bereich 1,4...1,5 s sowie beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,6...1,7 s und liegen damit geringfügig unterhalb der thermischen Zeitkonstanten.

Abb. 182 zeigt das dynamische Verhalten des Referenzaktors anhand der direkten Gegenüberstellung der thermischen und mechanischen Sprungantwort sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung.

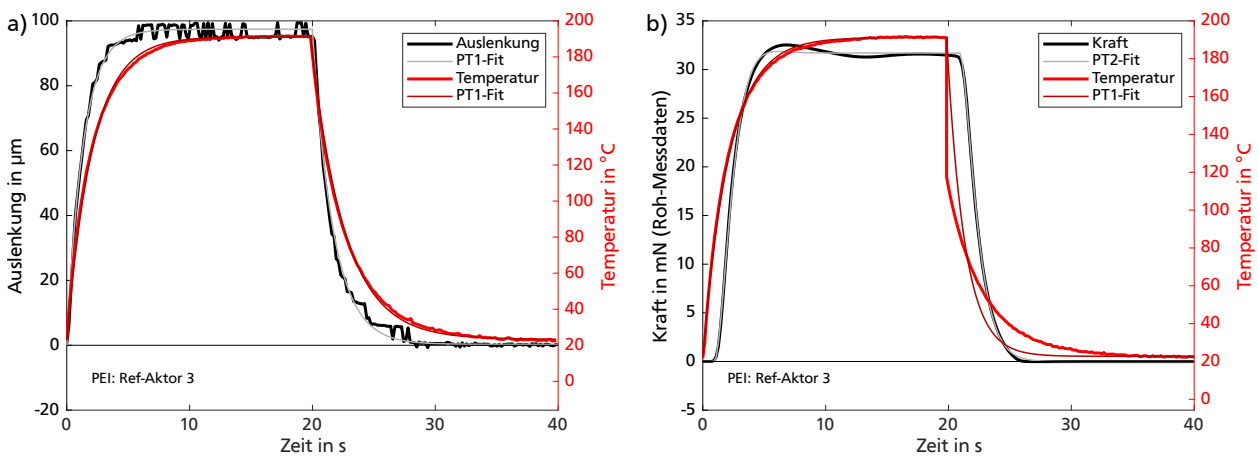


Abbildung 182: Dynamisches Verhalten eines Referenzaktors aus PEI (Aktor Nr. 3) bei maximaler Heizleistung: a) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Auslenkung und Temperatur; b) Gegenüberstellung der Sprungantworten von Kraft und Temperatur.

Abb. 183 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PEI die über MATLAB ausgewerteten stationären Auslenkungen, Nulllagenverschiebungen und Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

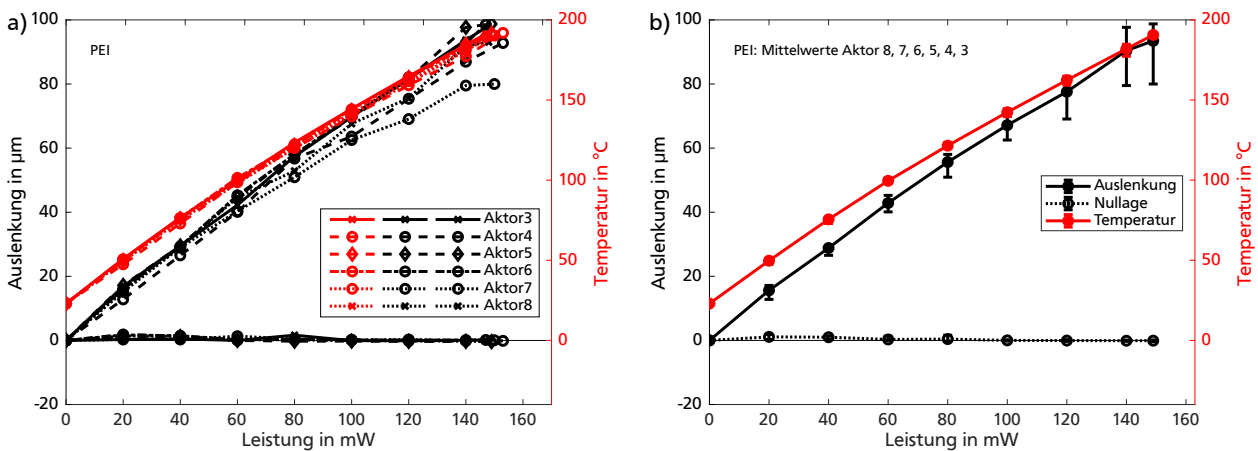


Abbildung 183: Gemessene Auslenkungen und Nulllagenverschiebungen von Referenzaktoren aus PEI in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 6 Aktoren.

Abb. 184 zeigt für die untersuchten Referenzaktoren aus PEI die über *MATLAB* ausgewerteten erreichbaren stationären Blockierkräfte und die entsprechenden Maximaltemperaturen sowie die Durchschnittswerte für alle untersuchten Aktoren.

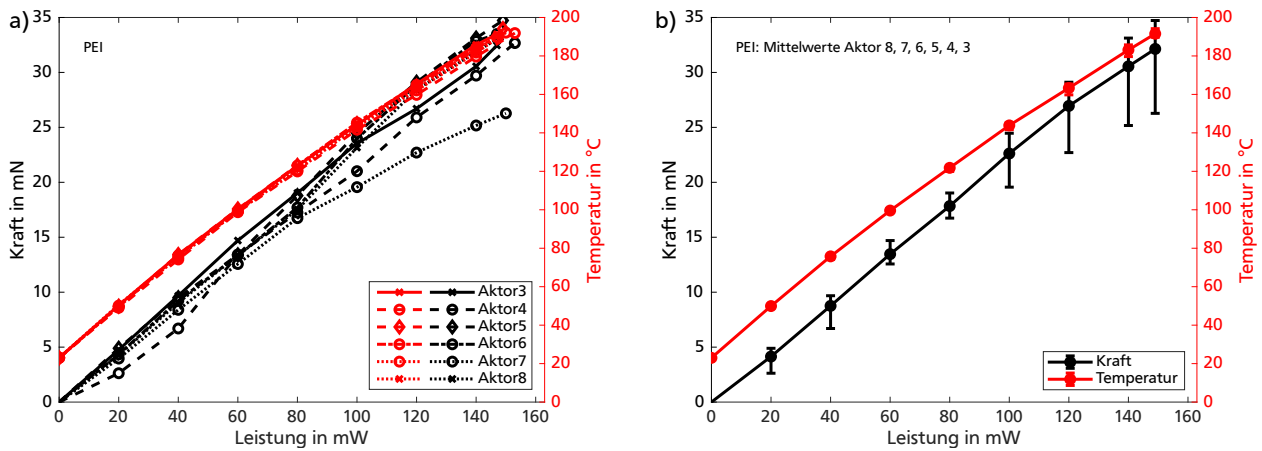


Abbildung 184: Gemessene Blockierkräfte von Referenzaktoren aus PEI in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Alle aufgenommenen Aktorkennlinien; b) Mittelwerte von 6 Aktoren.

D.5 Vergleich der Temperaturprofile

Für einen Vergleich der Temperaturprofile werden jeweils ein Referenzaktor aus PEEK, SUEX und Polyimid (PI) unter möglichst ähnlichen Randbedingungen charakterisiert und die Temperaturverteilungen über eine Infrarotkamera SC655 von FLIR aufgezeichnet. Die elektrische Leistungsaufnahme wird für die Referenzaktoren aus PEEK und SUEX so gewählt, dass die jeweilige Maximaltemperatur des Kunststoffes erreicht wird. Aufgrund der fehlenden Glasübergangstemperatur und des fehlenden Schmelzpunkts kann PI auch über die von Ragosta und Musto [226] bestimmte Dauerbetriebstemperatur von 250°C erwärmt werden. Der Referenzaktor aus PI wird daher auf eine höhere Maximaltemperatur von ca. 280°C erhitzt.

Aufgrund der gleichen Geometrie der drei Referenzaktoren und den gleichen Randbedingungen bei der Charakterisierung können an den Referenzaktoren gleiche thermische Verlustwiderstände bedingt durch Konvektion und Strahlung angenommen werden. Die entstehenden Temperaturprofile unterscheiden sich daher weitestgehend nur bedingt durch Herstellungstoleranzen und aufgrund der unterschiedlichen Materialkennwerte der Kunststoffe. Neben der eingestellten Maximaltemperatur besitzt hauptsächlich die Wärmeleitfähigkeit der Kunststoffe einen Einfluss auf die Temperaturverteilung.

Für die untersuchten Referenzaktoren können gemäß Abschnitt 5.3 Wärmeleitfähigkeiten von 0,25 W/K·m für PEEK und 0,3 W/K·m für SUEX angenommen werden. Für den duroplastischen Kunststoff PI finden sich in Datenblättern Angaben für die Wärmeleitfähigkeit von 0,22...0,35 W/K·m [405, 414, 455–458] und für thermoplastisches Polyimid der Literaturwert von 0,11 W/K·m [384]. Für 30 µm dicke Filme ermitteln Li und Hsu eine Wärmeleitfähigkeit von ca. 0,2 W/K·m und zeigen zudem, dass die Wärmeleitfähigkeit von PI bei noch dünneren Filmen von max. 3 µm Dicke anisotrop wird [370]. Vertikal zur Filmebene bestimmen Li und Hsu eine Wärmeleitfähigkeit von ca. 0,25 W/K·m und lateral in der Filmebene 0,9...1,75 W/K·m. Für die zum Aufbau der Referenzaktoren verwendeten Polyimid-Folie Flexiso PI FI 16000 [484] von Dr. Dietrich Müller GmbH kann nach Auskunft des Herstellers die in Tabelle 45 angegebene Wärmeleitfähigkeit verwendet werden.

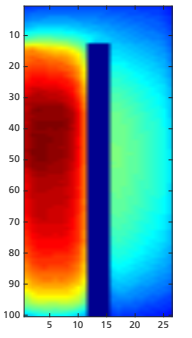
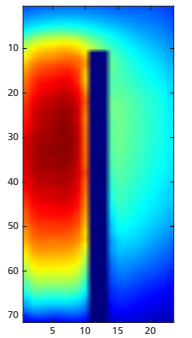
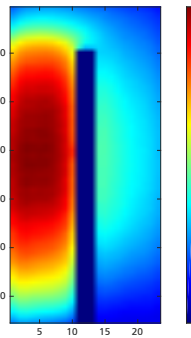
Tabelle 45: Wärmeleitfähigkeit der Polyimid-Folie Flexiso PI FI 16000 von Dr. Dietrich Müller GmbH.

Temperatur in °C	Wärmeleitfähigkeit in W/K·m
23	0,155
75	0,163
200	0,178
300	0,189

Tabelle 46 fasst die aufgenommenen Messdaten zusammen und stellt die Temperaturprofile der untersuchten Referenzaktoren gegenüber. Für die untersuchten Aktoren unterscheiden sich die Temperaturprofile insbesondere bzgl. der erreichten Maximaltemperatur, die für Aktoren aus PI aufgrund der höheren Dauergebrauchstemperatur höher ausfällt. Die beobachtbaren Unterschiede zwischen den Temperaturprofilen fallen gering aus und lassen sich nicht eindeutig durch die unterschieden Werte der Wärmeleitfähigkeit erklären. Das Verhältnis der Temperaturerhöhung zur gemessenen Leistungsaufnahme zeigt in den aufgenommenen Messdaten eine relativ hohe Streuung mit Werten von 1,02...1,76 K/mW und zudem keinen systematischen Zusammenhang zur Wärmeleitfähigkeit. Vergleichbare Messdaten an einer höheren Anzahl von Referenzaktoren in Abschnitt 4.3 Abb. 48 a und b und Tabelle 11 zeigen zudem, dass die Werte für die leistungsbezogene Temperaturerhöhung für die untersuchten Kunststoffe im Bereich 0,93...1,26 K/mW deutlich näher aneinander liegen. Die Unterschiede der in Tabelle 46

gezeigten Messdaten sind daher auch in großen Teilen den Herstellungstoleranzen zuzuschreiben. Trotz gleicher Prozessierung zeigen die Grundwiderstände der untersuchten Referenzaktoren starke Abweichungen von einander, was darauf hindeutet, dass die Heizelemente z.B. durch Unterätzungen keinen homogenen Querschnitt aufweisen und sich dadurch ein inhomogener Temperatureintrag auf der Aktoroberfläche ausbildet. Da die Wärmeleitfähigkeit der betrachteten Kunststoffe zudem in einem sehr schmalen Bereich von $0,15 \dots 0,3 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ liegt, ist daher sowohl die Temperaturverteilung als auch die leistungsbezogene Temperaturerhöhung nur in begrenztem Maß von der Wärmeleitfähigkeit abhängig. Die Wärmeleitfähigkeit weiterer gängiger Kunststoffe liegt in einem nur geringfügig höheren Bereich von $0,1 \dots 0,9 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ (siehe Materialrecherche in [Anhang C](#)), daher kann angenommen werden, dass die Wärmeleitfähigkeit auch bei anderen Kunststoffen nur einen geringen Einfluss auf die Temperaturverteilung besitzt.

Tabelle 46: Vergleich der mittels Infrarotkamera SC655 von FLIR aufgezeichneten Temperaturprofile und thermischen Messdaten für Referenzaktoren aus PEEK, SUEX und PI.

Verformungskörper	PEEK	SUEX	PI
Wärmeleitfähigkeit bei 22°C	$0,25 \text{ W/K}\cdot\text{m}$	$0,3 \text{ W/K}\cdot\text{m}^*$	$0,155 \text{ W/K}\cdot\text{m}$
Polymerdicke	150 μm	150 μm	150 μm
Heizelement	200 nm Al	200 nm Al	200 nm Al
Heizwiderstand bei $T=22^\circ\text{C}$	81,9 Ω	142,2 Ω	94,8 Ω
Leistungsaufnahme	59,1 mW	70,1 mW	251,9 mW
Maximaltemperatur	125,9°C	125,3°C	ca. 280°C
Temperaturverteilung			
Leistungsbezogene Temperaturerhöhung $\frac{\Delta T}{P_{el}}$	1,76 K/mW	1,47 K/mW	1,02 K/mW

* Wert des ähnlichen Kunststoffs SU-8

E Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten über dimensionslose Kenngrößen der Wärmelehre

Wird ein erwärmter Festkörper von einem kälteren Fluid umgeben und ist die sich einstellende Temperaturdifferenz bekannt, können für einige einfache geometrische Anordnungen sowohl dimensionslose Kenngrößen der Wärmelehre als auch der Wärmeübergangskoeffizient und der resultierende Wärmestrom berechnet werden [271, 274]. Der Wärmeübergangskoeffizient fasst dabei alle Wärmetransportmechanismen zusammen, die an der Grenzschicht zwischen Festkörper und Fluid wirken. Die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten aus den dimensionslosen Kenngrößen der Wärmelehre wird i.d.R. in folgenden Schritten durchgeführt [274]:

1. Zusammenstellung aller relevanten Materialkennwerte des Fluids ρ , ν , α , β , λ sowie der weiteren Parameter L , ΔT , g .
2. Berechnung der dimensionslosen Kennzahlen Ra und Pr .
3. Berechnung des dimensionslosen Wärmeübergangskoeffizienten $Nu(Ra, Pr)$, wobei die anzuwendenden Gleichungen von der jeweiligen geometrischen Anordnungen abhängen.
4. Berechnung des dimensionsbehafteten Wärmeübergangskoeffizienten α .
5. Berechnung des Wärmestroms \dot{Q} .

Die relevanten dimensionslosen Wärmekenngrößen sind in vielen Literaturwerken [271, 274] beschrieben und werden zum Verständnis im Folgenden kurz diskutiert.

Bei freier Konvektion wird die Bewegung bzw. Vermischung eines Fluids durch Dichteschwankungen verursacht, die sich i.d.R. aus Temperaturunterschieden des Fluids ergeben. Die **Grashof-Zahl** Gr beschreibt dabei das Verhältnis der bewegungsauslösenden Auftriebskraft eines Fluids zu bewegungshemmenden viskosen Kräften [164] und ist damit die wichtigste Kenngröße zur Beschreibung des Wärmeüberganges bei freier Konvektion [274]. Sie berechnet sich nach [Gleichung 130](#) aus der Erdbeschleunigung g , dem volumetrischen Ausdehnungskoeffizienten β und der kinematischen Viskosität ν des Fluids sowie der charakteristischen Länge L und einer Temperaturdifferenz ΔT z.B. zwischen Festkörper und Umgebung. Durch den Bezug auf die charakteristische Länge der wärmeübertragenden Geometrie muss bei Zahlenwerten für die *Grashof-Zahl* und auch für andere dimensionslose Wärmekenngrößen immer die entsprechende charakteristische Länge mit angegeben werden. Die charakteristische Länge ist dabei je nach Geometrie unterschiedlich definiert und hängt neben den äußeren Abmessungen auch von der Orientierung der Geometrie ab.

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu^2} \quad (130)$$

Die zur Berechnung notwendigen temperaturabhängigen Materialkenndaten für Luft finden sich in der Literatur [274] und werden auszugsweise in [Tabelle 47](#) zusammengefasst. Für grobe Abschätzungen wird i.d.R. die Temperaturabhängigkeit der Materialkenndaten vernachlässigt und die Materialkennwerte für die mittlere Fluidtemperatur T_* herangezogen, die sich nach [Gleichung 131](#) aus dem Durchschnitt der Festkörpertemperatur T_S und der Referenztemperatur T_∞ bildet. Mit einer Maximaltemperatur von 125°C und einer Referenztemperatur von 20°C wird für die folgenden Berechnungen die Materialkennwerte von Luft für eine mittlere Fluidtemperatur von 70°C herangezogen. Die maximale Temperaturdifferenz ΔT zwischen Festkörper und Fluid ergibt sich nach [Gleichung 132](#).

$$T_* = \frac{1}{2} \cdot (T_S + T_\infty) \quad (131)$$

$$\Delta T = T_S - T_\infty \quad (132)$$

Tabelle 47: Stoffdaten von trockener Luft bei einem Druck von 1 bar. Auszug aus [274].

Temperatur T in °C	Dichte ρ in kg/m ³	spezifische isobare Wärme- kapazität c_p in J/kg·K	isobarer Ausdehnungs- koeffizient β in 10 ⁻³ 1/K	Wärme- leitfähigkeit λ in 10 ⁻³ W/K·m	kinematische Viskosität ν in 10 ⁻⁷ m ² /s	Temperatur- leitfähigkeit a in 10 ⁻⁷ m ² /s	<i>Prandtl</i> - Zahl Pr
0	1,276	1006	3,674	24,36	135	189,8	0,711
10	1,231	1006	3,543	25,12	144	202,9	0,7095
20	1,189	1006	3,421	25,87	153,2	216,3	0,7081
30	1,149	1007	3,307	26,62	162,6	230,1	0,7068
40	1,112	1007	3,201	27,35	172,3	244,1	0,7056
50	1,078	1008	3,101	28,08	182,2	258,5	0,7045
60	1,046	1008	3,007	28,8	192,2	273,2	0,7035
70	1,015	1009	2,919	29,52	202,5	288,2	0,7026
80	0,9862	1010	2,836	30,22	213	303,5	0,7018
90	0,959	1011	2,758	30,93	223,7	319,1	0,7011
100	0,9333	1011	2,683	31,62	234,6	335	0,7004
120	0,8857	1014	2,546	32,99	257	367,5	0,6994
140	0,8428	1016	2,423	34,34	280,1	401	0,6986
160	0,8039	1019	2,31	35,66	304	435,4	0,6982
180	0,7684	1022	2,208	36,96	328,6	470,8	0,698
200	0,7359	1025	2,115	38,25	353,9	507	0,6981

Zum Vergleich der Wärmetransportmechanismen zwischen Mikro- und Makrostrukturen berechnet *Eicher* [164] die *Grashof*-Zahl für verschiedene Strukturabmessungen. Für einen 100 µm dicken Luftspalt zwischen einem Kniehebelaktoren und dessen Substrat und einer Temperaturdifferenz ΔT von ca. 100°C ergibt sich eine sehr kleine *Grashof*-Zahl von $Gr = 9,4 \cdot 10^{-3} \ll 1$, sodass die Konvektion eine vernachlässigbare Rolle spielt und der Wärmeübergang im Luftspalt ausschließlich über Wärmeleitung modelliert werden darf [164]. Zum Vergleich mit Strukturabmessungen im Makrobereich bestimmt *Eicher* für einen Luftspalt mit der Dicke von 1 m eine *Grashof*-Zahl von $Gr = 9,4 \cdot 10^9$, für die der konvektive Wärmetransport dominiert. Zum Vergleich mit den von *Eicher* bestimmten Werten wird die *Grashof*-Zahl bestimmt, die den Wärmetransport im Luftspalt eines Referenzaktor beschreibt. Mit den in **Tabelle 47** angegebenen Daten für eine mittleren Fluidtemperatur T_* von 70° ergibt sich für den innenliegenden Luftspalt mit einer Breite von 0,25 mm und einer Temperaturdifferenz ΔT von 105°C eine *Grashof*-Zahl von $Gr = 0,115$. Wird entsprechend der in **Abschnitt 6.1 Abb. 66** gezeigten Wärmeverteilung eine niedrigere Temperaturdifferenz von 60°C zwischen dem heißen und kalten Balken angenommen, ergibt sich eine noch niedrigere *Grashof*-Zahl von $Gr = 0,065$.

Die *Prandtl*-Zahl Pr beschreibt das Verhältnis zwischen der sich ausbildenden Dicke der Strömungsgrenzschicht und der Dicke der Temperaturgrenzschicht [371] und bildet sich nach **Gleichung 133** aus dem Verhältnis der kinematischen Viskosität ν und der Temperaturleitfähigkeit a eines Gases.

$$Pr = \frac{\nu}{a} \quad (133)$$

Die *Rayleigh*-Zahl Ra bildet sich nach **Gleichung 134** aus dem Produkt der *Prandtl*-Zahl und der *Grashof*-Zahl [274].

$$Ra = Gr \cdot Pr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu \cdot a} \quad (134)$$

Je nach Anordnung existieren für einfache geometrische Anordnungen Gleichungen, welche die *Rayleigh*-Zahl in die *Nusselt*-Zahl überführen, welche den Wärmeübergangskoeffizienten in

dimensionsloser Form repräsentiert. Die Definition der **Nußelt-Zahl** Nu gemäß [Gleichung 53](#) in [Abschnitt 6.1.1](#) beschreibt das Verhältnis zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten α an der Aktoroberfläche und der Wärmeleitfähigkeit λ_F des Fluids an und ist darüber hinaus auch von einer charakteristischen Länge L der Geometrie abhängig [274]. Der Wärmeübergangskoeffizient α ergibt sich durch Umformung entsprechend aus [Gleichung 135](#). Der vom Festkörper abgegebene Wärmestrom \dot{Q}_α auf der betrachteten Oberfläche A berechnet sich dann nach [Gleichung 136](#) aus dem Wärmeübergangskoeffizient α und der Temperaturdifferenz ΔT [274]. Da der Referenzaktor die Wärme sowohl auf der Vorder- und Rückseite als auch auf den Seitenflächen abgibt, wird der ermittelte Wärmeübergangskoeffizient für die im Folgenden durchgeführte Schätzung auf die gesamte Außenfläche des erhitzten Balkens bezogen und der Wärmestrom \dot{Q}_α nach [Gleichung 137](#) berechnet.

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda_F}{L} \quad (135)$$

$$\dot{Q}_\alpha = \alpha \cdot A \cdot \Delta T \quad (136)$$

$$\approx 2 \cdot \alpha \cdot l_B \cdot (b_B + h) \cdot \Delta T \quad (137)$$

Um die Wärmeübergangskoeffizienten an der Oberflächen eines elektrothermischen Referenzaktors zu bestimmen, werden im Folgenden die genannten Wärmekenngrößen gemäß den Schritten 1 bis 4 für drei unterschiedliche Orientierungen des Referenzaktors berechnet, die auch in [Abschnitt 6.2.2 Abb. 68](#) diskutiert werden. Orientierung A beschreibt einen horizontal liegenden Referenzaktor wie in [Abb. 68 a](#), was der üblichen Ausrichtung bei der messtechnischen Charakterisierung im Messstand aus [Kapitel 3](#) entspricht. Orientierung B beschreibt einen um die Längsachse gedrehten Referenzaktor gemäß [Abb. 68 b](#) und Orientierung C beschreibt einen vertikal aufrecht stehenden Referenzaktor, der in [Abb. 68 c](#) gezeigt wird.

Die dimensionslosen Kenngrößen der Wärmelehre lassen sich für einfache geometrische Anordnungen, wie z.B. horizontale oder vertikale Platten, analytisch beschreiben [271, 274]. Für komplexere Anordnungen, wie die Geometrie eines Referenzaktors, lassen sich mit den in der Literatur beschriebenen einfachen Fällen zwar nicht exakt, aber zumindest näherungsweise beschreiben. Da der Großteil des Wärmeabflusses an einem Referenzaktor hauptsächlich über die Oberfläche des erhitzten Balkens stattfindet und wenig über den vergleichsweise kühleren Rest des Verformungskörpers, wird im Folgenden für allen drei betrachteten Orientierungen jeweils nur der freigeschnittene erwärmte Balken analytisch beschrieben. [Tabelle 48](#) fasst alle Parameter zusammen, die bei der Berechnung für alle drei diskutierten Orientierungen herangezogen werden.

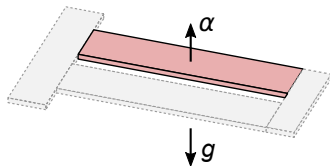
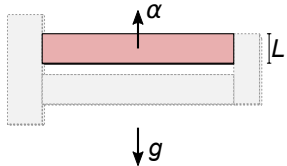
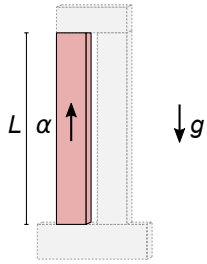
[Tabelle 49](#) zeigt die verwendeten Gleichungen und die berechneten Kenngrößen für die drei untersuchten Orientierungen. Bedingt durch die unterschiedliche Orientierung ergeben sich unterschiedliche Definitionen für die charakteristische Länge, sodass sich für die charakteristische Länge Werte im Bereich von 0,44...7 mm ergeben. Die **Nußelt-Zahlen** werden für die betrachteten horizontalen und vertikalen Platten im Bereich 0,5...3,8 bestimmt. Die Wärmeübergangskoeffizienten ergeben sich daraus im Bereich von 14...40 W/K·m², wobei der Referenzaktor in Orientierung A und B mit 36...40 W/K·m² sehr ähnliche Wärmeübergangskoeffizienten aufweist. Auch die berechneten Wärmeströme liegen in Orientierung A und B mit 62...68 mW nahe bei einander. Dies passt zu der messtechnischen Beobachtung aus [Abschnitt 6.2.2 Abb. 68](#), dass der Referenzaktor in Orientierung A und B mit einer Leistungsaufnahmen von 56...59 mW ebenfalls vergleichsweise ähnliche Leistungsaufnahmen im stationären Zustand aufweisen. In der vertikalen Orientierung C weist der Referenzaktor den mit Abstand niedrigsten Wärmeübergangskoeffizienten von 14 W/K·m² und einen Wärmestrom von 24 mW auf. Auch in der Messung weist der Referenzaktor in Orientierung C mit einer Leistungsaufnahme von 53 mW die vergleichsweise

Tabelle 48: Herangezogene Parameter zur Bestimmung dimensionsloser Wärmekenngrößen eines elektrothermischen Referenzaktors.

Abmessungen		Materialparameter* und thermische Größen	
Balkenlänge l_B	7 mm	Festkörpertemperatur T_S	125°C
Balkenbreite b_B	1 mm	Referenztemperatur T_∞	20°C
Aktordicke h	0,15 mm	Maximale Temperaturdifferenz ΔT	105°C
		Mittlere Fluidtemperatur T_*	70°C
		Dichte ρ_{Luft}	1,015 kg/m ³
		Isobarer Ausdehnungskoeffizient β_{Luft}	2,919 · 10 ⁻³ 1/K
		Wärmeleitfähigkeit λ_{Luft}	29,52 · 10 ⁻³ W/K·m
		Kinematische Viskosität ν_{Luft}	202,5 · 10 ⁻⁷ m ² /s
		Temperaturleitfähigkeit a_{Luft}	288,2 · 10 ⁻⁷ m ² /s
		Erdbeschleunigung g	9,81 m/s ²
		Prandtl-Zahl Pr	0,7026

* Werte für eine mittlere Fluidtemperatur von 70°C.

Tabelle 49: Verwendete Gleichungen sowie ermittelte Kenngrößen und Wärmeübergangskoeffizienten auf der Oberfläche des beheizten Balkens für drei Orientierungen. Angegebene Gleichungen zur Berechnung der charakteristischen Länge und der *Nußelt*-Zahl aus [274].

Parameter	Orientierung A	Orientierung B	Orientierung C
Anordnung	horizontale Platte	vertikale Platte	vertikale Platte
			
L	$L = A/U = \frac{l_B \cdot b_B}{2 \cdot (l_B + b_B)}$ 0,44 mm	$L = b_B$ 1 mm	$L = l_B$ 7 mm
Pr	0,7026	0,7026	0,7026
Gr	0,614	7,332	2515
Ra	0,432	5,152	1767
	↓	↘	↙
	$f_2(Pr) = [1 + (0,322/Pr)^{11/20}]^{-20/11}$ = 0,402	$f_1(Pr) = [1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{-16/9}$ = 0,345	
	und	und	
	$Nu = 0,766 \cdot [Ra \cdot f_2(Pr)]^{1/5}$ für $Ra \cdot f_2(Pr) \leq 7 \cdot 10^4$	$Nu = \{0,825 + 0,387 \cdot [Ra \cdot f_1(Pr)]^{1/6}\}^2$ für $10^{-1} \leq Ra \leq 10^{12}$	
	↓	↙	↘
Nu	0,540	1,565	3,811
α	36 W/K·m ²	40 W/K·m ²	14 W/K·m ²
\dot{Q}_α	62 mW	68 mW	24 mW

niedrigste Leistungsaufnahme im stationären Zustand auf. Gemäß des berechneten Wärmestroms für Orientierung C müssten die beobachteten Unterschiede in den Leistungsaufnahmen bei den Messungen erwartungsgemäß allerdings größer ausfallen. Die Messungen weisen daher darauf hin, dass die Unterschiede der Wärmeübergangskoeffizienten am realen Aktor geringer ausfallen, als durch die analytischen Beschreibungen ermittelt.

Vergleich mit Literaturdaten

Am Beispiel von Formgedächtnisdrähten leiten *Piers et al.* [283] den in [Abschnitt 6.1.1 Gleichung 54](#) beschriebenen Zusammenhang zwischen der charakteristischen Länge und dem Konvektionskoeffizienten für zylindrische Körper her. [Abb. 185](#) zeigt den Zusammenhang und stellt die oben berechneten Werte für einen elektrothermischen Referenzaktor gegenüber. Der Vergleich zeigt, dass die oben berechneten Konvektionskoeffizienten für die Orientierungen B und C gut zu den von *Piers et al.* berechneten Werten passen und nur um ca. $2 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ von den von *Piers et al.* berechneten Konvektionskoeffizienten abweichen. Für Orientierung A liegt der oben berechnete Konvektionskoeffizient ca. $27 \text{ W/K}\cdot\text{m}^2$ unterhalb der von *Piers et al.* berechneten Werte.

Darüber hinaus zeigt [Abb. 185](#), dass sich die von *Piers et al.* mittels [Gleichung 54](#) berechneten Werte für eingeschränkte Bereiche der charakteristischen Länge über eine polynomische Fit-Funktion annähern lassen. Der Konvektionskoeffizient verhält sich zur charakteristischen Länge L dabei gemäß [Gleichung 138](#) annähernd proportional zu $\frac{1}{\sqrt{L}}$, wobei die charakteristische Länge in mm einzusetzen ist. Für sehr große und sehr kleine Werte der charakteristischen Länge produziert die Näherungsfunktion gemäß [Gleichung 139](#) große Abweichungen. Im Bereich $0,3 \text{ mm} \leq L \leq 10 \text{ mm}$ ergeben sich mit der Näherungsfunktion allerdings geringe Abweichungen von $\leq 12,6\%$ von den von *Piers et al.* berechneten Werten. Für einen eingeschränkten Bereich der charakteristischen Länge lässt sich daher mit der Näherungsfunktion das Skalierungsverhalten des Konvektionskoeffizienten gut beschreiben.

$$h_{\text{Fit}} = 39,5 \cdot L^{-0,502} \text{ in W/K}\cdot\text{m}^2 \quad (138)$$

$$|\Delta h| = |h_{\text{Peirs}} - h_{\text{Fit}}| \quad (139)$$

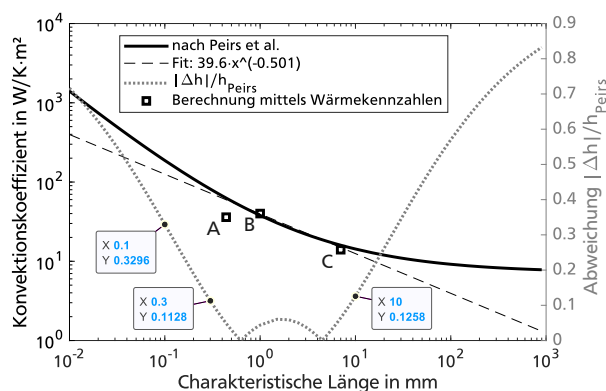


Abbildung 185: Analytisch bestimmte Konvektionskoeffizienten in Abhängigkeit einer charakteristischen Länge der emittierenden Geometrie nach *Piers et al.* [283] und Gegenüberstellung mit den berechneten Werten mittels Wärmekennzahlen. Die polynomische Fit-Funktion zeigt im Bereich $0,3 \text{ mm} \leq L \leq 10 \text{ mm}$ geringe Abweichungen von $\leq 12,6\%$ von den von *Piers et al.* berechneten Werten.

F Beschleunigtes Einschaltverhalten mit geregelter Heizleistung

Zur Beschreibung des Einschaltverhaltens elektrothermischer Aktoren wird in [Abschnitt 6.1.2](#) am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK ein thermisches Netzwerkmodell erstellt und die Aufheizzeit für den Fall einer zeitlich konstanten Heizleistung bestimmt. Eine verkürzte Aufheizzeit ergibt sich, wenn die Temperatur am Heizelement z.B. über eine geeignete Temperaturregelung innerhalb des Energiemanagements konstant gehalten wird. Für das Einschwingverhalten des thermischen Netzwerkmodells (siehe [Abb. 71](#)) ergibt sich dann die inhomogene lineare Differentialgleichung 1. Ordnung in [Gleichung 140](#). Für eine konstante Temperatur am Heizelement kann diese mit [Gleichung 141](#) gelöst werden, wobei sich die im Heizelement einzuspeisende Leistung nach [Gleichung 142](#) ergibt.

$$\frac{\Delta T_{\text{Heiz}}}{R_{\text{th,Leit,Dicke}}} = \frac{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}}{R_{\text{th,Verlust}} \cdot R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \cdot \Delta T_{\text{Kern}}(t) + C_{\text{th}} \cdot \frac{d\Delta T_{\text{Kern}}(t)}{dt} \quad (140)$$

$$\Delta T(t)_{\text{Kern}} = \Delta T_{\text{Heiz}} \cdot \frac{R_{\text{th,Verlust}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{\text{therm}}}) \quad (141)$$

$$P(t)_{\text{Heizer}} = \frac{\Delta T_{\text{Heiz}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{th,Verlust}}}{R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \cdot e^{-t/\tau_{\text{therm}}} \right) \quad (142)$$

Für die Zeitkonstante τ_{th} gilt in diesem Fall [Gleichung 143](#), sodass die Aufheizzeit dann nach [Gleichung 144](#) bestimmt werden kann.

$$\tau_{\text{therm}} = \frac{R_{\text{th,Verlust}} \cdot R_{\text{th,Leit,Dicke}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \cdot C_{\text{th}} \quad (143)$$

$$t_{\text{Aufheiz}} = -\tau_{\text{therm}} \cdot \ln \left(1 - \frac{\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}}{\Delta T_{\text{Heiz}}} \cdot \frac{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}}{R_{\text{th,Verlust}}} \right) \quad (144)$$

Wird der Wärmeleitwiderstand durch den Aktor hindurch mit [Gleichung 145](#) abgeschätzt, ergibt sich mit den in [Tabelle 19](#) genannten Werten ein thermischer Widerstand $R_{\text{th,Leit,Dicke}}$ von ca. $0,09 \text{ K/mW}$. Damit ergibt sich für den modellierten Referenzaktor aus PEEK nach [Gleichung 143](#) eine wesentliche geringere thermische Zeitkonstante von ca. $0,1 \text{ s}$, die zudem kaum vom Verlustwiderstand des Aktors abhängig ist.

$$R_{\text{th,Leit,Dicke}} \approx \frac{h/2}{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot A_{\text{Heiz}}} \quad (145)$$

[Abb. 186](#) zeigt das erreichbare Aufwärmverhalten für den Fall, dass die zugeführte Leistung nach [Gleichung 142](#) geregelt werden kann. Um ein Überhitzen des Aktors zu vermeiden, muss allerdings eine genaue Kenntnis des thermischen Verlustwiderstand vorausgesetzt werden. Unabhängig vom Verlustwiderstand muss nach [Gleichung 146](#) für den betrachteten Referenzaktor aus PEEK zum Beginn des Aufheizvorgangs eine sehr hohe Heizleistung von ca. 1200 mW eingespeist werden. Die zugeführte Leistung muss allerdings innerhalb der ersten Sekunde nach dem Einschalten in Abhängigkeit des Verlustwiderstands auf eine Heizleistung nach [Gleichung 147](#) reduziert werden, wobei für einen anschließenden stationären Betrieb Endwerte im Bereich $34 \dots 97 \text{ mW}$ erzielt werden müssen. Eine entsprechend hohe Dynamik der verwendeten Leistungsquelle muss hierfür vorausgesetzt werden. Die Aufheizzeit lässt sich dann für $\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}/\Delta T_{\text{Kern,max}} = 86,5\%$ mit $t_{\text{Aufheiz}} = 2 \cdot \tau$ zu ca. $0,2 \text{ s}$ abschätzen.

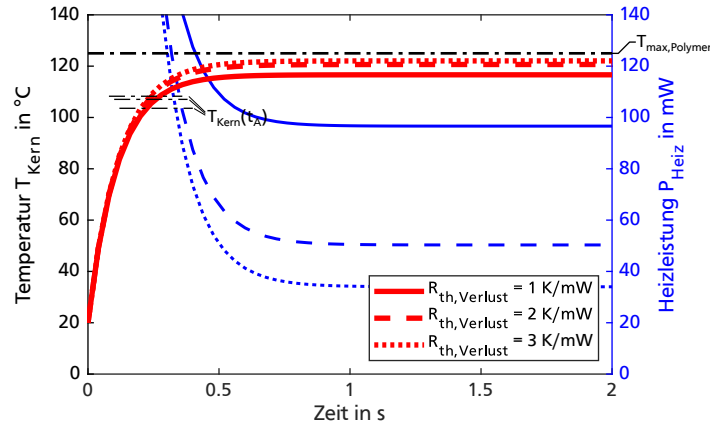


Abbildung 186: Temperaturverlauf im Verformungskörper eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK mit geregelter Leistungszufuhr gemäß Gleichung 141 und 142.

$$P(t = 0)_{\text{Heizer}} = \frac{\Delta T_{\text{Heiz}}}{R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \quad (146)$$

$$P(t \rightarrow \infty)_{\text{Heizer}} = \frac{\Delta T_{\text{Heiz}}}{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}} \quad (147)$$

Noch weiter kann die Dynamik elektrothermischer Aktoren erhöht werden, wenn in Kauf genommen werden kann, dass die Temperatur am Heizelement kurzzeitig die maximale Dauertemperatur des Kunststoffes überschreitet. Durch kurzzeitige Übersteuerung gliedert sich das Einschaltverhalten eines elektrothermischen Aktors dann in zwei Phasen, wobei in Phase 1 für eine kurze Zeitdauer die benötigte Heizenergie eingespeist wird und sich die Heizenergie in Phase 2 im erhitzten Balken verteilt. Aus den in Abschnitt 5.3 erläuterten maximalen Einsatztemperaturen für PEEK und SU-8 lässt sich abschätzen, dass kurzzeitige Betriebstemperaturen von 150°C für Aktoren aus PEEK und 135°C für Aktoren aus SU-8 herangezogen werden können. Die kleinstmögliche Aufheizzeit ergibt sich, wenn das Heizelement in Phase 1 die kurzzeitige Betriebstemperatur $\Delta T_{\text{Heiz,übersteuert}}$ zur Verfügung stellt und das Energiemanagement bei Erreichen der Kerntemperatur von $\Delta T_{\text{Kern}} = \Delta T_{\text{max,Polymer}}$ auf eine Leistungszufuhr mit konstanter Heizleistung umschaltet.

Der Umschaltzeitpunkt beim Erreichen der maximalen Kerntemperatur $\Delta T_{\text{Kern,max}}$ kann für diesen Betriebsfall mit Gleichung 148 bestimmt werden und liegt für den betrachteten Referenzaktor aus PEEK bei ca. 0,21 s. Abb. 187 zeigt das erreichbare Aufwärmverhalten, wenn die zugeführte Leistung geregelt wird und eine gezielte kurzzeitige Temperaturüberhöhung am Heizelement eingestellt wird. Wird die Ansprechzeit weiterhin mit $\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}/\Delta T_{\text{Kern,max}} = 86,5\%$ definiert, ergibt sich im beschriebenen Modell nach Gleichung 149 eine Aufheizzeit von ca. 0,15 s. Mit der erhöhten Komplexität bei der Ansteuerung lässt sich daher erwartungsgemäß nur eine sehr geringfügige Verbesserung der Dynamik erzielen. Die durch das Modell bestimmten rechnerischen Werte können wie dargelegt nur mit einer entsprechend hohen Dynamik der verwendeten Leistungsquelle und einem ausreichend bekannten Verlustwiderstand des Aktors erreicht werden. Da dies in der Anwendung nur mit entsprechend hohem Aufwand möglich ist, können die hier ermittelten Werte vor allem als theoretisches Optimum betrachtet werden.

$$t_{\text{Umschalt}} = -\tau_{\text{therm}} \cdot \ln \left(1 - \frac{\Delta T_{\text{Kern,max}}}{\Delta T_{\text{Heiz,übersteuert}}} \cdot \frac{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}}{R_{\text{th,Verlust}}} \right) \quad (148)$$

$$t_{\text{Aufheiz}} = -\tau_{\text{therm}} \cdot \ln \left(1 - \frac{\Delta T_{\text{Kern,Aufheiz}}}{\Delta T_{\text{Heiz,übersteuert}}} \cdot \frac{R_{\text{th,Verlust}} + R_{\text{th,Leit,Dicke}}}{R_{\text{th,Verlust}}} \right) \quad (149)$$

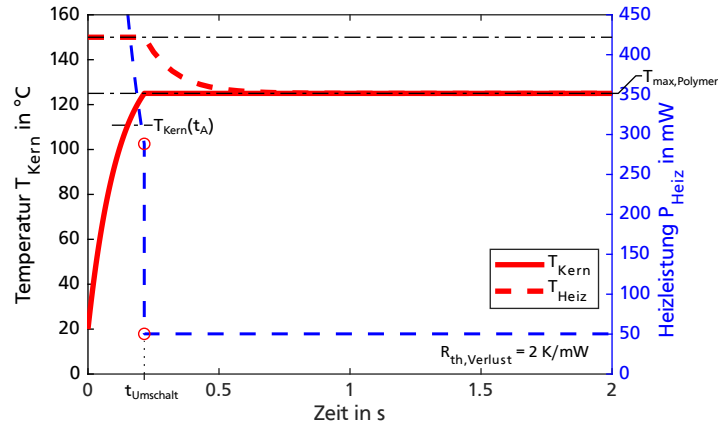


Abbildung 187: Temperaturverlauf im Verformungskörper eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK mit geregelter Leistungszufuhr und kurzzeitiger Temperaturüberhöhung am Heizelement.

Tabelle 50 fasst die Eigenschaften der unterschiedlichen betrachteten Ansteuerungskonzepte zusammen und stellt sie mit den im **Abschnitt 6.1.2** diskutierten Fällen einer zeitlich konstanten Heizleistung gegenüber. Der Vergleich zeigt, dass nicht nur die thermischen Randbedingungen, sondern insbesondere auch der Verlauf der eingespeisten Heizleistung einen massiven Einfluss auf die Dynamik elektrothermischer Aktoren besitzt. Die vier anhand eines einfachen thermischen Netzwerkmodells untersuchten Ansteuerungskonzepte unterscheiden sich dabei sowohl in der Komplexität, als auch in der erreichbaren Dynamik des Aktors.

Tabelle 50: Vergleich von Ansteuerungskonzepten und exemplarische Werte für elektrothermische Referenzaktoren aus PEEK bei Verlustwiderständen im Bereich von $1 \dots 3 \text{ K/mW}$.

Leistungszufuhr	Heizleistung	notwendige Kenntnis	Endwert Kern-temperatur	theoretische Aufheizzeit
konstant	$P = 50 \text{ mW}$	keine	unbestimmt	$2,8 \dots 8,4 \text{ s}$
konstant	$P = P_{\text{stationär,max}}$	$R_{\text{th,Verlust}}$	bestimmt	$2,8 \dots 8,4 \text{ s}$
geregelter Zeitverlauf	$P = 1211 \dots 34 \text{ mW}$	$R_{\text{th,Leit,Dicke}}, C_{\text{th}}, R_{\text{th,Verlust}}, \tau_{\text{therm}}$	bestimmt	$\approx 0,2 \text{ s}$
geregelter Zeitverlauf mit Übersteuerung	$P = 1499 \dots 34 \text{ mW}$	$R_{\text{th,Leit,Dicke}}, C_{\text{th}}, R_{\text{th,Verlust}}, \tau_{\text{therm}}$	bestimmt	$\approx 0,15 \text{ s}$

G Netzwerkmodell für Impulsansteuerung der Aktoren

Für die gleichzeitige Ansteuerung mehrerer elektrothermischer Aktoren in einer Braille-Matrix ist eine zeilenweise Zeitmultiplex-Ansteuerung sinnvoll, bei der die Aktoren nicht mit Gleichstrom sondern mit gepulsten Strömen angesteuert werden. Zur Beschreibung des Aufwärmverhaltens bei Impulsansteuerung wird das in [Abschnitt 6.1.2](#) beschriebene thermische Netzwerkmodell eines In-plane-Aktors (siehe [Abb. 71](#)) erweitert.

Um die Temperaturverteilung innerhalb eines beheizten Balkens zu berücksichtigen, werden die konzentrierten Bauelemente verkleinert. [Abb. 188 a und b](#) zeigen die Unterteilung des Balkens und der vereinfachten Heizelementgeometrie in mehrere Segmente sowohl entlang des Balkens als auch in Richtung der Balkendicke. Der eingespeiste Strom bewirkt auf der gesamten Länge des Heizelements einen Wärmeeintrag $\dot{Q}_{\text{Heizer, ges}}$, der für ein infinitesimal kleines Balkensegment mit dem längenspezifischen Wärmeeintrag $\dot{Q}' = \dot{Q}_{\text{Heizer, ges}}/l_{\text{Polymer}}$ dargestellt werden kann. [Abb. 188 b](#) zeigt für eines der Balkensegmente die vorgesehenen thermischen Verlustwiderstände, welche die Wärmeverluste durch Konvektion auf den Außenflächen und durch Wärmeleitung im Luftspalt darstellen. [Abb. 188 c](#) zeigt das entstehende thermische Netzwerkmodell, das zur groben Beschreibung des zeitlichen und örtlichen Temperaturverlaufs im beheizten Balkens verwendet werden kann. Zur Betrachtung eines Temperaturgradienten in Richtung der Balkendicke wird das Polymer in 3 virtuelle Schichten unterteilt, was für die nachfolgenden Betrachtungen ausreichend ist.

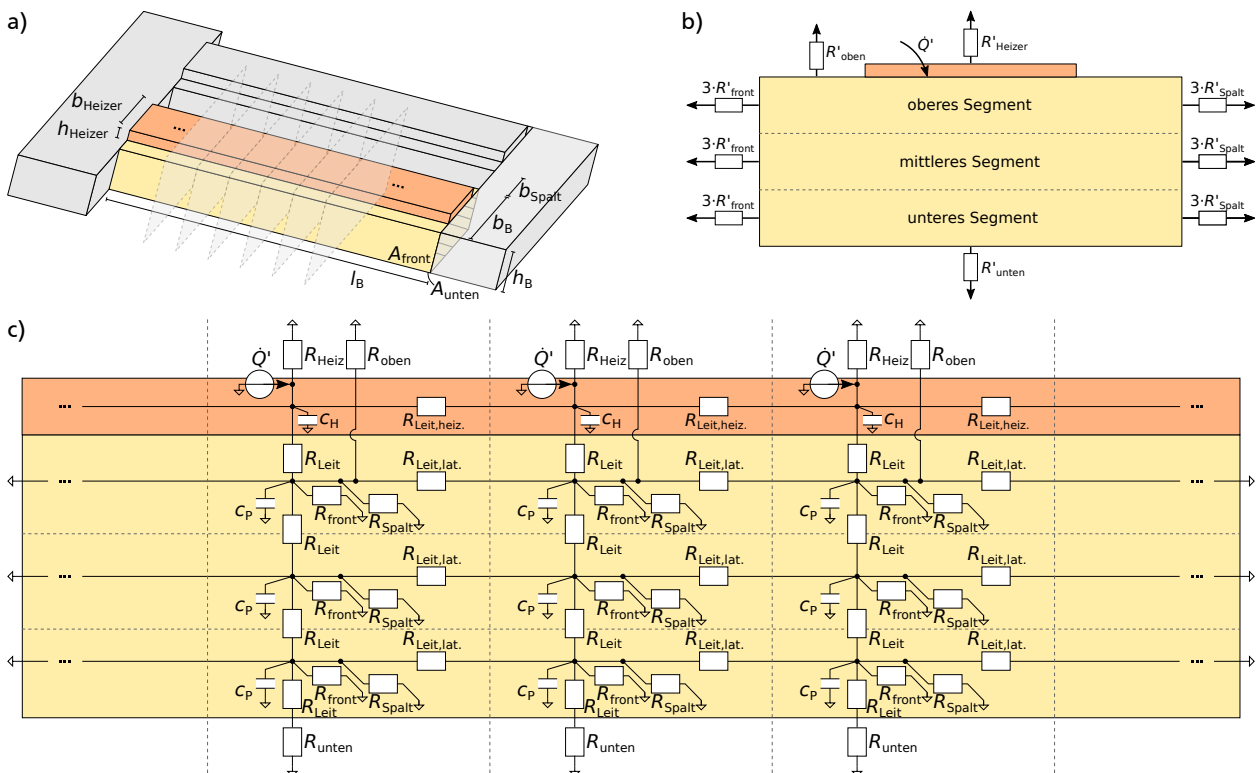


Abbildung 188: Modell zur Beschreibung der Impulsansteuerung elektrothermischer Aktoren am Beispiel eines Referenzaktor aus PEEK mit einer metallischen Heizelementschicht aus Aluminium: a) Unterteilung des beheizten Balkens; b) Querschnitt durch das mittlere beheizte Balkensegment mit allen thermischen Verlustwiderständen an den Oberflächen; c) Längsschnitt durch den beheizten Balken mit einem Ausschnitt des thermischen Netzwerks in drei der Balkensegmente.

Da für die folgenden Betrachtungen nur das Maximum der auftretenden Temperatur von Interesse ist und sich das Temperaturmaximum typischerweise ungefähr in der Balkenmitte einstellt, wird im Folgenden der Temperaturgradient über die Balkenlänge vernachlässigt und nur das infinitesimale Balkensegment in der Balkenmitte betrachtet. In dem in [Abb. 189 a](#) dargestellten vereinfachten Netzwerkmodell sind daher die Widerstände zur lateralen Wärmeleitung in die benachbarten Balkensegmente vernachlässigt.

Analog zum Wärmeeintrag wird in allen konzentrierten Bauelementen des Polymerbalkens eine auf die Länge l_{Polymer} bezogene Wärmekapazität $1/3 \cdot c'_{\text{Polymer}}$ des Polymers berücksichtigt, die in allen 3 Schichten vorgesehen wird. Die Wärmekapazität des dünnen PVD-Heizelements wird in dem verwendeten vereinfachten Netzwerkmodell vernachlässigt, da die Wärmekapazität des Heizelements ca. 3 Größenordnungen unterhalb der Wärmekapazität des Polymerbalkens liegt. Der Wärmeaustausch zwischen den 3 Schichten wird über den Wärmewiderstand des Polymers $R'_{\text{Leit, Polymer}}$ an den 4 Kontaktstellen der konzentrierten Bauelemente vorgesehen, die ebenfalls auf die gesamte Balkenlänge l_{Polymer} bezogen werden. Die thermischen Verluste auf den freien Oberflächen des Polymers und des Heizelements sind durch die thermischen Verlustwiderstände R'_{Heizer} , R'_{Spalt} , R'_{front} , R'_{unten} und R'_{oben} berücksichtigt.

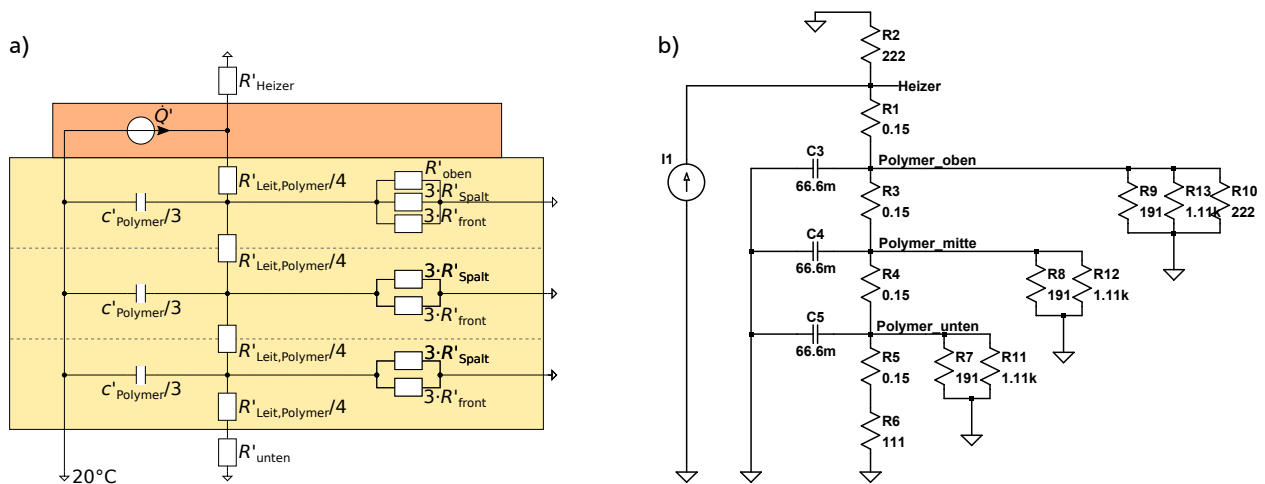


Abbildung 189: Vereinfachtes Modell zur Analyse der Impulssteuerung elektrothermischer Aktoren (entspricht dem mittleren Segment aus [Abb. 188 c](#)): a) Schematisches Netzwerkmodell (mit Änderungen übernommen aus [\[496\]](#)); b) Implementierung mit Pulsstromquelle in *LTSpice* am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK.

Für einen elektrothermischen Referenzaktor aus PEEK mit den in [Tabelle 51](#) angegebenen Abmessungen, Materialparametern und thermischen Randbedingungen (ähnlich zu [Abschnitt 6.1 Tabelle 19](#)) werden die konzentrierten Bauelemente mit den [Gleichungen 150 bis 158](#) bestimmt. Zur Berechnung der thermischen Sprungantworten wird das Netzwerkmodell gemäß [Abb. 189 b](#) in *LTSpice* [\[372\]](#) implementiert und transiente Simulationen durchgeführt.

[Abb. 190](#) zeigt die in *LTSpice* simulierte Temperatur-Sprungantwort bei Ansteuerung mit einer konstanten Leistungsaufnahme des Aktors, bei welcher der längenspezifische Wärmeeintrag \dot{Q}' mit $3,94 \text{ mW/mm}$ so eingestellt wird, dass sich im eingeschwungenen Zustand eine Maximaltemperatur von 125°C ergibt. Bedingt durch die geringe Dicke des Referenzaktors und die entsprechend geringen Wärmewiderstände des Polymers $R'_{\text{Leit, Polymer}}$ liegen die Temperaturen am Heizelement und an den Polymerschichten mit einem maximalen Temperaturunterschied von $1,2^\circ\text{C}$ sehr nahe beieinander.

Tabelle 51: Parameter eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK und dessen konzentrierte Bauelemente für das vereinfachte Modell zur Analyse der Impulsansteuerung aus [Abb. 189](#).

Abmessungen		Materialparameter und thermische Größen	
Balkenlänge l_B	7 mm	Dichte ρ_{PEEK}	1300 kg/m ³
Balkenbreite b_B	1 mm	Spezifische Wärmekapazität c_{PEEK}	1024 J/kg·K
Aktordicke h_B	0,15 mm	Wirksame Wärmekapazität C_{th}	1,4 · 10 ⁻³ J/K
Breite Luftspalt b_{Spalt}	0,25 mm ²	Wärmeleitfähigkeit λ_{PEEK}	0,25 W/K·m
Heizelementbreite b_{Heizer}	0,5 mm ²	Wärmeleitfähigkeit λ_{Luft}	0,0262 W/K·m
Heizelementdicke h_{Heizer}	200 nm	Konvektionskoeffizient α_{konv}	9 W/K·m ²
Heizerfläche A_{Heizer}	3,46 mm ²	Maximaltemperatur $T_{\text{max,Polymer}}$	125°C
Oberfläche A_{front}	1,05 mm ²	Lufttemperatur T_0	20°C
Oberfläche A_{unten}	7 mm ²	Leistungsaufnahme $\dot{Q}_{\text{Heizer,ges}}$	27,6 mW *
Thermische Verlustwiderstände		Innere Modellparameter	
$3 \cdot R'_{\text{Spalt}}$	191 K·mm/mW	\dot{Q}'	3,94 mW/mm
$3 \cdot R'_{\text{front}}$	1111 K·mm/mW	c'_{Heizer}	2,43 · 10 ⁻⁴ mJ/K·mm
R'_{Heizer}	222 K·mm/mW	$c'_{\text{Polymer}/3}$	66,6 · 10 ⁻³ mJ/K·mm
R'_{oben}	222 K·mm/mW	$R'_{\text{Leit,Polymer}/4}$	0,15 K·mm/mW
R'_{unten}	111 K·mm/mW		

* Angepasster Modellparameter für eine Maximaltemperatur von 125°C im Modell aus [Abb. 189 b](#).

$$\dot{Q}' = \frac{1}{l_B} \cdot \dot{Q}_{\text{Heizer,ges}} = 30 \text{ W/m} \quad (150)$$

$$c'_{\text{Heizer}} = \frac{1}{l_B} \cdot C_{\text{Heizer}} = c_{\text{Aluminium}} \cdot \rho_{\text{Aluminium}} \cdot b_{\text{Heizer}} \cdot h_{\text{Heizer}} \quad (151)$$

$$c'_{\text{Polymer}/3} = 1/3 \cdot \frac{1}{l_B} \cdot C_{\text{PEEK}} = 1/3 \cdot c_{\text{PEEK}} \cdot \rho_{\text{PEEK}} \cdot b_B \cdot h_B \quad (152)$$

$$R'_{\text{Leit,Polymer}/4} = 1/4 \cdot \frac{l_B}{1} \cdot \frac{h_B}{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot A_{\text{unten}}} = 1/4 \cdot \frac{h_B}{\lambda_{\text{PEEK}} \cdot b_B} \quad (153)$$

$$3 \cdot R'_{\text{Spalt}} = 3 \cdot \frac{l_B}{1} \cdot \frac{b_{\text{Spalt}}}{\lambda_{\text{Luft}} \cdot A_{\text{front}}} = \frac{3 \cdot b_{\text{Spalt}}}{\lambda_{\text{Luft}} \cdot h_B} \quad (154)$$

$$3 \cdot R'_{\text{front}} = 3 \cdot \frac{l_B}{1} \cdot \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot 2 \cdot A_{\text{front}}} = \frac{3}{2 \cdot \alpha_{\text{konv}} \cdot h_B} \quad (155)$$

$$R'_{\text{Heizer}} = \frac{l_B}{1} \cdot \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot A_{\text{Heizer}}} = \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot b_{\text{Heizer}}} \quad (156)$$

$$R'_{\text{oben}} = \frac{l_B}{1} \cdot \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot A_{\text{oben}}} = \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot (b_B - b_{\text{Heizer}})} \quad (157)$$

$$R'_{\text{unten}} = \frac{l_B}{1} \cdot \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot A_{\text{unten}}} = \frac{1}{\alpha_{\text{konv}} \cdot b_B} \quad (158)$$

Für die gleichzeitige Ansteuerung von 16 Aktoren wird das thermische Netzwerk in *LTSpice* mit einer Pulsstromquelle versehen, bei der ein Puls-Pause-Verhältnis von 1:15 gewählt wird. Für eine vergleichbare Netto-Leistungszufuhr bei gepulster Ansteuerung wird die Amplitude des längenspezifischen Wärmeeintrags \dot{Q}' dabei auf das 16-fache erhöht. [Abb.191 a bis c](#)

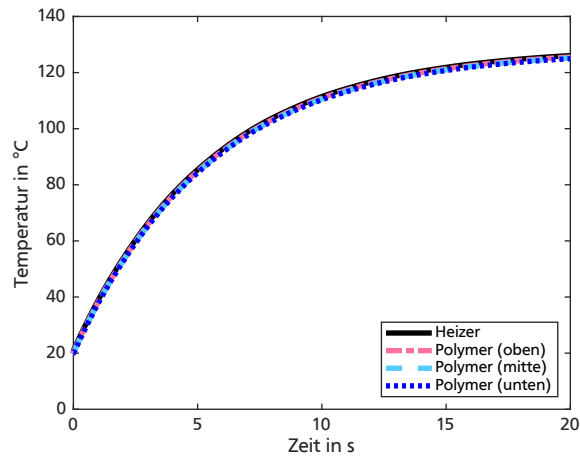


Abbildung 190: Mittels *LTSpice* simulierte Temperatur-Sprungantwort eines Referenzaktors aus PEEK bei Ansteuerung mit Gleichstrom im thermischen Netzwerkmodell (entspricht einer konstanten Leistungszufuhr des Aktors).

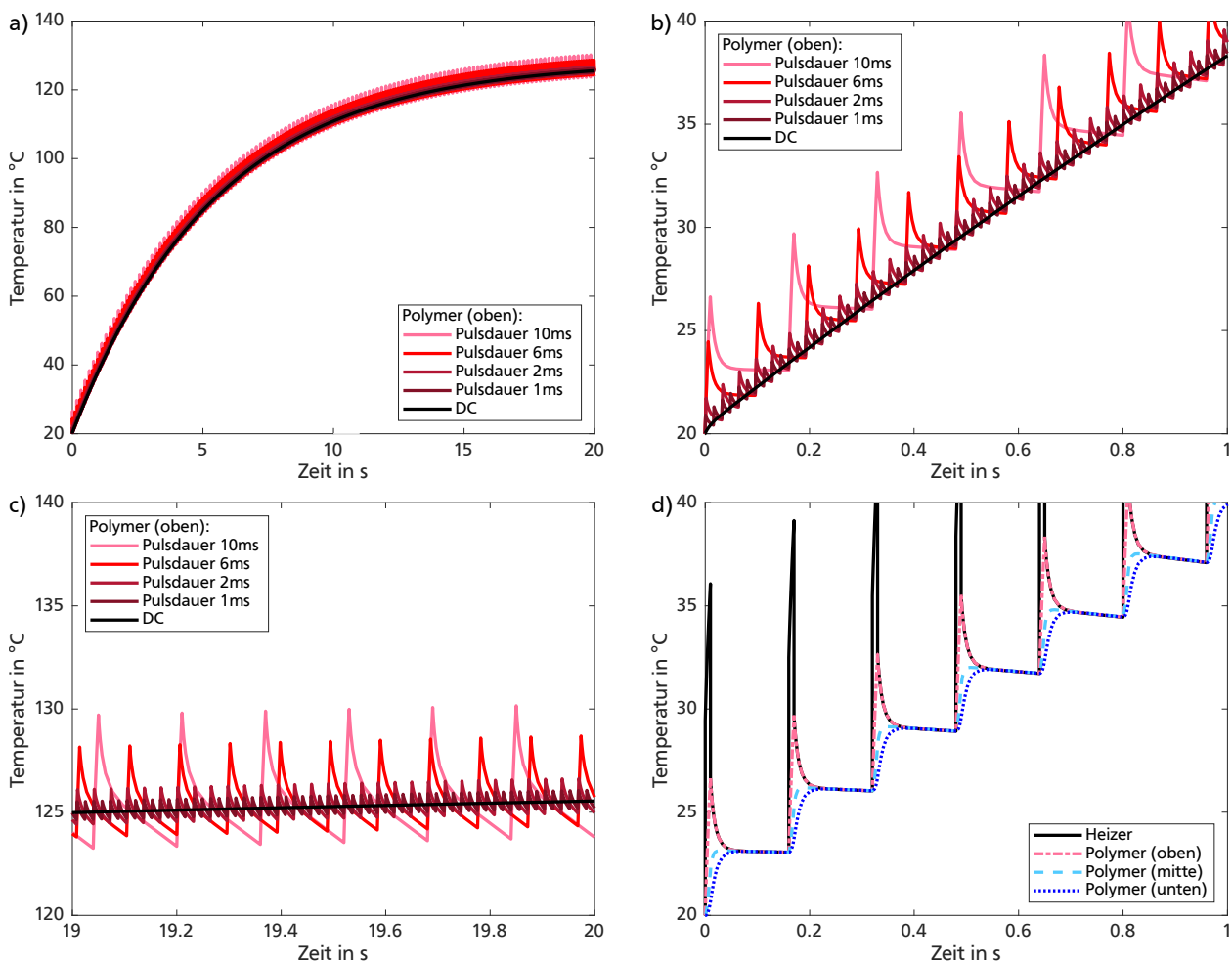


Abbildung 191: Mittels *LTSpice* simulierte Temperatur-Sprungantwort eines Referenzaktors aus PEEK bei Impulsansteuerung mit einem Puls-Pause-Verhältnis von 1:15: a) Gesamter Temperaturverlauf in der oberen Polymerschicht für unterschiedliche Pulsdauern; b) Temperatur in der oberen Polymerschicht während des Einschaltvorgangs; c) Temperatur in der oberen Polymerschicht im eingeschwungenen Zustand; d) Temperatur aller konzentrierten Bauelemente während des Einschaltvorgangs bei einer Pulsdauer von 10 ms.

zeigen die Temperatur-Sprungantwort bei unterschiedlichen Pulsdauern (bzw. der reziproken Ansteuerfrequenzen $f = 1/T_{\text{Puls}}$). Für niedrige Ansteuerfrequenzen bzw. hohe Pulsdauern von 10 ms entstehen in der oberen Polymerschicht im eingeschwungenen Zustand Temperaturspitzen von 130,2°C. Da die Temperaturüberhöhung von 5,2°C aber nur kurzzeitig über der definierten Maximaltemperatur des Kunststoffes (vgl. [Abschnitt 5.3](#)) liegt, ist der Betrieb des Aktors mit Impulsansteuerung möglich. [Abb. 191 d](#) zeigt zudem, dass die Temperaturüberhöhung nur in der oberen Polymerschicht auftritt und der Temperaturverlauf in den unteren Polymerschichten durch das Tiefpassverhalten der RC-Glieder geglättet wird. Mit einer 10-fach höheren Ansteuerfrequenz von 1 kHz bzw. einer niedrigeren Pulsdauer von 1 ms sinkt die Temperaturüberhöhung im eingeschwungenen Zustand zudem auf weniger als 1,2°C, sodass dies als empfohlene Ansteuerfrequenz definiert werden kann.

Eine messtechnische Erprobung einer Impulsansteuerung erfolgt im Rahmen des Forschungsprojektes *MOBILIZE* an In-plane-Aktoren aus PEEK (siehe [Abschnitt 8.6.2](#)). Weiterhin findet am entwickelten Messstand aus [Kapitel 3](#) eine testweise Integration eines Quellmessgeräts (bzw. Source Measure Unit) *Keithley 2400* als Stromquelle statt, mit dem *Winterstein* exemplarische Messungen an einem In-plane-Aktor aus SU-8 mit Heizelementen aus Nickel (siehe [Tabelle 4](#)) charakterisiert.

H Mechanische Modellierung eines Pseudobimorph-Aktors

Zur Beschreibung der erreichbaren Leerlaufauslenkung und Blockierkraft von Pseudobimorph-aktoren werden im Folgenden zunächst eigene vereinfachte analytische Beschreibungen aufgezeigt und im Anschluss die in der Literatur verwendeten elastostatischen Modelle diskutiert.

H.1 Modell mit konstanter Krümmung zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung

Zur Bestimmung der erreichbaren Leerlaufauslenkung Pseudobimorph-Aktors kann das mechanische Modell nach [Abb. 192](#) verwendet werden. Dieses geht von folgenden Randbedingungen und Vereinfachungen aus:

1. Der erwärmte Biegebalken erwärmt sich homogen. An der Kontaktstelle zur kalten Aktorspitze und der Basis des Aktors treten abrupte Temperatursprünge auf.
2. Der verbindende kurze Balken an der Aktorspitze und auch die Basis des Aktors besitzen keine Nachgiebigkeit.
3. Das Biegeverhalten der beiden langen Einzelbalken wird mit einem konstanten Krümmungsradius r angenähert.
4. Der kalte Balken erwärmt sich nicht.

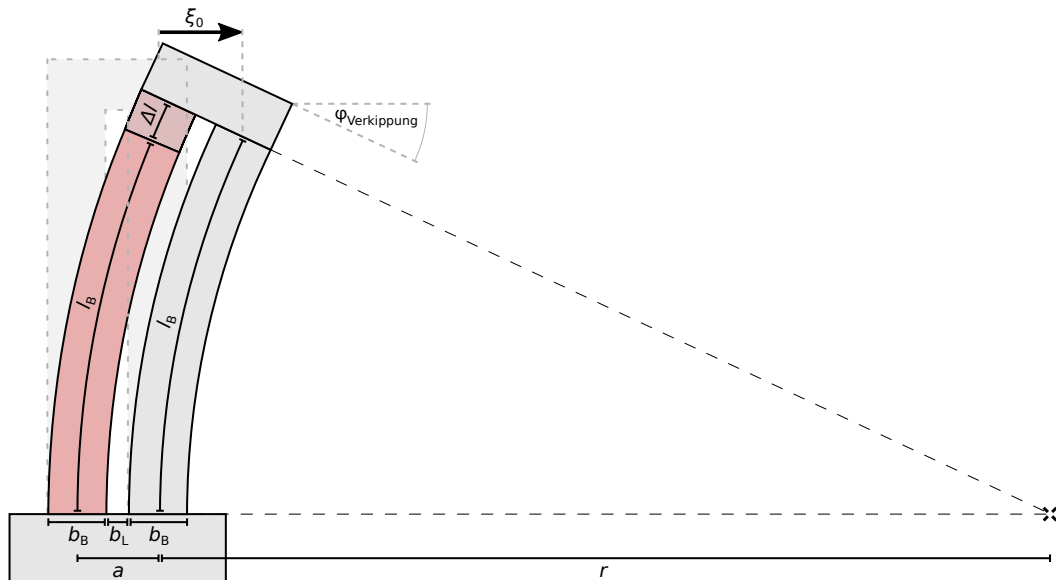


Abbildung 192: Vereinfachtes mechanisches Modell eines Pseudobimorphaktors zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung.

Aus den geometrischen Beziehungen des mechanischen Modells ergeben sich der Balkenabstand a , der Krümmungsradius r , der Verkipfungswinkel $\varphi_{\text{Verkipfung}}$ und die Leerlaufauslenkung ξ_0 aus den [Gleichungen 159 bis 162](#).

$$a_B = b_L + b_B \quad (159)$$

$$r = \frac{l_B}{\Delta l} \cdot a_B = \frac{a_B}{\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T} \quad (160)$$

$$\varphi_{\text{Verkipfung}} = \frac{l_B}{r} = \frac{l_B \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T}{a_B} \quad (161)$$

$$\begin{aligned} \xi_0 &= r \cdot [1 - \cos \varphi_{\text{Verkipfung}}] \quad (162) \\ &= \frac{a_B}{\alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T} \cdot \left[1 - \cos \left(\frac{l_B \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T}{a_B} \right) \right] \end{aligned}$$

Da elektrothermische Pseudobimorphfaktoren nur kleine Auslenkungen erfahren, darf die Funktion $\xi(\alpha_{\text{th}}\Delta T)$ angefähert bzw. linearisiert werden. Dies lässt sich mit der Darstellung der Leerlaufauslenkung durch die unendliche Taylorreihe nach [Gleichung 163](#) erreichen, die um die Stützstelle $\alpha_{\text{th}}\Delta T = 0$ entwickelt wird.

$$\xi(\alpha_{\text{th}}\Delta T) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\xi^{(n)}(0)}{n!} \cdot (\alpha_{\text{th}}\Delta T)^n \quad (163)$$

Im Folgenden werden für das Taylorpolynom die ersten drei Glieder $\xi(0)$, $\xi'(0)$ und $\xi''(0)$ ermittelt. Alle weiteren Glieder der Taylorreihe werden vernachlässigt.

$$\xi(\alpha_{\text{th}}\Delta T) = a_B \cdot \frac{1 - \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right)}{\alpha_{\text{th}}\Delta T} \quad (164)$$

$$\xi'(\alpha_{\text{th}}\Delta T) = a_B \cdot \frac{\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) + \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) - 1}{(\alpha_{\text{th}}\Delta T)^2} \quad (165)$$

$$\xi''(\alpha_{\text{th}}\Delta T) = a_B \cdot \frac{\left(\left(\frac{l_B}{a_B}\right)^2 \cdot (\alpha_{\text{th}}\Delta T)^2 - 2\right) \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) - 2 \cdot \frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) + 2}{(\alpha_{\text{th}}\Delta T)^3} \quad (166)$$

$$\begin{aligned} \xi(0) &= \lim_{\alpha_{\text{th}}\Delta T \rightarrow +0} \xi(\alpha_{\text{th}}\Delta T) \quad (167) \\ &= a_B \cdot \frac{\left[1 - \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right)\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}}{\left[\alpha_{\text{th}}\Delta T\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}} \\ &= a_B \cdot \frac{\left[\frac{l_B}{a_B} \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right)\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}}{[1]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}} \\ &= 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \xi'(0) &= \lim_{\alpha_{\text{th}}\Delta T \rightarrow +0} \xi'(\alpha_{\text{th}}\Delta T) \quad (168) \\ &= a_B \cdot \frac{\left[\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) + \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) - 1\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}''}{\left[(\alpha_{\text{th}}\Delta T)^2\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}''} \\ &= a_B \cdot \frac{\left[\left(\frac{l_B}{a_B}\right)^2 \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right)\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}'}{[2 \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}'} \\ &= a_B \cdot \frac{\left[\left(\frac{l_B}{a_B}\right)^2 \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right) - \frac{l_B^3}{a^3} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{\text{th}}\Delta T\right)\right]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}}{[2]_{\alpha_{\text{th}}\Delta T=0}} \\ &= a_B \cdot \frac{\left(\frac{l_B}{a_B}\right)^2}{2} \\ &= \frac{l_B^2}{2 \cdot a_B} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\xi''(0) &= \lim_{\alpha_{th}\Delta T \rightarrow 0} \xi''(\alpha_{th}\Delta T) & (169) \\
&= a_B \cdot \frac{\left[\left(\left(\frac{l_B}{a_B} \right)^2 \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2 - 2 \right) \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) - 2 \cdot \frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) + 2 \right]_{\alpha_{th}\Delta T=0}'''}{[(\alpha_{th}\Delta T)^3]_{\alpha_{th}\Delta T=0}'''} \\
&= -a_B \cdot \frac{\left[\left(\frac{l_B}{a_B} \right)^3 \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2 \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) \right]_{\alpha_{th}\Delta T=0}''}{[3 \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2]_{\alpha_{th}\Delta T=0}''} \\
&= -a_B \cdot \frac{\left[\left(\frac{l_B}{a_B} \right)^4 \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2 \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) + 2 \cdot \left(\frac{l_B}{a_B} \right)^3 \cdot \alpha_{th}\Delta T \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) \right]_{\alpha_{th}\Delta T=0}'}{[6 \cdot \alpha_{th}\Delta T]_{\alpha_{th}\Delta T=0}'} \\
&= a_B \cdot \frac{\left[\left(\left(\frac{l_B}{a_B} \right)^5 \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2 - 2 \cdot \left(\frac{l_B}{a_B} \right)^3 \right) \cdot \sin\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) - 4 \cdot \left(\frac{l_B}{a_B} \right)^4 \cdot \alpha_{th}\Delta T \cdot \cos\left(\frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T \right) \right]_{\alpha_{th}\Delta T=0}}{[6]_{\alpha_{th}\Delta T=0}} \\
&= 0
\end{aligned}$$

Da das dritte Glied der Taylorreihe gleich null ist, kann die erreichbare Auslenkung mit dem Taylorpolynom zweiten Grades nach [Gleichung 170](#) aufgestellt werden. In der Praxis lässt sich die Randbedingung, dass sich der kalte Balken erwärmt nicht oder vernachlässigbar gering erwärmt, nur unter speziellen Randbedingungen erzeugen (z.B. erzwungene Konvektion). Die ermittelte Leerlaufauslenkung nach [Gleichung 170](#) kann daher nur als theoretisches Optimum betrachtet werden.

$$\begin{aligned}
\xi(\alpha_{th}\Delta T) &\approx \xi(0) + \xi'(0) \cdot \alpha_{th}\Delta T + \frac{\xi''(0)}{2} \cdot (\alpha_{th}\Delta T)^2 & (170) \\
&\approx \frac{l_B^2}{2 \cdot a_B} \cdot \alpha_{th}\Delta T
\end{aligned}$$

Für den Betrieb von Pseudobimorphaktoren an Luft und unter freier Konvektion kann am kalten Balken durchaus eine signifikante Erwärmung beobachtet werden, sodass sich wesentlich niedrigere Auslenkungen am Aktor messen lassen. Wird das Modell wie in [Abb. 193](#) um eine thermische Wärmeausdehnung des kalten Balkens erweitert, ergeben sich die geometrischen Beziehungen aus [Gleichung 171](#) bis [173](#).

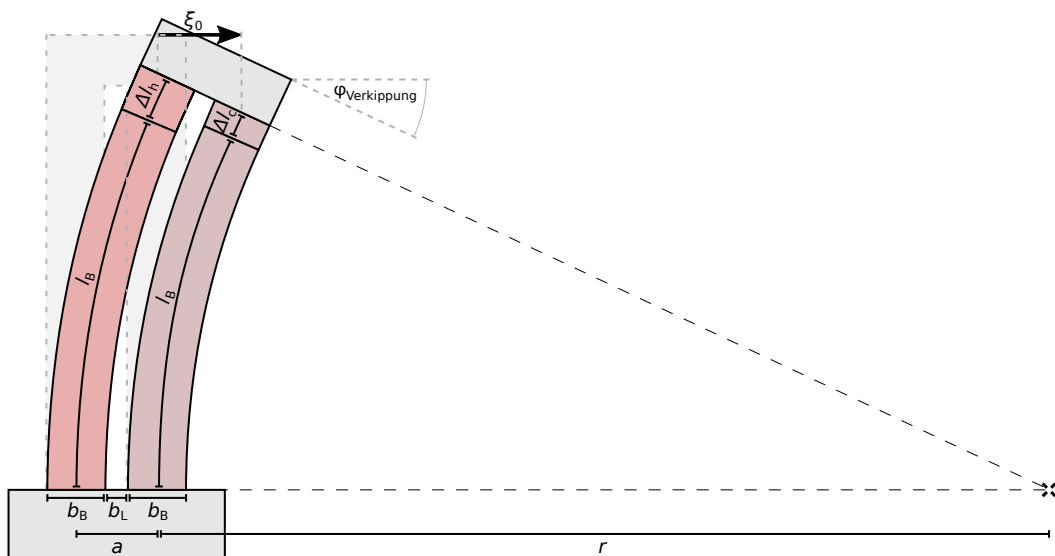


Abbildung 193: Weiterführendes mechanisches Modell eines Pseudobimorphaktors mit parasitärer Erwärmung des kalten Balkens zur Bestimmung der Leerlaufauslenkung.

$$r = a_B \cdot \frac{l_B + \Delta l_c}{\Delta l_h - \Delta l_c} \quad (171)$$

$$= a_B \cdot \frac{1 + \alpha_{th} \cdot \Delta T_c}{\alpha_{th} \cdot (T_h - T_c)}$$

$$\varphi_{\text{Verkipfung}} = \frac{l_B + \Delta l_c}{r} \quad (172)$$

$$= \frac{l_B}{a_B} \cdot \alpha_{th} \cdot (T_h - T_c)$$

$$\xi_0 = r \cdot [1 - \cos \varphi_{\text{Verkipfung}}] \quad (173)$$

$$= a_B \cdot \frac{\frac{1}{\alpha_{th}} + \Delta T_c}{T_h - T_c} \cdot \left[1 - \cos \left(\frac{l_B \cdot \alpha_{th} \cdot (T_h - T_c)}{a_B} \right) \right]$$

Die in [Abschnitt 6.1.2](#) beschriebenen thermischen Netzwerkmodelle beschreiben die mittlere Temperaturerhöhung ΔT_h , die sich im heißen Balken einstellt. Auf welche mittlere Temperaturerhöhung ΔT_c sich der kalte Balken erwärmt, hängt besonders von den thermischen Randbedingungen ab, unter denen der Aktor betrieben wird. Wird das sich einstellende Wärmeverhältnis der beiden Balken $\gamma_{c/h} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_h}$ mit $\gamma_{c/h} = 0 \dots 1$ berücksichtigt, kann die erreichbare Leerlaufauslenkung nach [Gleichung 174](#) bestimmt werden.

$$\xi_0 = a_B \cdot \frac{1 + \gamma_{c/h} \cdot \alpha_{th} \cdot \Delta T_h}{(1 - \gamma_{c/h}) \cdot \alpha_{th} \cdot \Delta T_h} \cdot \left[1 - \cos \left(\frac{l_B \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \alpha_{th} \cdot \Delta T_h}{a_B} \right) \right] \quad (174)$$

Wird für diesen Fall das Taylorpolynom mit den ersten drei Gliedern der Taylorreihe bestimmt⁵, ergibt sich die erreichbare Leerlaufauslenkung nach [Gleichung 175](#).

$$\begin{aligned} \xi(\alpha_{th} \Delta T_h) &\approx \xi(0) + \xi'(0) \cdot \alpha_{th} \Delta T_h + \frac{\xi''(0)}{2} \cdot (\alpha_{th} \Delta T_h)^2 \\ &\approx \frac{l_B^2}{2 \cdot a_B} \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot (\alpha_{th} \Delta T_h + \gamma_{c/h} \cdot (\alpha_{th} \Delta T_h)^2) \end{aligned} \quad (175)$$

Da der Term $\alpha_{th} \Delta T_h$ in der Regel nur sehr kleine Werte annimmt, reicht für eine grobe Abschätzung der erreichbaren Leerlaufauslenkung auch [Gleichung 176](#), bei der nur die ersten beiden Glieder der Taylorreihe berücksichtigt werden.

$$\xi(\alpha_{th} \Delta T_h) \approx \frac{l_B^2}{2 \cdot a_B} \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \alpha_{th} \Delta T_h \quad (176)$$

⁵ Das Taylorpolynom wird mit folgendem Befehl über die Onlineplattform WolframAlpha[373] bestimmt:
series taylor f(x) = (1-cos((1-w)*m*x))*(1+w*x)/(x*(1-w)) at x=0
mit m=1/a und $\xi(x) = f(x) \cdot a$

H.2 Starrkörperhebelmodell zur Bestimmung der Blockierkraft

Zur Bestimmung der maximalen Aktorkraft des Pseudobimorph-Aktors kann das mechanische Hebelmodell nach [Abb. 194](#) verwendet werden. Dieses geht von folgenden Randbedingungen und Vereinfachungen aus:

1. Der erwärmte Biegebalken erwärmt sich homogen. An der Kontaktstelle zur kalten Aktorspitze und der Basis des Aktors treten abrupte Temperatursprünge auf.
2. Das Biegeverhalten der beiden langen Einzelbalken wird durch zwei Drehlager an der Basis des Aktors dargestellt.
3. Keiner der Balken des Aktors besitzen eine Nachgiebigkeit quer zur Längsachse. Nur der erwärmte Balken besitzt eine Nachgiebigkeit entlang der Längsachse.
4. Der kalte Balken erwärmt sich nicht.

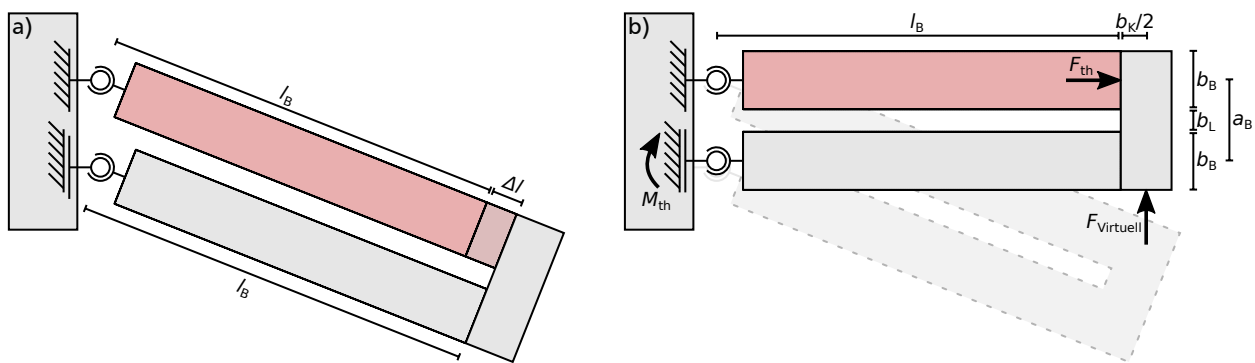


Abbildung 194: Vereinfachtes Hebelmodell eines Pseudobimorphaktors zur Bestimmung der Blockierkraft: a) Ausgelenkter Zustand; b) Zustand nach virtueller Verschiebung.

[Abb. 194 a](#) zeigt das vereinfachte Hebelmodell in ausgelenktem Zustand. Die maximale Kraft des Pseudobimorphaktors kann nach dem Prinzip der virtuellen Verschiebung in [Abb. 194 b](#) bestimmt werden. Dabei wird die virtuell wirkende Kraft bestimmt, die notwendig ist, um den ausgelenkten Aktor in seine Ausgangslage zurück zu drücken. Das zu überwindende thermische Biegemoment M_{th} entsteht dabei nach [Gleichung 177](#) aus der thermisch wirksamen Kraft F_{th} eines verspannten Einzelbalkens (siehe [Gleichung 83](#) und Herleitung in [Kapitel 6](#)).

$$\begin{aligned}
 M_{th} &= F_{th} \cdot a_B \\
 &= \sigma_{th} \cdot A_{\text{Querschnitt}} \cdot a_B \\
 &= E(T) \cdot \alpha_{th} \cdot \Delta T \cdot h \cdot b_B \cdot a_B
 \end{aligned} \tag{177}$$

Aus dem Momentengleichgewicht in [Gleichung 178](#) ergibt sich der Zusammenhang zur virtuellen Kraft $F_{virtuell}$, welche der maximalen Aktorkraft entspricht.

$$M_{th} - \left(l_B + \frac{b_c}{2} \right) \cdot F_{virtuell} = 0 \tag{178}$$

Die Aktorkraft lässt sich dann mit [Gleichung 179](#) beschreiben. Da der Krafteinleitungspunkt auf der Aktorspitze üblicherweise vergleichsweise nah an dem erwärmten Balken liegt, kann zur Schätzung der maximalen Aktorkraft auch [Gleichung 180](#) genutzt werden. Da dies nur für

speziellen Randbedingungen gilt, unter denen die Erwärmung des kalten Balkens vernachlässigt wird, kann die so ermittelte Kraft allerdings nur als theoretisches Optimum betrachtet werden.

$$F_{\max} = \frac{M_{\text{th}}}{l_B + \frac{b_c}{2}} = E(T) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T \cdot \frac{h \cdot b_B \cdot a_B}{l_B + \frac{b_c}{2}} \quad (179)$$

$$\approx E(T) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T \cdot \frac{h \cdot b_B \cdot a_B}{l_B} \quad (180)$$

Um auch hier das sich einstellende Wärmeverhältnis der beiden Balken $\gamma_{c/h} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_h}$ zu berücksichtigen, kann das Modell nach [Abb. 195](#) herangezogen werden.

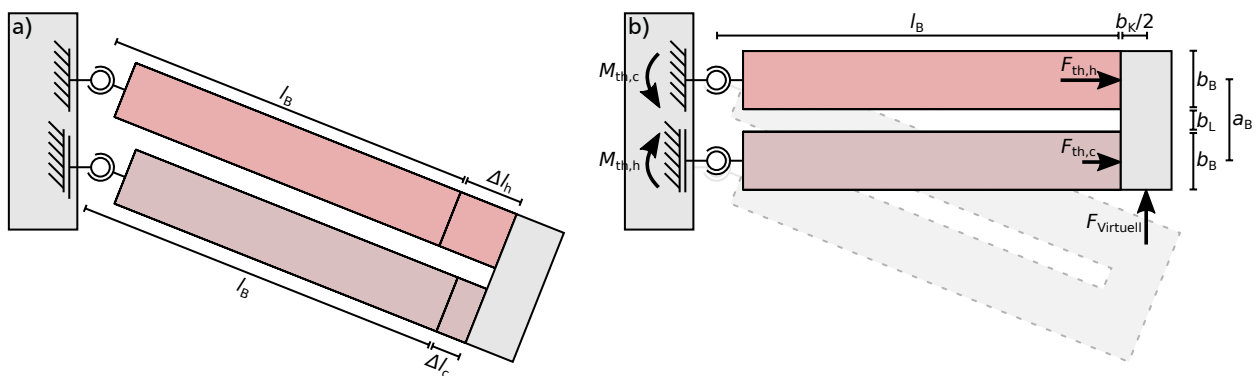


Abbildung 195: Erweitertes Hebelmodell eines Pseudobimorphaktors mit parasitärer Erwärmung des kalten Balkens: a) Ausgelenkter Zustand; b) Zustand nach virtueller Verschiebung.

Analog zum oben beschriebenen Verfahren werden die thermischen Biegemomente und die maximale Aktorkraft auch bei dem erweiterten Modell über das Prinzip der virtuellen Verschiebung bestimmt. Im Vergleich zum oben beschriebenen vereinfachten Modell übt zusätzlich zum thermischen Biegemoment $M_{\text{th},h}$ des heißen Balkens auch der kalte Balken ein thermisches Biegemoment $M_{\text{th},c}$ auf (siehe [Gleichungen 181](#) und [182](#)).

$$M_{\text{th},h} = F_{\text{th},h} \cdot a_B = E(T_h) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_h \cdot h \cdot b_B \cdot a_B \quad (181)$$

$$M_{\text{th},c} = F_{\text{th},c} \cdot a_B = E(T_c) \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \Delta T_c \cdot h \cdot b_B \cdot a_B \quad (182)$$

Auch für das erweiterte Modell ergibt sich aus dem Momentengleichgewicht nach [Gleichung 183](#) der Zusammenhang zur virtuellen Kraft F_{virtuell} .

$$M_{\text{th},h} - M_{\text{th},c} - \left(l_B + \frac{b_c}{2} \right) \cdot F_{\text{virtuell}} = 0 \quad (183)$$

Analog zum obigen Herleitung wird daraus die maximalen Aktorkraft bestimmt und gemäß [Gleichung 184](#) eine Vereinfachung hinsichtlich des Krafteinleitungspunkts in Kauf genommen. Weiterhin kann für die im [Kapitel 4](#) diskutierten Verläufe des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls argumentiert werden, dass sich die Werte des Elastizitätsmoduls vom heißen und vom

kalten Balken nur geringfügig unterscheiden. Für eine grobe Schätzung der erreichbaren Kraft kann daher auch [Gleichung 185](#) herangezogen werden.

$$\begin{aligned}
 F_{\max} &= \frac{M_{\text{th,h}} - M_{\text{th,c}}}{l_B + \frac{b_c}{2}} \\
 &= (F_{\text{th,h}} - F_{\text{th,c}}) \cdot \frac{a_B}{l_B + \frac{b_c}{2}} \\
 &= [E(T_h) \cdot \Delta T_h - E(T_c) \cdot \Delta T_c] \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \frac{h \cdot b_B \cdot a_B}{l_B + \frac{b_c}{2}} \\
 &\approx [E(T_h) \cdot \Delta T_h - E(T_c) \cdot \Delta T_c] \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \frac{h \cdot b_B \cdot a_B}{l_B} \tag{184}
 \end{aligned}$$

$$\approx E(T_h) \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \Delta T_h \cdot \alpha_{\text{th}} \cdot \frac{h \cdot b_B \cdot a_B}{l_B} \tag{185}$$

H.3 Biegebalkenmodelle zur Bestimmung der Blockierkraft

Ein weiterer Ansatz zur Bestimmung der Blockierkraft ergibt sich über die Darstellung des Pseudobimorphaktors als gekrümmten Biegebalken (siehe [Abb. 196 a](#)) und dessen virtuelle Verschiebung. [Abb. 196 b](#) zeigt die entsprechende mechanische Lagersituation des gekrümmten Biegebalkens. Mathematisch einfacher beschreiben lässt sich die Problemstellung allerdings für einen geraden Biegebalken (siehe [Abb. 196 c](#)), der durch die Aktorkraft in den gekrümmten Zustand gedrückt wird. Zwar sind die mathematischen Problemstellungen (durch den unterschiedlichen Kurvenverlauf der Biegelinien) nicht exakt identisch, zur groben Abschätzung der maximalen Aktorkraft wird im weiteren Verlauf aber das Biegebalkenmodell nach [Abb. 196 d](#) herangezogen.

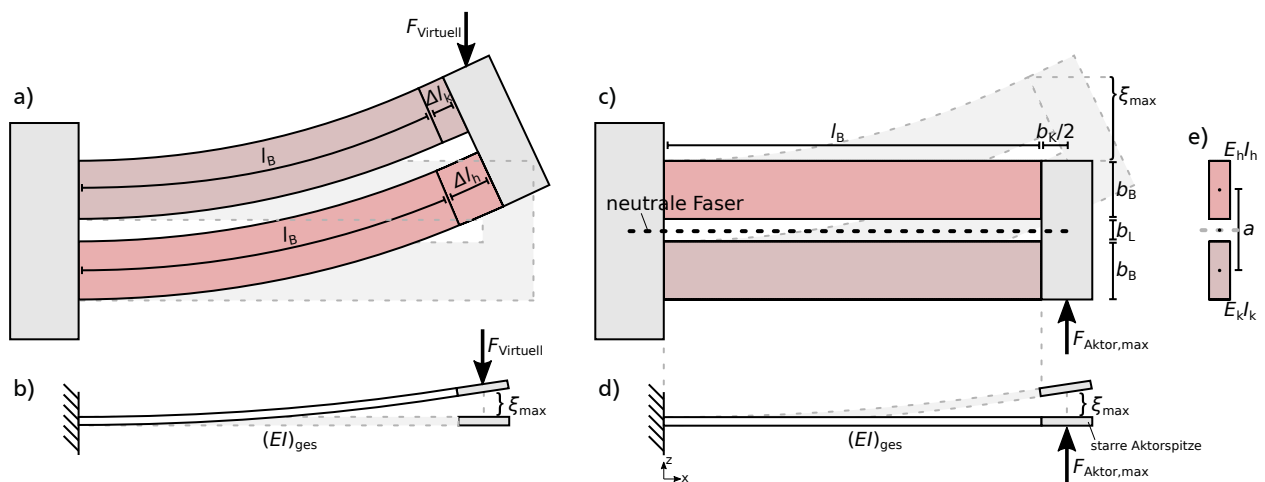


Abbildung 196: Modellierung eines Pseudobimorphaktors als Biegebalken: a) Ausgelenkter Zustand; b) Lagersituation des gekrümmten Biegebalkens; c) Aktor als gerader Biegebalken; d) Lagersituation des geraden Biegebalkens; e) Querschnitt des Biegebalkens, zusammengesetzt aus heißem Balken und dem parasitär erwärmten kalten Balken.

Die Flächenträgheitsmomente der beiden Einzelbalken können mit dem *Steinerschen Satz* nach [Gleichung 186](#) und [187](#) bestimmt werden, wobei die neutrale Faser mittig durch den Pseudobimorphfaktor verläuft (siehe [Abb. 196 c und e](#)).

$$\begin{aligned}
I_{\bar{y},h} &= I_{y,h} + \left(\frac{a_B}{2}\right)^2 \cdot A_h \\
&= \frac{b_B^3 \cdot h}{12} + \frac{a_B^2 \cdot b_B \cdot h}{4}
\end{aligned} \tag{186}$$

$$\begin{aligned}
I_{\bar{y},c} &= I_{y,c} + \left(\frac{a_B}{2}\right)^2 \cdot A_c \\
&= \frac{b_B^3 \cdot h}{12} + \frac{a_B^2 \cdot b_B \cdot h}{4}
\end{aligned} \tag{187}$$

Die Biegesteifigkeit $(EI)_{\text{ges}}$ des Doppelbalkens ergibt sich dann aus der Biegesteifigkeit des heißen Balkens und des kalten Balkens nach [Gleichung 188](#). Wie bereits vorab dargelegt, kann für die im [Kapitel 4](#) diskutierten Verläufe des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls argumentiert werden, dass sich die Werte des Elastizitätsmoduls vom heißen und vom kalten Balken nur geringfügig unterscheiden. Die Biegesteifigkeit des Doppelbalkens ergibt sich dann nach [Gleichung 189](#).

$$\begin{aligned}
(EI)_{\text{ges}} &= E_h I_{\bar{y},h} + E_c I_{\bar{y},c} \\
&= \frac{E(T_h) + E(T_c)}{4} \cdot \left(\frac{b_B^3 \cdot h}{3} + a_B^2 \cdot b_B \cdot h \right)
\end{aligned} \tag{188}$$

$$\approx \frac{E(T_h)}{2} \cdot \left(\frac{b_B^3 \cdot h}{3} + a_B^2 \cdot b_B \cdot h \right) \tag{189}$$

Die effektive Bieglänge l_{eff} des doppelten Biegebalkens bestimmt sich über den Kräfteinleitungspunkt an der Aktorspitze. Wenn der Kräfteinleitungspunkt in der Mitte der Aktorspitze $b_c/2$ liegt, bestimmt sich die Biegelinie des gesamten Aktors aus der Kombination zweier in Reihe geschalteter Biegeelemente (Doppelbalken und Aktorspitze). Da der Kopf des Aktors in der Regel nur sehr kurz ist und dessen Biegesteifigkeit im Vergleich zum Doppelbalken deutlich höher ist, darf die Aktorspitze als starrer Körper ohne relevante Eigendurchbiegung betrachtet werden. Der Balken mit mehreren Belastungsfeldern (Doppelbalken und Aktorspitze) wird daher gemäß der in [Abb. 196](#) skizzierten mechanischen Lagersituation zu einem Einfeldbalken mit starrem Hebel vereinfacht. Da die geringe Wärmeausdehnung für den Biegeverlauf ebenfalls vernachlässigt werden darf, entspricht die effektive Bieglänge l_{eff} dann nach [Gleichung 190](#) der Balkenlänge des Aktors. Die auf den Doppelbalken wirkende Kraft kann dann über den mechanischen Hebel der Aktorspitze nach [Gleichung 191](#) bestimmt werden.

$$l_{\text{eff}} = l_B \tag{190}$$

$$F_{\text{eff}} = F_{\text{Aktor,max}} \cdot \frac{l_B + \frac{b_c}{2}}{l_B} \tag{191}$$

Die Biegelinie für den Doppelbalken (ohne Aktorspitze) findet sich in gängigen Formelwerken[225] und kann mit [Gleichung 192](#) bestimmt werden. An der Stelle $x = l_B$ ergibt sich die maximale Durchbiegung des Doppelbalkens nach [Gleichung 193](#).

$$\omega(x) = \frac{F_{\text{eff}}}{6 \cdot (EI)_{\text{ges}}} \cdot (3 \cdot l_{\text{eff}} \cdot x^2 - x^3) \tag{192}$$

$$\omega_{\text{max}} = \frac{F_{\text{eff}} \cdot l_{\text{eff}}^3}{3 \cdot (EI)_{\text{ges}}} \tag{193}$$

Wird die maximale Durchbiegung des Doppelbalkens mit der Auslenkung $\omega_{\max} = \xi(\alpha_{\text{th}}\Delta T_{\text{h}})$ gleichgesetzt (siehe Gleichung 176), ergibt sich die Aktorkraft aus Gleichung 194. Für einen Kräfteinleitungspunkt nahe an dem Doppelbalken ergibt sich Gleichung 195.

$$\begin{aligned}
 F_{\text{Aktor,max}} &= F_{\text{eff}} \cdot \frac{l_{\text{B}}}{l_{\text{B}} + \frac{b_{\text{c}}}{2}} \\
 &= \frac{3 \cdot (EI)_{\text{ges}}}{l_{\text{eff}}^3} \cdot \omega_{\max} \cdot \frac{l_{\text{B}}}{l_{\text{B}} + \frac{b_{\text{c}}}{2}} \\
 &\approx E(T_{\text{h}}) \cdot (1 - \gamma_{\text{c/h}}) \cdot \alpha_{\text{th}} \Delta T_{\text{h}} \cdot \frac{a \cdot b_{\text{B}} \cdot h}{l_{\text{B}} + \frac{b_{\text{c}}}{2}} \cdot \left(\frac{b_{\text{B}}^2}{4 \cdot a_{\text{B}}^2} + \frac{3}{4} \right) \quad (194)
 \end{aligned}$$

$$\approx E(T_{\text{h}}) \cdot (1 - \gamma_{\text{c/h}}) \cdot \alpha_{\text{th}} \Delta T_{\text{h}} \cdot \frac{a \cdot b_{\text{B}} \cdot h}{l_{\text{B}}} \cdot \left(\frac{b_{\text{B}}^2}{4 \cdot a_{\text{B}}^2} + \frac{3}{4} \right) \quad (195)$$

H.4 Elastomechanisches Modell

Das Biegeverhalten elastischer Stäbe und deren Teilelemente wie in Abb. 197 kann nach der Biegetheorie 1. Ordnung mit der linearen Differentialgleichungen in Gleichung 196 beschrieben werden [291]. Diese beschreibt die Krümmung $w''(x)$ über das wirkenden Moment $M(x)$ entlang des Balkens und dessen Biegesteifigkeit $EI(x)$.

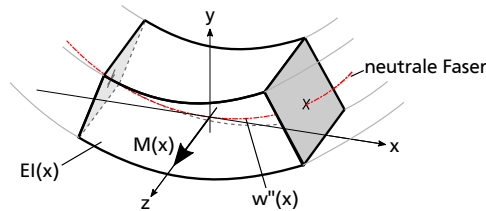


Abbildung 197: Verformung eines finiten Elements entlang eines Biegebalkens mit einer Biegesteifigkeit $EI(x)$ bei Belastung mit einem Biegemoment $M(x)$.

$$w''(x) = -\frac{M(x)}{EI(x)} \quad (196)$$

Für Pseudobimorphaktoren aus Silizium nutzen Qiu *et al.* [284] diesen Ansatz für das in Abb. 198 gezeigte elastomechanische Modell. Der Verformungskörper wird dabei in drei Segmente freige-

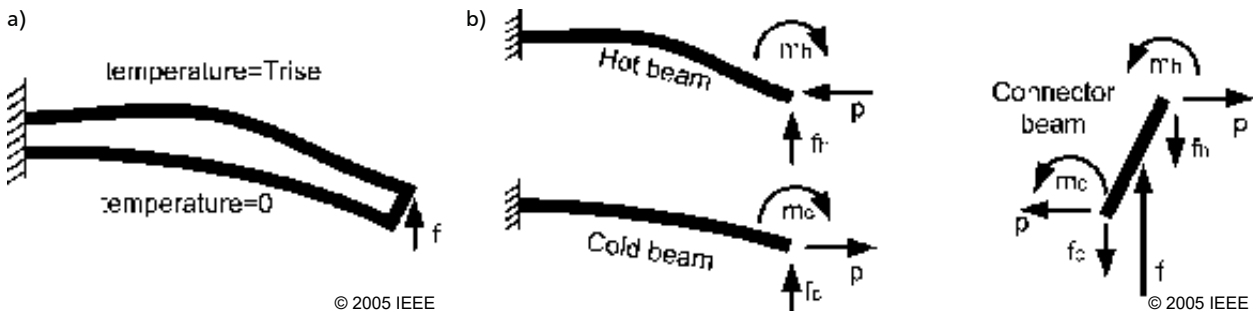


Abbildung 198: Modellierung eines Pseudobimorphaktors nach Qiu *et al.* [284]: a) Verformung des Aktors; b) Freischnitte mit Kräften und Momenten für alle drei Segmente des Aktors. Der kalte Balken erfährt keine Wärmeausdehnung. Abbildungen entnommen aus [284].

schnitten, in welchen das Biegeverhalten wie folgt definiert ist: Der heiße Balken mit der initialen Länge l_B erfährt eine Wärmeausdehnung und wird als elastischer Biegebalken modelliert. Der kalten Balken hingegen entspricht einem elastischen Biegebalken ohne signifikante Erwärmung bzw. ohne Wärmeausdehnung. Der Kopf des Aktors wird als starrer Körper ohne relevante Eigendurchbiegung modelliert. Die angreifende externe Kraft F entspricht der Blockierkraft des Aktors oder kann zur Berechnung der Leerlaufauslenkung gleich null gesetzt werden. Für einen Kräfteinleitungspunkt nahe an dem Doppelbalken kann die Leerlaufauslenkung mit [Gleichung 197](#) und die Blockierkraft mit [Gleichung 198](#) bestimmt werden [284], wobei b_h die Breite des heißen Balkens und b_c die Breite des kalten Balkens ist.

$$\xi_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T \cdot \frac{6 \cdot b_0 \cdot b_h \cdot b_c \cdot l_B^2}{b_h^4 + b_h^3 \cdot b_c + b_h \cdot b_c^3 + b_c^4 + 12 \cdot b_0^2 \cdot b_h \cdot b_c} \quad (197)$$

$$F_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T \cdot \frac{3 \cdot E \cdot h \cdot (b_h^3 + b_c^3) \cdot b_0 \cdot b_h \cdot b_c}{2 \cdot l_B \cdot (b_h^4 + b_h^3 \cdot b_c + b_h \cdot b_c^3 + b_c^4 + 3 \cdot b_0^2 \cdot b_h \cdot b_c)} \quad (198)$$

$$\text{mit } b_0 = \frac{1}{2} \cdot (b_h + b_c + 2 \cdot b_L)$$

Für einen symmetrischen Aufbau mit $b_h = b_c = b_B$ wie beim Referenzaktor, dem Balkenabstand $a_B = b_B + b_L$ und bei Verwendung der in dieser Arbeit genutzten Notation ergibt sich daraus für die Leerlaufauslenkung [Gleichung 199](#) und für die Blockierkraft [Gleichung 200](#).

$$\xi_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot \frac{3 \cdot a_B}{2 \cdot b_B^2 + 6 \cdot a_B^2} \cdot l_B^2 \quad (199)$$

$$F_{\text{PSB-Aktor}} = E(T_h) \cdot \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot \frac{h}{l_B} \cdot \frac{3 \cdot b_B^3 \cdot a_B}{4 \cdot b_B^2 + 3 \cdot a_B^2} \quad (200)$$

Auch *Staab* [158] nutzt zur Beschreibung eines Pseudobimorphaktors mit Festkörpergelenken das elastomechanisches Modell in [Abb. 199](#) und eine Unterteilung in drei Segmente. Analog zum Vorgehen bei *Qiu* tritt im kalten Balken dabei keine signifikante Erwärmung bzw. Wärmeausdehnung auf und der Kopf des Aktors wird als starrer Körper modelliert. Die Leerlaufauslenkung kann mit [Gleichung 201](#) und die Blockierkraft mit [Gleichung 202](#) bestimmt werden [158]. Um das

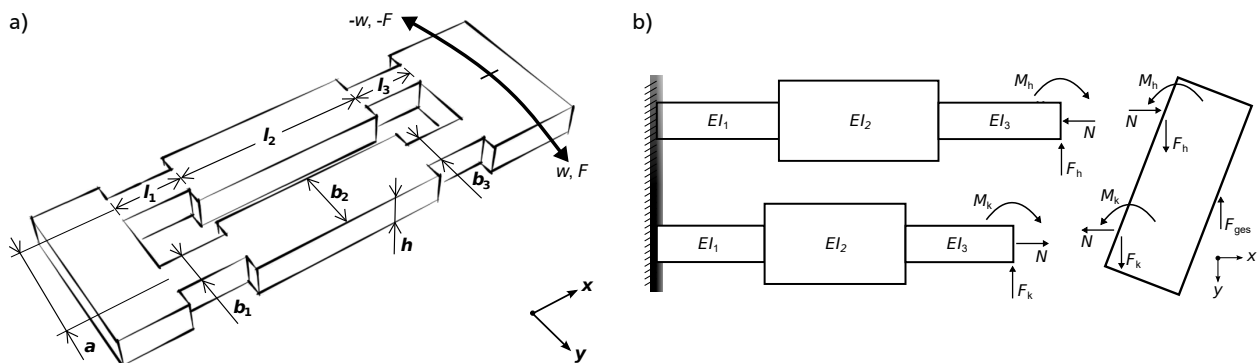


Abbildung 199: Modellierung eines Pseudobimorphaktors mit Festkörpergelenken nach *Staab* [158]: a) Abmessungen des Aktors; b) Freischnitte mit Kräften und Momenten für alle drei Segmente des Aktors. Der kalte Balken erfährt keine Wärmeausdehnung. Abbildungen entnommen aus [158].

Verhalten der Festkörpergelenke zu beschreiben, wird sowohl der heiße als auch der kalte Balken mit jeweils 3 Abschnitten modelliert, wobei \overline{EI}_1 , \overline{EI}_2 und \overline{EI}_3 die jeweiligen Biegesteifigkeiten der einzelnen Balkenabschnitte sind.

$$\xi_{\text{PSB-Aktor}} = \Delta l_t \cdot \frac{k_1}{\frac{4}{a_B} j_n + k_3 a_B} \quad (201)$$

$$F_{\text{PSB-Aktor}} = \frac{\Delta l_t}{\frac{2}{a_B} \frac{k_2}{k_1} j_n + \frac{a_B}{2} \left(\frac{k_2}{k_1} k_3 - k_4 \right)} \quad (202)$$

$$\begin{aligned} \text{mit } k_1 &= \frac{3l_3^2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_2 + 3l_2^2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 3l_1^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_3 l_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_3 l_2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 6l_2 l_3 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3} \\ \text{und } k_2 &= \frac{2l_2^3 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 2l_3^3 \overline{EI}_1 \overline{EI}_2 + 6l_2^2 l_3 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 2l_1^3 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_1 l_3^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_2 l_3^2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3} \dots \\ &\quad + \frac{6l_1 l_2^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_3 l_1^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 12l_3 l_1 l_2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 6l_2 l_1^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3} \\ \text{und } k_3 &= \frac{2l_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 2l_2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 2l_3 \overline{EI}_1 \overline{EI}_2}{2\overline{EI}_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3} \\ \text{und } k_4 &= \frac{l_1^2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 2l_1 l_3 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + 2l_1 l_2 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3 + l_3^2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_2 + l_2^2 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3 + 2l_2 l_3 \overline{EI}_1 \overline{EI}_3}{2\overline{EI}_1 \overline{EI}_2 \overline{EI}_3} \\ \text{und } j_n &= \frac{l_1}{EA_1} + \frac{l_2}{EA_2} + \frac{l_3}{EA_3} \\ \text{und } \Delta l_t &= \alpha_1^* \Delta T_1 l_1 = \alpha_2^* \Delta T_2 l_2 = \alpha_3^* \Delta T_3 l_3 \end{aligned}$$

Für einen Pseudobimorphaktor ohne Festkörpergelenke gilt für die Balkenlängen $l_1 = l_2 = l_3 = \frac{l_B}{3}$ und für die Flächenträgheitsmomente $I_1 = I_2 = I_3 = \frac{b_B^3 \cdot h}{12}$, zudem kann analog zu den vorherigen Modellen mit $\alpha_1^* \Delta T_1 = \alpha_2^* \Delta T_2 = \alpha_3^* \Delta T_3 = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h$ eine gleichmäßige Wärmeausdehnung über den gesamten Balken angenommen werden. Die Blockierkraft ergibt sich damit nach [Gleichung 203](#) und die Leerlaufauslenkung nach [Gleichung 204](#). Die Vereinfachung des von *Staab* verwendeten Modells ergibt damit das gleiche Ergebnis wie das von *Qiu et al.* genutzte elastomechanische Modell (vgl. [Gleichungen 199](#) und [200](#)).

$$F_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot E \cdot \frac{h}{l_B} \cdot \frac{3 \cdot a_B \cdot b_B^3}{4b_B^2 + 3 \cdot a_B^2} \quad (203)$$

$$\xi_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot l_B^2 \cdot \frac{3 \cdot a_B}{2 \cdot b_B^2 + 6 \cdot a_B^2} \quad (204)$$

$$\text{für } k_1 = 6 \cdot l_B^2 / E \cdot b_B^3 \cdot h$$

$$\text{und } k_2 = 4 \cdot l_B^3 / E \cdot b_B^3 \cdot h$$

$$\text{und } k_3 = 12 \cdot l_B / E \cdot b_B^3 \cdot h$$

$$\text{und } k_4 = 6 \cdot l_B^2 / E \cdot b_B^3 \cdot h$$

$$\text{und } j_n = l_B / E \cdot b_B \cdot h$$

$$\text{und } \Delta l_t = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot l_B$$

Wird analog zu den zuvor aufgestellten Modellen das sich einstellende Wärmeverhältnis der beiden Balken $\gamma_{c/h} = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_h}$ berücksichtigt, ergibt sich die Blockierkraft nach [Gleichung 205](#) und die Leerlaufauslenkung nach [Gleichung 206](#).

$$F_{\text{PSB-Aktor}} = E(T_h) \cdot \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \frac{h}{l_B} \cdot \frac{3 \cdot b_B^3 \cdot a_B}{4 \cdot b_B^2 + 3 \cdot a_B^2} \quad (205)$$

$$\xi_{\text{PSB-Aktor}} = \alpha_{\text{th}} \Delta T_h \cdot (1 - \gamma_{c/h}) \cdot \frac{3 \cdot a_B}{2 \cdot b_B^2 + 6 \cdot a_B^2} \cdot l_B^2 \quad (206)$$

H.5 Vergleich der analytischen Modelle

Die erstellten Modelle unterscheiden sich in den Gleichungen zur erreichbaren Leerlaufauslenkung und Blockierkraft, daher wird im Folgenden aufgezeigt, wie sich die verschiedenen Modelle auf die berechneten Ergebnisse auswirken. Der Vergleich findet zunächst allgemein anhand der aufgestellten Gleichungen statt und im Anschluss werden die Zahlenwerte für das Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK aufgezeigt.

Bedingt durch Fertigungstechnologien, durch das Skalierungsverhalten der Aktoren und auch durch die bisherigen Anwendungen finden sich die Werte für die geometrischen Abmessungen z.B. hinsichtlich der Balkenbreite b_B und der Breite des Luftspaltes b_L nur in bestimmten Bereichen. Bei planaren Pseudobimorphaktoren mit einer polymeren Lage finden sich daher in der Regel ähnliche geometrische Verhältnisse zwischen b_B und a (Vergleich hierzu auch die Übersicht realisierter elektrothermischer in [Anhang A](#)). Für Pseudobimorphaktoren mit geometrischen Verhältnissen nach den [Gleichungen 207 bis 210](#) unterscheiden sich das Biegebalkenmodell und das Starrkörperhebelmodell nur um 7...10% (siehe [Gleichung 211](#)). Unberücksichtigt bleibt bei dieser Abschätzung allerdings, dass das Wärmeverhältnis $\gamma_{c/h}$ zwischen dem heißen und dem kalten Balken ebenfalls stark von der Breite des Luftspaltes b_L abhängig ist.

$$b_B \approx 0,3 \dots 1,0 \text{ mm} \quad (207)$$

$$b_L \approx 0,05 \dots 0,3 \text{ mm} \quad (208)$$

$$a_B \approx 0,35 \dots 1,3 \text{ mm} \quad (209)$$

$$\frac{b_B^2}{a_B^2} = \left(\frac{b_B}{b_B + b_L} \right)^2 \approx 0,59 \dots 0,74 \quad (210)$$

$$\frac{F_{\text{PSB-Aktor, Biegebalkenmodell}}}{F_{\text{PSB-Aktor, Starrkörperhebelmodell}}} = \left(\frac{b_B^2}{4 \cdot a_B^2} + \frac{3}{4} \right) = 0,90 \dots 0,93 \quad (211)$$

Wird das elastomechanische Modell von *Qiu et al.* mit dem Starrkörperhebelmodell hinsichtlich der erreichbaren Kräfte verglichen, ergibt sich mit den gleichen geometrischen Verhältnissen nach [Gleichung 212](#) ein größerer Unterschied von ca. 63...67% zwischen den erreichbaren Werten.

$$\frac{F_{\text{PSB-Aktor, Elastomechanisches Modell}}}{F_{\text{PSB-Aktor, Starrkörperhebelmodell}}} = \frac{3 \cdot b_B^2}{4 \cdot b_B^2 + 3 \cdot a_B^2} = 0,33 \dots 0,37 \quad (212)$$

Wird das elastomechanische Modell von *Qiu et al.* mit dem Modell konstanter Krümmung hinsichtlich der erreichbaren Auslenkungen verglichen, ergibt sich mit den genannten geometrischen Verhältnissen nach [Gleichung 213](#) ein Unterschied von ca. 16...20% zwischen den erreichbaren Werten.

$$\frac{\xi_{\text{PSB-Aktor, Elastomechanisches Modell}}}{\xi_{\text{PSB-Aktor, Modell mit konstanter Krümmung}}} = \frac{3 \cdot a_B^2}{b_B^2 + 3 \cdot a_B^2} = 0,80 \dots 0,84 \quad (213)$$

Tabelle 52 fasst die Berechnungsergebnisse am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK für alle diskutierten Modelle zusammen. Im Vergleich mit den Messdaten von Referenzaktors aus PEEK (siehe [Abschnitt 4.3 Abb. 48](#) bzw. [Anhang D](#)) erzeugen sowohl das Starrkörperhebelmodell als auch das Biegebalkenmodell deutlich zu hohe Werte für die Blockierkraft. Die geringsten Abweichungen zwischen Messdaten und den berechneten Werten finden sich bei dem elastomechanischen Modell. Im Hauptteil dieser Arbeit in [Abschnitt 6.1.3](#) wird das Verhalten von Pseudobimorph-Aktoren daher auf Basis des diskutierten elastomechanischen Modells beschrieben.

Tabelle 52: Vergleich der analytischen Modelle am Beispiel eines Referenzaktors aus PEEK und Gegenüberstellung mit den Messwerten aus [Abschnitt 4.3 Abb. 48](#).

Abmessungen		Materialparameter und thermische Größen	
Balkenlänge l_B	7 mm	Elastizitätsmodul $E_{\text{PEEK}}(125^\circ\text{C})$	2,7 GPa
Balkenbreite b_B	1 mm	Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha_{\text{PEEK}}(125^\circ\text{C})$	48 ppm/K
Balkenabstand a_B	1,25 mm ²	Temperaturerhöhung ΔT	105°C
Breite Luftspalt b_L	0,25 mm ²	Wärmeverhältnis beider Balken $\gamma_{c/h}$	0,3
Aktordicke h	0,15 mm		
Modell	Leerlaufauslenkung ξ_{max}	Blockierkraft F_{max}	
Modell mit konstanter Krümmung	69,1 μm (Gl. 176)	-	
Starrkörperhebelmodell	-	255,2 mN (Gl. 185)	
Biegebalkenmodell	-	232,2 mN (Gl. 195)	
Elastomechanisches Modell	57,0 μm (Gl. 206)	88,1 mN (Gl. 205)	
Messwerte	58,4...64,0 μm	16,6...20,3 mN	

I FEM-Vernetzungsmethoden in Ansys

Die polymeren Verformungskörper werden bei Verwendung des FEM-Werkzeugs *Ansys Workbench™* als Volumenkörper importiert. Die Dünnschicht-Heizelemente können im *Ansys DesignModeler* entweder als Schalenkörper in das FEM-Modell eingefügt oder als Volumenkörper extrudiert werden, um die wesentlich höhere Wärmeleitfähigkeit der metallischen Heizelemente zu berücksichtigen. Um eine gemeinsame Vernetzung (in *Ansys* als **conformal mesh** bezeichnet) aller Bauteilkörper zu erreichen, können die importierten Bauteilkörper zudem im *Ansys DesignModeler™* zu einer Bauteilgruppe zusammengefügt werden. Zur Vernetzung stellt *Ansys Workbench* unterschiedliche Methoden zur Verfügung, die im Folgenden diskutiert und am Beispiel eines elektrothermischen Referenzaktors erprobt werden.

Sweep-Methode, MultiZone-Methode und tetraedrische Vernetzung

Die standardmäßige Vernetzungsroutine von *Ansys* sieht vor, dass je nach Geometrie automatisch eine passende Vernetzungsmethode gewählt wird, wobei für Volumenkörpermodelle eine automatische **Sweep-Methode** verwendet wird und für Flächenkörpermodelle vierseitige Elemente generiert werden [374, 375]. Bei der Sweep-Methode wird die Unterseite des Körpers in Polygone unterteilt und auf dessen gegenüberliegende Oberfläche projiziert, sodass der Körper in ein einlagiges oder mehrlagiges hexaedrisches Netz extrudiert wird. Die Volumenkörper können durch die Sweep-Methode allerdings nur dann vernetzt werden, wenn alle Kanten der Projektionsflächen über Kanten- oder Flächenelemente mit einander verbunden sind. Sweepbare Volumenkörper lassen sich üblicherweise relativ schnell vernetzen und erhalten ein sehr regelmäßiges Netz mit relativ guter Elementqualität. Die automatische Sweep-Methode eignet sich damit besonders für flache Volumenkörper wie die Heizelemente eines elektrothermischen Aktors [163]. Die Sweep-Methode eignet sich auch für den polymeren Verformungskörper eines elektrothermischen Referenzaktors. Der Verformungskörper ist allerdings nur sweepbar, wenn die Kontur des Heizelements das gesamte Volumen des Verformungskörpers schneidet. Ist das Heizelement nur als Oberflächenkontur eingeprägt, sind die Heizerkonturen nicht über Kantenelemente mit der Projektionsfläche verbunden und der Verformungskörper ist nicht sweepbar. Für einen elektrothermischen Referenzaktor kann der Verformungskörper sweepbar gemacht werden, wenn die Heizelemente im CAD-Modell durch die gesamten Dicke des Verformungskörpers extrudiert werden. Der mäanderförmigen „Volumenkontur“ werden dann die Materialeigenschaften des polymeren Verformungskörpers zugewiesen. [Abb. 200](#) stellt zwei mögliche CAD-Modelle des Referenzaktors gegenüber.

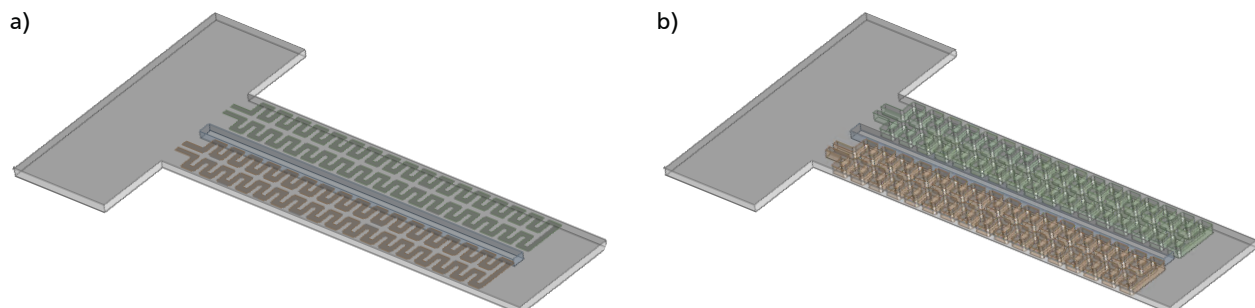


Abbildung 200: In *Ansys DesignModeler* importierte CAD-Modelle eines elektrothermischen Referenzaktors: a) Nicht sweepbarer Verformungskörper mit Heizelementen als Oberflächenkontur, bei dem die Heizerkonturen nicht über Kantenelemente mit der Unterseite verbunden sind; b) Sweepbarer Verformungskörper, bei dem die Heizelemente durch die gesamten Dicke des Verformungskörpers extrudiert sind (im weiteren Verlauf „Volumenkontur“ genannt).

Ist ein Volumenkörper nicht sweepbar, wählt die automatische Vernetzungsroutine von *Ansys* eine **tetraedrische Vernetzung** des Verformungskörpers, wobei i.d.R. eine etwas geringere Elementqualität erreicht wird. Eine Verbesserung des Netzes kann der Einsatz der **MultiZone-Vernetzungsmethode** bewirken, welche den Verformungskörper automatisiert in mehrere Volumina aufteilt und einzeln vernetzt. Die MultiZone-Vernetzungsmethode kann damit für ein deutlich strukturierteres Netz des Verformungskörpers sorgen, erfordert allerdings i.d.R. deutlich mehr Rechenzeit. [Abb. 201](#) stellt die unterschiedlichen Netze gegenüber, die mit den genannten Methoden erstellt werden können. [Tabelle 53](#) fasst die Eigenschaften unterschiedlicher erzeugter Netze zusammen und zeigt, dass bei der Verwendung von MultiZone in den meisten Fällen gleichzeitig die Knotenzahl sinkt und die durch *Ansys* ermittelte Elementqualität zunimmt. Für den Import eines sweepbaren Verformungskörpers aus [Abb. 200 b](#) bewirkt Multizone sogar eine Verkürzung der benötigten Rechenzeit zum Vernetzen des Modells. Der Vergleich zeigt auch, dass

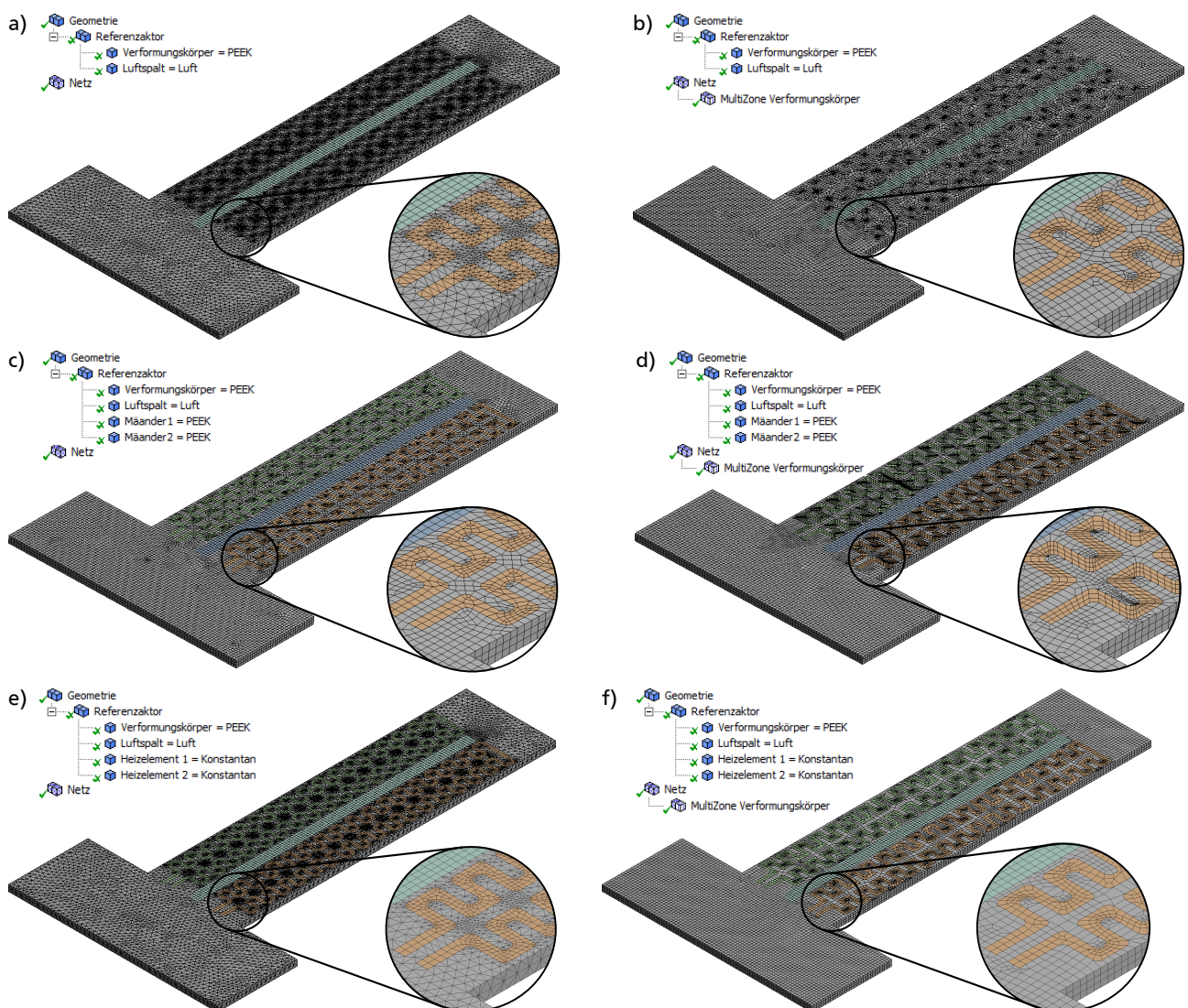


Abbildung 201: Vernetzte FEM-Modelle eines elektrothermischen Referenzaktors in *Ansys* bei einer Standardelementgröße von $60\ \mu\text{m}$: a) und b) Import der Heizelemente als Oberflächenkontur und Vernetzung des Verformungskörpers mit und ohne Multizone mit 220.539 bzw. 178.428 Knoten; c) und d) Import des sweepbaren Modells in [Abb. 200 b](#) und Vernetzung mit und ohne Multizone mit 190.848 bzw. 174.768 Knoten; e) und f) Import der Heizelemente als 200 nm dicke Volumenkörper und Vernetzung mit und ohne Multizone mit 295.952 bzw. 206.132 Knoten.

die Netzqualitäten bei allen Modellierung- und Vernetzungsvarianten in einem durchschnittlichen akzeptablen Bereich liegen.

Tabelle 53: Erreichbare Vernetzungseigenschaften in Ansys am Beispiel eines elektrothermischen Referenzaktors bei einer Standardelementgröße von 60 µm.

Modellierung der Heizelemente		Oberflächenkontur	
Verformungskörper		nicht sweepbar	
Vernetzungsmethode Verformungskörper	Standard (tetraedrisch)	MultiZone*	
Vernetzungsmethode Heizelemente	-	-	
Vernetzungsmethode Luftspalt	Standard (Sweep)	Standard (Sweep)	
Knoten	220.539	178.353	
Elemente	132.338	35.106	
mittlere Elementqualität nach Ansys	0,77 ($\sigma=0,12$)	0,84 ($\sigma=0,16$)	
Rechenzeit**	20 s	2 min 11 s	
Modellierung der Heizelemente		Volumenkontur	
Verformungskörper		sweepbar	
Vernetzungsmethode Verformungskörper	Standard (Sweep)	MultiZone*	
Vernetzungsmethode Heizelemente	-	-	
Vernetzungsmethode Luftspalt	Standard (Sweep)	Standard (Sweep)	
Knoten	190.848	174.768	
Elemente	37.968	34.389	
mittlere Elementqualität nach Ansys	0,87 ($\sigma=0,15$)	0,85 ($\sigma=0,16$)	
Rechenzeit**	72 min 13 s	5 min 54 s	
Modellierung der Heizelemente		Volumenkörper 200 nm	
Verformungskörper		nicht sweepbar	
Vernetzungsmethode Verformungskörper	Standard (tetraedrisch)	MultiZone*	
Vernetzungsmethode Heizelemente	Standard (Sweep)	Standard (Sweep)	
Vernetzungsmethode Luftspalt	Standard (Sweep)	Standard (Sweep)	
Knoten	295.952	206.132	
Elemente	162.913	40.675	
mittlere Elementqualität nach Ansys	0,72 ($\sigma=0,21$)	0,76 ($\sigma=0,30$)	
Rechenzeit**	15 min 59 s	4 min 54 s	

* Free Mesh Type = Not allowed

** bei Verwendung eines Rechners mit Intel Xeon® CPU E5-2660 v3 und 256 GB RAM

Geometrieimport-Einstellungen für Heizelemente

Die Modellierungsart der Heizelemente und deren Anbindung an den Verformungskörper beeinflussen neben den Netzeigenschaften auch das Simulationsergebnis. Im Folgenden wird der Einfluss an einigen Beispielen detaillierter betrachtet, bei denen die Heizelemente als Schalenkörper, als Volumenkörper oder als Oberflächenkontur modelliert werden. Eine zusätzliche Fallunterscheidung wird dahingehend betrachtet, dass sich im *Ansys DesignModeler™* eine Bauteilgruppierung definieren lässt, welche definiert, ob eine gemeinsame Vernetzung (conformal mesh) oder eine unabhängige Vernetzung aller Bauteilkörper stattfindet. [Tabelle 54](#) stellt die betrachteten Beispiele dar und zeigt deren Einflüsse auf die Vernetzung und die thermischen und mechanischen Berechnungsergebnisse des Referenzaktors dar.

Für den Vergleich werden an allen Varianten identische thermische Randbedingungen eingestellt. Die Heizelemente werden mit einer flächig wirkenden konstanten Wärmestromdichte beaufschlagt, sodass sich eine Maximaltemperatur von 125°C im Aktor einstellt.⁶ Auf den Außenflächen des Aktors werden Konvektion und Strahlung als thermische Randbedingungen definiert und an der Einspannung eine thermische Masse auf Raumtemperatur vorgesehen. Da *Ansys Workbench*TM bei Verwendung von Schalenkörpern für die Heizelemente und gleichzeitiger Vernetzung (conformal mesh) keine Definition von thermischen Randbedingungen zur Konvektion, Wärmestromdichte oder Strahlung auf den Schalenkörpern unterstützt, entfällt diese Modellierungsvariante. Auf Basis der errechneten Temperaturprofile werden in einer mechanischen Simulation die Auslenkung und die mittleren auftretenden Spannungen im Material bestimmt.

Bei der Vernetzung der Modellvarianten zeigt sich, dass die Nutzung von Volumenkörpern zu einer niedrigeren mittleren Elementqualität als bei der Verwendung von Schalenkörpern führt. Die mittlere Elementqualität wird bei der Verwendung von Volumenkörpern vor allem durch die dünnen Volumenelemente der Heizelemente reduziert, die mit ihren hohen Kantenverhältnissen im Allgemeinen eine niedrige Elementqualität aufweisen.

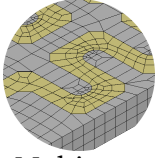
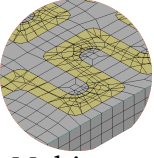
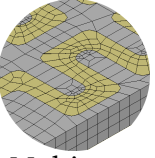
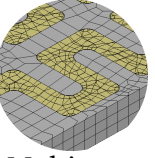
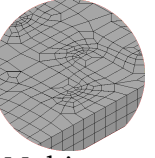
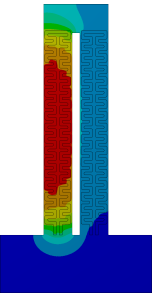
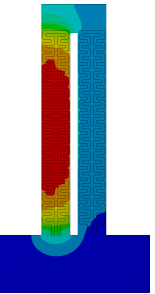
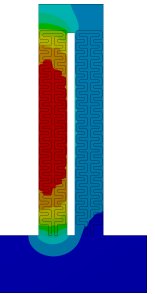
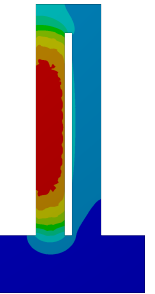
Die berechneten Ergebnisse der thermischen Simulationen unterscheiden sich nur wenig voneinander und sind daher nahezu unabhängig vom gewählten Netz. Im betrachteten Beispiel wird der eingepreßte Wärmestrom in allen Varianten mit $ca. 43,8 \pm 0,4 \text{ mW}$ berechnet. Auch die Temperaturverteilungen sind nahezu identisch und daher nahezu unabhängig von der Simulationsart. Kleinere Abweichungen ergeben sich hier nur bei Modellierung der Heizelemente als Oberflächenkontur. Dies lässt sich durch die vernachlässigte Wärmeleitfähigkeit des Heizelementes erklären, welche die effektive Wärmeleitfähigkeit des Verbundes in Längsrichtung leicht erhöhen kann. Wie in [Abschnitt 5.3](#) gezeigt, kann die effektive Wärmeleitfähigkeit des Verbundes mit $\lambda_{\text{längs,eff}} = 0,31 \text{ W/K}\cdot\text{m}$ geringfügig über der Wärmeleitfähigkeit des reinen Verformungskörpers liegen.

In den mechanischen Simulationen liegen die berechneten Auslenkungen des Verformungskörpers mit $73,1 \pm 0,4 \mu\text{m}$ sehr nahe beieinander. Größere Abweichungen ergeben sich bei der Berechnung der auftretenden mittleren Spannungen im Heizelement, die bei den Simulationsvarianten mit 108 bis 218 MPa berechnet werden. Die großen Abweichungen bei den Spannungsberechnungen können vor allem durch Interpolationsfehler erklärt werden, welche bei einer unabhängigen Vernetzung an der Verbindungsschicht zwischen Heizelementen und Verformungskörper entstehen. Aufgrund der geringen Dicke der Heizelemente besitzen die darin berechneten Spannungen allerdings nur einen niedrigen Einfluss auf die relevanten Aktoreigenschaften, wie z.B. die resultierende Aktorauslenkung oder erzeugbare Kraft. Von größerer Relevanz ist die Spannungsverteilung im deutlich dickeren polymeren Verformungskörper, wobei die mittleren Spannungen im Verformungskörper mit $1,34 \pm 0,06 \text{ MPa}$ berechnet werden und damit bei den unterschiedlichen Simulationsvarianten nah beieinander liegen.

Zusammenfassend zeigen die durchgeführten Simulationen, dass die Berechnungsergebnisse der unterschiedlichen Modellvarianten in den thermischen Simulationen nahezu identisch sind und sich kleinere Abweichungen erst bei den durchgeführten mechanischen FEM-Analysen ergeben. Die relevanten Aktorauslenkungen und Aktorkräfte können mit allen Modellen bestimmt werden, da sich die berechneten Auslenkungen nur um bis zu ca. 2% und die berechneten Spannungen um bis zu 9,3% zwischen den Simulationsvarianten unterscheiden. Da die Simulationsvarianten damit alle relativ ähnliche Ergebnisse erzeugen, bildet die benötigte Rechenzeit eines der wichtigsten

⁶ Da die Heizelemente der Referenzaktoren eine konstante Strukturbreite aufweisen und daher mit einer konstanten Stromdichte in den Heizelementen zu rechnen ist, ist die Einkopplung der thermischen Leistung über eine flächig wirkende Wärmestromdichte zulässig. Bedingt durch Fertigungstoleranzen können am realen Aktor allerdings ggf. inhomogene Wärmestromdichten entstehen, dies wird im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht näher betrachtet.

Tabelle 54: Modellierungsarten metallischer Heizelemente in *Ansys Workbench™* und FEM-Ergebnisse für einen elektrothermischen Referenzaktor aus PEEK.

Variante	Modellierung der Heizelemente	Schalenkörper	Schalenkörper	Volumenkörper 200 nm	Volumenkörper 200 nm	Oberflächenkontur
	Vernetzung mit Verformungskörper	gemeinsam	unabhängig	gemeinsam	unabhängig	–
Vernetzung	Netz					
	Vernetzungsmethode Verformungskörper	Multizone	Multizone	Multizone	Multizone	Multizone
	Vernetzungsmethode Heizelement	keine	keine	Sweep	Sweep	–
	Knoten	55.316	192.574	206.132	201.176	55.316
	Elemente	40.675	39.587	40.675	33.831	36.528
	Elementqualität	0,83 ($\sigma=0,18$)	0,83 ($\sigma=0,18$)	0,76 ($\sigma=0,30$)	0,68 ($\sigma=0,39$)	0,84 ($\sigma=0,17$)
	thermische Simulation	Materialparameter des Heizelements	berücksichtigt	berücksichtigt	berücksichtigt	berücksichtigt
Temperaturverteilung		–				
Maximaltemperatur		–	125°C	125°C	125°C	125°C
thermische Eingangsleistung		–	44,2 mW	44,2 mW	44,2 mW	43,4 mW
Wärmestrom durch Konvektion*		–	29,8 mW	29,8 mW	29,8 mW	29,1 mW
Wärmestrom durch Strahlung**		–	13,6 mW	13,6 mW	13,6 mW	13,2 mW
Rechenzeit***		–	18,1 s	21,1 s	25 s	7,2 s
mech. Simulation	Materialparameter des Heizelements	berücksichtigt	berücksichtigt	berücksichtigt	berücksichtigt	–
	Leerlaufauslenkung	–	72,7 μm	73,1 μm	73,2 μm	73,5 μm
	Ø Spannung im Verformungskörper	–	1,34 MPa	1,40 MPa	1,28 MPa	1,27 MPa
	Ø Spannung im Heizelement	–	218 MPa	131 MPa	108 MPa	–
	Rechenzeit***	–	12 min 48 s	2 min 20 s	3 min 33s	21 s

* Konvektion von 15 W/m² auf allen Außenflächen des Verformungskörpers und dem Luftspalt

** Strahlung mit $\epsilon_p = 0,89$ allen Außenflächen des Verformungskörpers

*** bei Verwendung eines direkten Solvers

Unterscheidungsmerkmale bei der Nutzung im Entwurfsprozess. Die erfassten Rechenzeiten zeigen, dass die mechanische Simulation mit Schalenkörpern und unabhängiger Vernetzung deutlich länger dauert als Simulationen mit Volumenkörpern. Die Modellierung der Heizelemente als Oberflächenkontur benötigt im Vergleich die niedrigsten Rechenzeiten für die thermische und die mechanische FEM-Simulation, da das Netz am wenigsten Knoten aufweist.

Auch der Vergleich in [Tabelle 53](#) zeigt, dass der Import als Oberflächenkontur die niedrigsten Rechenzeiten zur Erstellung des Netzes mit sich bringt. Insbesondere bei der Verwendung der Multizone-Methode wird eine günstigste Netzqualität und eine geringe Anzahl an Knoten erzeugt, da in dem Modell aus [Abb. 200 b](#) ein vorrangig hexaedrisches Netz erzeugt werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit kommt zugunsten einer kurzen Vernetzungs- und Simulationsrechenzeit daher der Import als Oberflächenkontur zum Einsatz.

Im Folgenden werden die Netze für eine tetraedrischer Standard-Vernetzung und eine Vernetzung mit Multizone-Methode näher verglichen und dabei der Einfluss der Netzgröße sowohl auf die Eigenschaften des Netzes als auch auf die Simulationsergebnisse diskutiert.

Netzgröße

Um die benötigten Rechenzeiten zu reduzieren, kann das Netz aufgeweitet und die Anzahl der zu berechnenden Knoten verringert werden. Insbesondere im Bereich der passiven Haltestrukturen lässt sich das Netz aufweiten, ohne dass ein hoher Genauigkeitsverlust für das Biegeverhalten der Balkenstruktur zu erwarten ist. Dies kann in *Ansys Workbench* auf unterschiedliche Arten erreicht werden.

Zum Einen kann die Netzaufweitung lokal über die Nutzung der **Edge-Sizing-Methode** umgesetzt werden, welche z.B. die Kanten der Haltestrukturen mit vorgegebener größerer Stückelung vernetzen kann. [Abb. 202](#) und [Tabelle 55](#) zeigen, wie sich die Methode auf die Vernetzung eines Referenzaktors auswirkt. Während sich berechneten Spannungen um bis zu 7% zwischen beiden Simulationsvarianten unterscheiden, sind die berechneten relevanten Auslenkungen und Blockierkräfte nahezu identisch. Durch die Edge-Sizing-Methode können die zu berechnenden Knoten um ca. 12% reduziert werden. Der Großteil der Knoten wird allerdings in der Balkenstruktur des Verformungskörpers erzeugt. Die Ersparnis der Rechenzeit fällt über den gesamten Simulationsvorgang (Vernetzung und 3 Simulationen) daher mit ca. 8% nur gering aus.

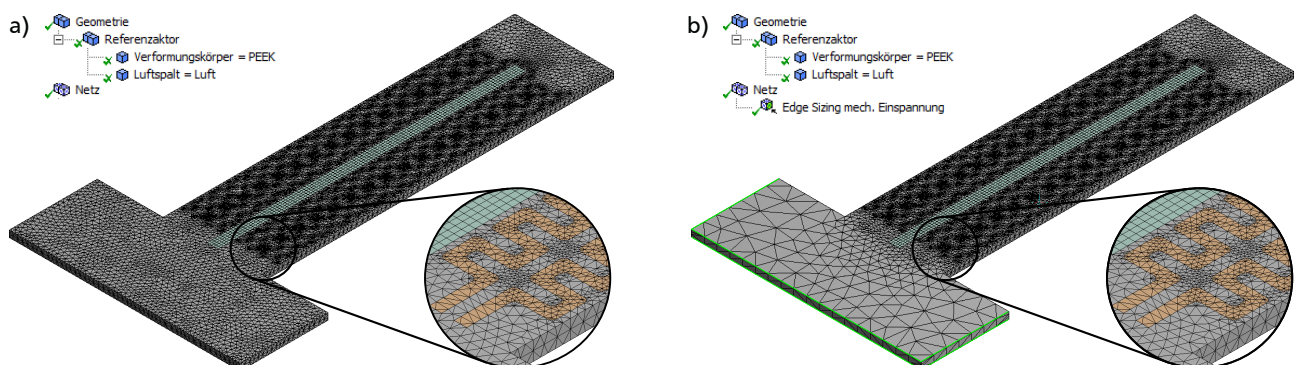


Abbildung 202: Vernetzte FEM-Modelle eines elektrothermischen Referenzaktors in *Ansys* bei Import der Heizelemente als Oberflächenkontur und einer Standardelementgröße von $60\ \mu\text{m}$: a) Mit tetraedrischer Standard-Vernetzung und 220.539 Knoten; b) Mit tetraedrischer Standard-Vernetzung und Edge-Sizing-Methode (Stückelung $300\ \mu\text{m}$ an den markierten Kanten) und 196.261 Knoten.

Tabelle 55: Einfluss der Edge-Sizing-Methode auf die Vernetzungseigenschaften in Ansys am Beispiel eines elektrothermischen Referenzaktors aus PEEK bei einer Standardelementgröße von 60 µm und mit den Materialdaten aus [Abschnitt 5.5 Tabelle 16](#).

Variante	Modellierung der Heizelemente	Oberflächenkontur	
	Verformungskörper	nicht sweepbar	
Vernetzungsmethode	Haltestrukturen	Standard- elementgröße	Edge-Sizing*
	Verformungskörper	Standard (tetraedrisch)	Standard (tetraedrisch)
	Heizelemente	-	-
	Luftspalt	Standard (Sweep)	Standard (Sweep)
Vernetzung	Knoten	220.539	196.261
	Elemente	132.338	118.726
	mittlere Elementqualität nach Ansys	0,77 ($\sigma=0,12$)	0,77 ($\sigma=0,13$)
	Rechenzeit***	20 s	20 s
thermisch	Leistungsaufnahme	43,0 mW	43,0 mW
	Maximaltemperatur	125°C	125°C
	Mittlere Temperatur (ges. Netz)	67,4°C	72,9°C
	Wärmestrom durch mech. Einspannung	0,8 mW	0,8 mW
	Wärmestrom durch Konvektion*	29,1 mW	29,1 mW
	Wärmestrom durch Strahlung**	13,2 mW	13,2 mW
	Rechenzeit***	23 s	20 s
mechanisch	Leerlaufauslenkung	73,5 µm	73,5 µm
	Mittlere Spannung (bei Leerlaufauslenkung)	1,34 MPa	1,45 MPa
	Blockierkraft	81,2 mN	81,5 mN
	Mittlere Spannung (bei Blockierkraft)	2,56 MPa	2,75 MPa
	Rechenzeit*** für 2 Simulationen	1 min 32 s	1 min 46 s
	Summe Rechenzeit	2 min 15 s	2 min 26 s

* Kantenstückelung 300 µm

** Free Mesh Type = Not allowed

*** bei Verwendung eines Rechners mit Intel Xeon® CPU E5-2660 v3 und 256 GB RAM

Zum Anderen kann die Netzaufweitung global im gesamten Modell über die als Parameter einstellbare **Standardelementgröße** gesteuert werden. [Abbildungen 203](#) und [204](#) zeigen, wie sich der Vernetzungsparameter auf die Netzeigenschaften und die Simulationsergebnisse auswirkt. Wird die Standardelementgröße im Bereich 40...400 µm variiert, ergeben sich nach [Abb. 203 a](#) Netze mit 128.742 bis 249.003 Knoten. Tendenziell ermöglichen dabei große Werte für die Standardelementgröße Netze mit der kleinsten Knotenanzahl. Die mittels Ansys bestimmte Qualität der Elemente nimmt bei zunehmender Standardelementgröße allerdings ab. Ab einer Standardelementgröße von ca. 230 µm kann keine signifikante Verkleinerung der Netzes mehr beobachtet werden, da Ansys zur Vernetzung der Heizelementen mit Radien von ca. 40 µm eine Mindestanzahl von Knoten benötigt. Letztendlich beeinflusst die resultierende Anzahl der Knoten maßgeblich die Rechenzeiten zur Vernetzung und zur Berechnung der Simulationsergebnisse. Der aufgezeichnete Zusammenhang ist zwar nicht proportional, was u.a. auch von Hintergrundprozessen auf dem verwendeten Simulationsrechner verursacht sein kann, tendenziell werden die geringsten Rechenzeiten aber bei einer geringen Anzahl an Knoten beobachtet. Der Vergleich der Rechenzeiten in [Abb. 203 b](#) macht allerdings deutlich, dass die Dauer für die Vernetzung mit

ca. 14...20 s und für die thermische Simulation mit ca. 13...23 s deutlich geringer ausfallen als die mechanischen Simulationen mit jeweils ca. 42...91 s. Die Gesamtrechnenzeiten zur Vernetzung und für 3 Simulationen ergeben sich je nach Standardelementgröße im Bereich von ca. 1 min 51 s bis 3 min 33 s und werden zum Großteil von den beiden mechanischen Simulationen verursacht.

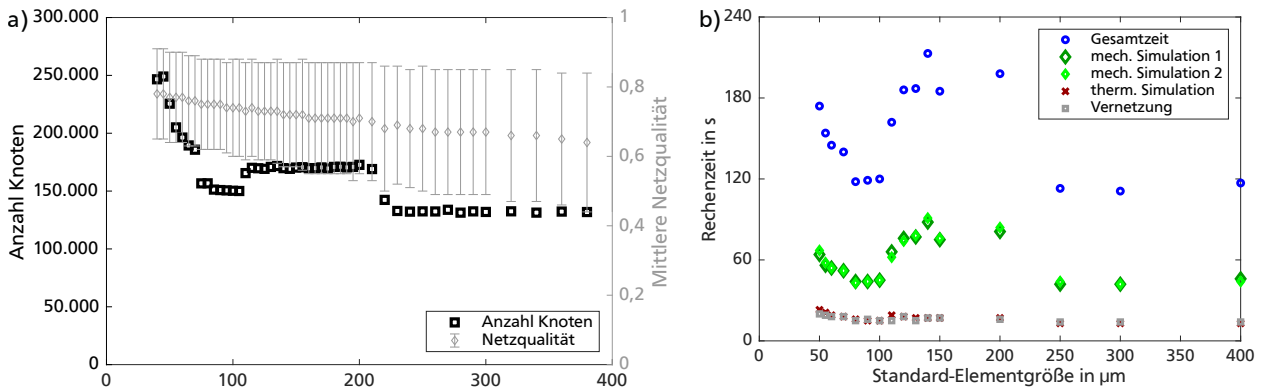


Abbildung 203: Einfluss der Elementgröße in Ansys auf die Netzeigenschaften für die Referenzaktor mit Heizelementen als Oberflächenkontur bei Verwendung der tetraedrischen Standard-Vernetzung und Edge-Sizing-Methode (Stückelung 300 µm): a) Anzahl der Knoten und in Ansys ermittelte Netzqualität mit entsprechender Standardabweichung; b) Benötigte Rechenzeiten zur Vernetzung und für 3 Simulationen.

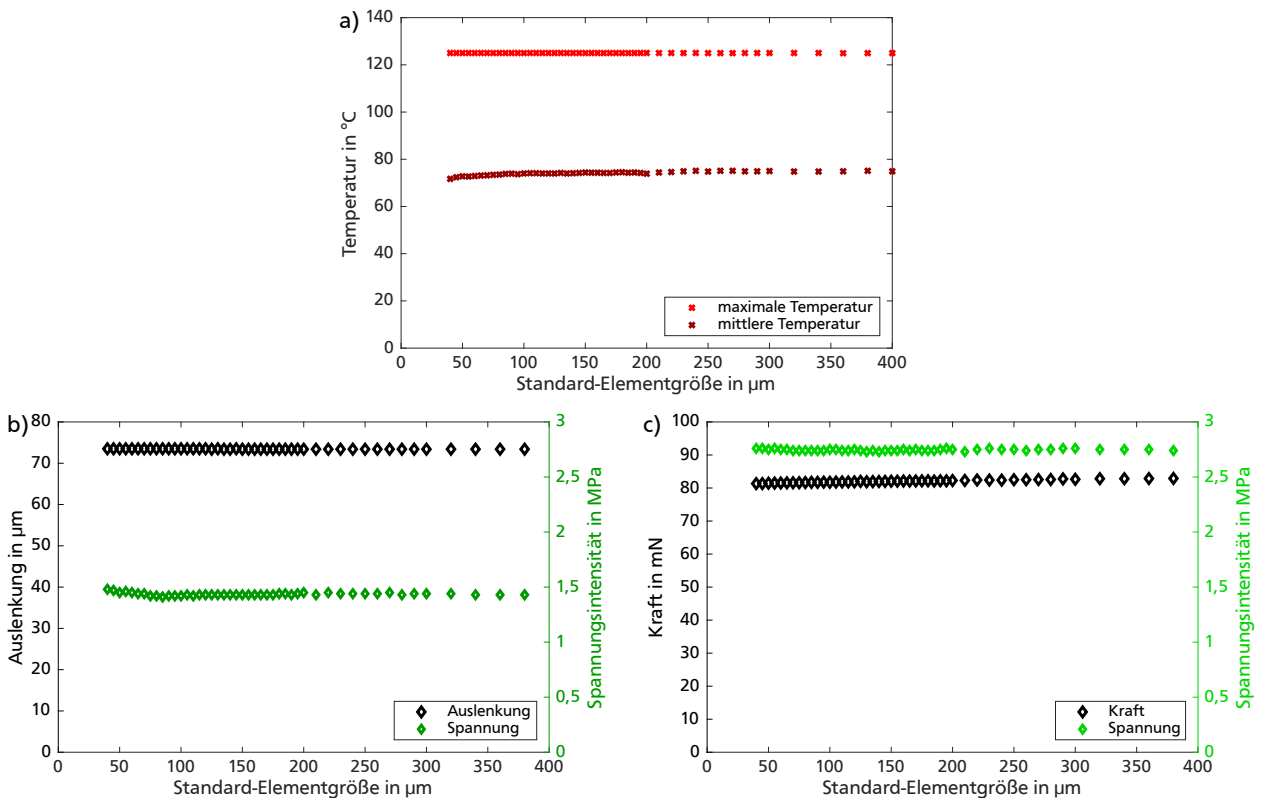


Abbildung 204: Einfluss der Elementgröße in Ansys auf die Simulationsergebnisse für einen Referenzaktor aus PEEK mit Heizelementen als Oberflächenkontur und bei Verwendung der tetraedrischen Standard-Vernetzung und Edge-Sizing-Methode (Stückelung 300 µm): a) Thermische Simulationsergebnisse; b) Mechanische Simulationsergebnisse zur Leerlaufauslenkung; c) Mechanische Simulationsergebnisse zur Blockierkraft.

Neben den Rechenzeiten beeinflusst die resultierende Netzgröße in geringem Maße auch die Simulationsergebnisse. Bei Standardelementgrößen von 40...400 μm ergeben sich bei den thermischen Simulationsergebnisse nach [Abb. 204 a](#) nur sehr geringe Abweichungen von ca. 5% bei der berechneten mittleren Temperatur im Verformungskörper. Die mechanischen Simulationsergebnisse zur Leerlaufauslenkung nach [Abb. 204 b](#) zeigen bei den berechneten Auslenkungen keine signifikanten Abweichungen, allerdings unterscheiden sich die berechneten Spannungen im Verformungskörper um bis zu 5%. Bei den Simulationen zur Bestimmung der Blockierkraft ergeben sich nach [Abb. 204 c](#) nur geringe Abweichungen von ca. 2,2% bei der berechneten Kraft und bei den Spannungen im Verformungskörper von bis zu 1,4%.

Für eine Vernetzung mit der Multizone-Methode zeigt [Abb. 205](#) die entstehenden Netze in Abhängigkeit der gleichzeitig anwendbaren Edge-Sizing-Methode. [Abbildungen 206](#) und [207](#) zeigen zudem für eine Vernetzung sowohl mit Multizone- als auch mit Edge-Sizing-Methode die Einflüsse auf die Netzeigenschaften und die Simulationsergebnisse. Mit einer Standardelementgröße im Bereich 40...400 μm ergeben sich nach [Abb. 206 a](#) Netze mit 49.343 bis 253.983 Knoten, wobei die Knotenanzahl mit steigender Standardelementgröße sinkt. Ab einer Standardelementgröße von ca. 150 μm kann keine signifikante Verkleinerung der Netzes mehr beobachtet werden. Im Vergleich mit der tetraedrischen Vernetzung ergeben sich mit der Multizone-Vernetzung bereits ab einer Standardelementgröße von 55 μm kleinere Netzgrößen. Die mittlere Elementqualität fällt mit der Multizone-Vernetzung i.d.R. aber geringer aus.

Die Multizone-Methode führt nach [Abb. 206 b](#) zu Vernetzungszeiten im Bereich von 90...148 s. Die Vernetzungszeiten sind damit im Vergleich zur tetraedrischen Vernetzung länger, allerdings fallen die Rechenzeiten für die mechanischen Simulationen mit 11 bis 74 s bereits ab einer Standardelementgröße von 55 μm durch das strukturierte Netz geringer aus. Die Gesamtrechenzeiten zur Vernetzung und für 3 Simulationen liegen im Bereich von ca. 2 min 1 s bis 4 min 57 s und sind damit im Vergleich zur Vernetzung ohne Multizone-Methode jedoch wesentlich höher.

Die resultierende Netzgröße bei Multizone-Vernetzung beeinflusst die Simulationsergebnisse in ähnlich geringem Maße wie bei der tetraedrischen Vernetzung. Bei Standardelementgrößen von 40...400 μm ergeben sich bei den thermischen Simulationsergebnisse nach [Abb. 207 a](#) nur sehr geringe Abweichungen von ca. 2,5% bei der berechneten mittleren Temperatur im Verformungskörper. Die mechanischen Simulationsergebnisse zur Leerlaufauslenkung nach [Abb. 207 b](#) zeigen bei den berechneten Auslenkungen keine signifikanten Abweichungen, allerdings unterscheiden sich die berechneten Spannungen im Verformungskörper um bis zu 6,5%. Bei den Simulationen zur

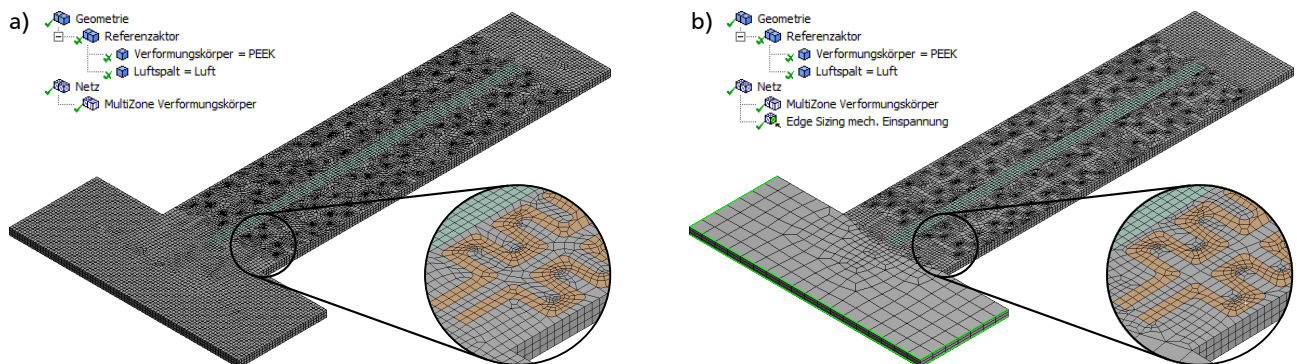


Abbildung 205: Vernetzte FEM-Modelle eines elektrothermischen Referenzaktors in Ansys bei Import der Heizelemente als Oberflächenkontur und einer Standardelementgröße von 60 μm : a) Mit Multizone-Vernetzung und 178.353 Knoten; b) Mit Multizone-Vernetzung und Edge-Sizing-Methode (Stückelung 300 μm an den markierten Kanten) und 143.491 Knoten.

Bestimmung der Blockierkraft ergeben sich nach **Abb. 207 c** nur geringe Abweichungen von ca. 1% bei der berechneten Kraft und bei den Spannungen im Verformungskörper von bis zu 2,5%.

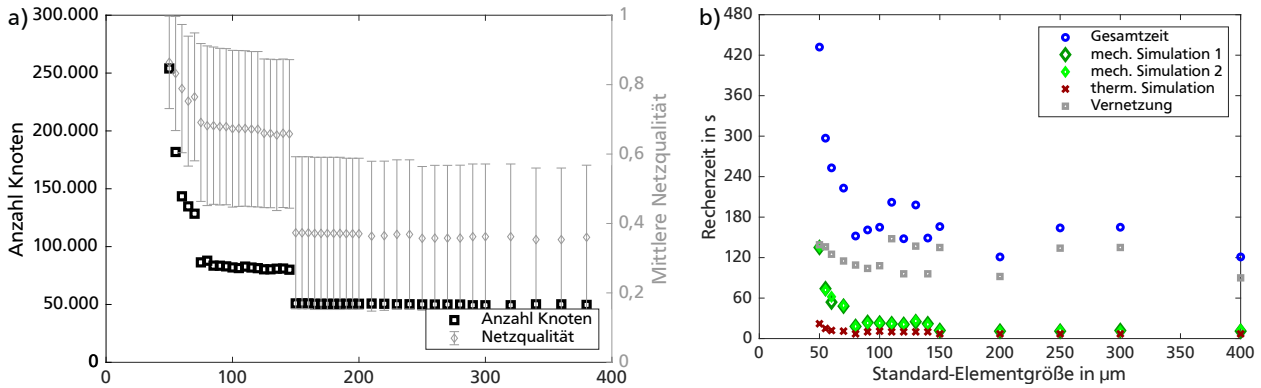


Abbildung 206: Einfluss der Elementgröße in Ansys auf die Netzeigenschaften für die Referenzaktor mit Heizelementen als Oberflächenkontur sowie der Verwendung der Multizone- und Edge-Sizing-Methode (Stückelung 300 μm): a) Anzahl der Knoten und in Ansys ermittelte Netzqualität mit entsprechender Standardabweichung; b) Benötigte Rechenzeiten zur Vernetzung und für 3 Simulationen.

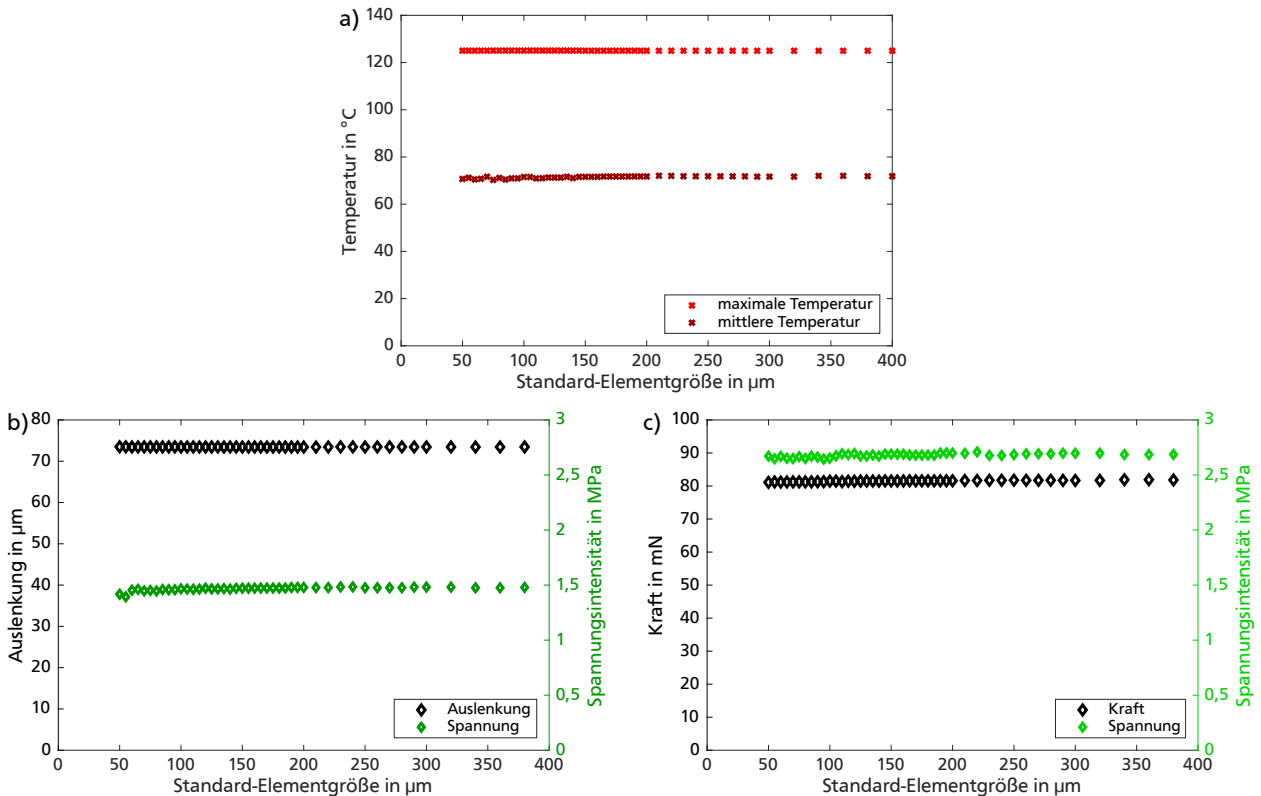


Abbildung 207: Einfluss der Elementgröße in Ansys auf die Simulationsergebnisse für einen Referenzaktor aus PEEK mit Heizelementen als Oberflächenkontur sowie der Verwendung der Multizone- und Edge-Sizing-Methode (Stückelung 300 μm): a) Thermische Simulationsergebnisse; b) Mechanische Simulationsergebnisse zur Leerlaufauslenkung; c) Mechanische Simulationsergebnisse zur Blockierkraft.

Die Untersuchungen zeigen, dass die Genauigkeit der FEM-Simulationen je nach Ergebnisgröße unterschiedlich hoch ausfällt. Die größten vernetzungsbedingten Abweichungen werden mit bis zu 7% bei den berechneten Spannungen und mit bis zu 5% bei der berechneten mittleren Temperatur im Verformungskörper ermittelt. Die relevanten Ergebnisgrößen wie die Auslenkung und Blockierkraft unterscheiden sich je nach Netz allerdings nur um maximal 2,2%

Aufgrund der geringen Abweichungen bei den berechneten Simulationsergebnissen kann im Rahmen der Untersuchungen sowohl mit tetraedrischer Vernetzung als auch mit Multizone-Vernetzung keine minimale oder maximale erforderliche Standardelementgröße ermittelt werden. Bei den im Hauptteil dieser Arbeit beschriebenen Simulationen wird eine Standardelementgröße von 60 μm verwendet, da die Rechenzeiten dabei moderat ausfallen und gleichzeitig eine hohe Elementqualität erreicht wird.

Vergleich der Methoden

Die Vernetzung mit Multizone-Methode eignet sich aufgrund der kürzeren Rechenzeiten in der mechanischen Simulationsdomäne vor allem dann, wenn die zu untersuchende Geometrie wie beim Referenzaktor unverändert bleibt und eine Vielzahl von Simulationen z.B. mit unterschiedlichen Materialparametern oder thermischen Randbedingungen durchgeführt werden. Im Vergleich dazu eignet sich die tetraedrische Standard-Vernetzung vor allem dann, wenn z.B. zur Geometrieoptimierung eine Vielzahl von Simulationen mit wechselnder Aktorgeometrie durchgeführt werden.

In den FEM-basierten Reihenuntersuchungen dieser Arbeit kommen zugunsten einer kurzen Vernetzungszeit sowohl bei Referenzaktoren als auch bei Aktoren für Braille-Displays i.d.R. tetraedrische Vernetzungen der Verformungskörper zum Einsatz.

J Additive Fertigung von Gehäusen und Braille-Pins

Zur Fertigung von Braille-Pins mit schmalen Führungsstiften und auch zur Fertigung von Gehäusekomponenten werden im Rahmen des Forschungsprojektes *MOBILizE* [496] Vorversuche mit additiven Fertigungsverfahren durchgeführt.

Zunächst werden zwei unterschiedliche Verfahren zur Herstellung relativ großer haptischer Bildpunkte mit einem Durchmesser von 6,5 mm erprobt. Zum Einsatz kommen dabei sowohl ein 3D-Drucker Ultimaker2 [376], der das Verfahren Fused Deposition Modeling (FDM) verwendet, als auch ein 3D-Drucker B9Creator [377], in dem das Verfahren Stereolithographie mit Digital Light Processing (DLP) zum Einsatz kommt. **Abb. 208** zeigt die hergestellten Testobjekte. Die mittels FDM hergestellten Testobjekte weisen eine hohe Oberflächenrauigkeit auf und sind zum Einsatz als haptische Bildpunkte nicht geeignet. Die mittels DLP hergestellten Testobjekte weisen eine als ausreichend glatte Oberfläche auf.

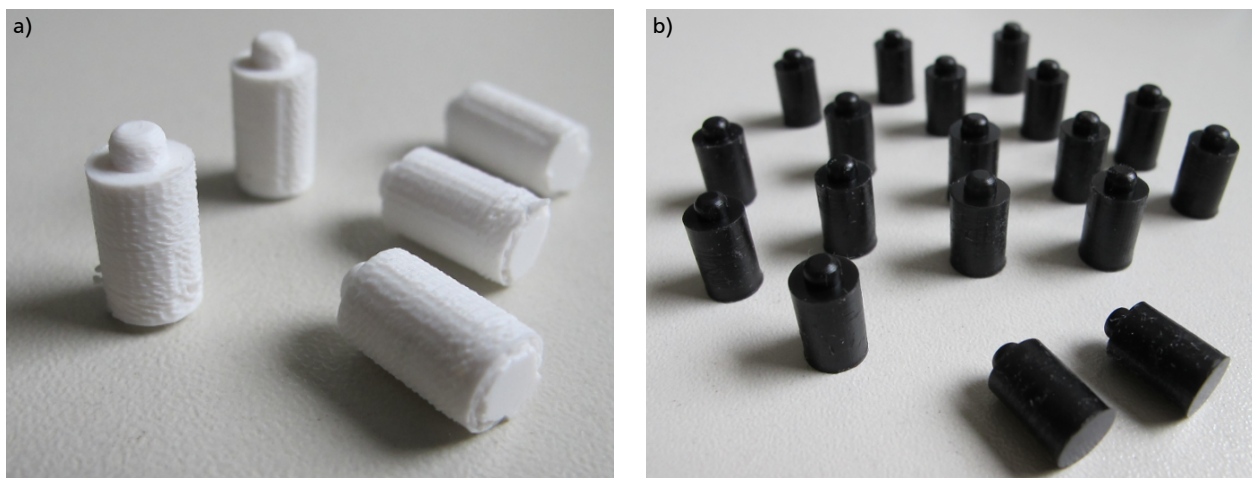


Abbildung 208: Vorversuche zum Herstellen von haptischen Bildpunkten mit einem Durchmesser von 6,5 mm mittels additiver Fertigungsverfahren: a) Mittels FDM hergestellte Bildpunkte aus PLA-Filament weisen eine hohe Rauigkeit auf; b) Mittels DLP hergestellte Bildpunkte aus einem schwarzen Flüssigharz [485] mit glatter Oberfläche.

Basierend auf den Vorversuchen mit dem DLP-Verfahren wird die Herstellung von Braille-Pins mit schmalen Führungsstiften erprobt. Mit dem 3D-Drucker B9Creator [377] werden im Verbund die Köpfe der Braille-Pins hergestellt, die einen innenliegenden Hohlraum für den Führungsstift besitzen und ähnlich zu kommerziellen Braille-Pins einen Stiftdurchmesser von 1,6 mm aufweisen. Als Führungsstift wird das Ende eines glattgezogenen Kupferdrahts mit einem Durchmesser von ca. 0,5 mm verwendet und mit einer geringen Menge Klebstoff in die hergestellten Braille-Hülsen eingesteckt. Die schmalen Führungsstifte können nach Härten des Klebstoffs auf einer Drehbank abgelängt werden. **Abb. 209** zeigt die einzelnen Herstellungsschritte.

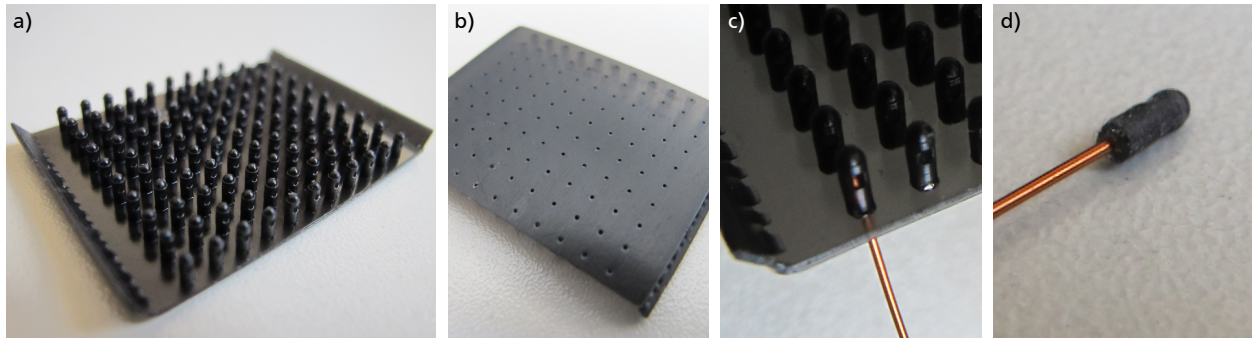


Abbildung 209: Vorversuche zur Fertigung von Braille-Pins mit schmalen Führungsstiften: a) Im Verbund mittels DLP hergestellte Köpfe der Braille-Pins; b) Die Braille-Hülsen weisen auf der Rückseite Öffnungen zum Einstecken von schmalen Führungsstiften auf; c) Einstecken eines Kupferdrahts als Führungsstift in die hergestellten Braille-Hülsen; d) Vereinzelter Braille-Pin mit 0,5 mm schmalen Führungsstift.

Zur Herstellung von Gehäuseteilen werden im Rahmen des Forschungsprojektes *MOBILizE* [299] zwei weitere additive Fertigungsverfahren erprobt. Zum Einsatz kommen dabei sowohl das Verfahren der Stereolithographie, bei dem ein 3D-Drucker Form 1+ von *Formlabs* [378] zum Einsatz kommt, als auch ein Polyjet bzw. Multijet Modeling Druck. [Abb. 210](#) zeigt die hergestellten Gehäuseteile, die ausreichend glatte Oberflächen zum Einsatz in einem Braille-Demonstrator aufweisen.

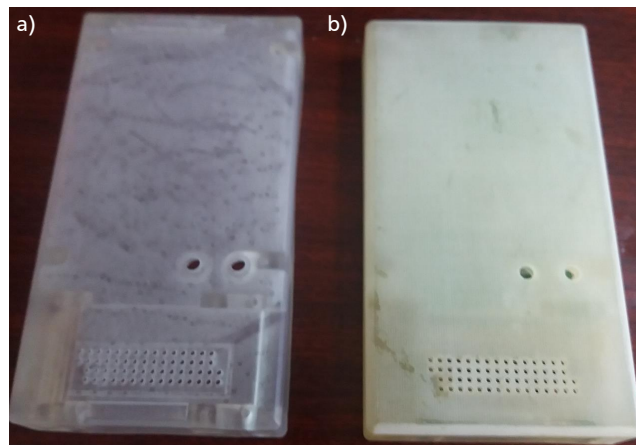


Abbildung 210: Erprobung additiver Fertigungsverfahren für Gehäuse eines Braille-Demonstrators mit 15 x 4 Pins: a) Mittels STL gedrucktes Gehäuse; b) Mittels Polyjet gedrucktes Gehäuse. Abbildung entnommen aus [299].

K Formschluss bei mechanischer Belastung

Das Verhalten des Formschlusses bei Belastung wird im Forschungsprojekt *MOBILiZE* durch Vorversuche ermittelt. Insbesondere für die folgenden zwei Anwendungsszenarien werden die benötigten Auslenkungen und Kräfte ermittelt [496]:

1. Der Finger des Lesers drückt mit einer maximalen Kraft von 300 mN auf einen Braille-Pin
2. Ein fester Gegenstand fällt auf einen gesetzten Braille-Pin o.ä. überhöhte Krafteinwirkung

Für die messtechnische Charakterisierung werden anstatt der vorgesehenen Aktoren durch das Unternehmen *ANDUS* vereinfachte Biegebalken-Strukturen mit dem entworfenen Formschluss aus 2 Schichten PEEK und einer Zwischenlage aus Konstantan hergestellt. *Abb. 211* zeigt die hergestellten Biegebalken und den verwendeten Versuchsaufbau, mit dem die benötigten Auslenkungen und Kräfte zum Durchdrücken eines angehobenen Braille-Pins bestimmt werden. Für den Versuch werden die Biegebalken mit einer freistehenden Länge entsprechend der Längen der In-plane- und Out-of-plane-Aktoren eingespannt und eine 100 μm breite Überlappung am Formschluss eingestellt [496].

Bei Versuchen ohne Versteifung unter dem In-plane-Aktor zeigt sich, dass ein Durchdrücken der Rastnasen durch die hohe Nachgiebigkeit der Biegebalken bereits bei Kräften von ca. 10 mN, aber erst bei einer Auslenkung von ca. 1,2 mm auftritt. Die benötigte Auslenkung nimmt auch

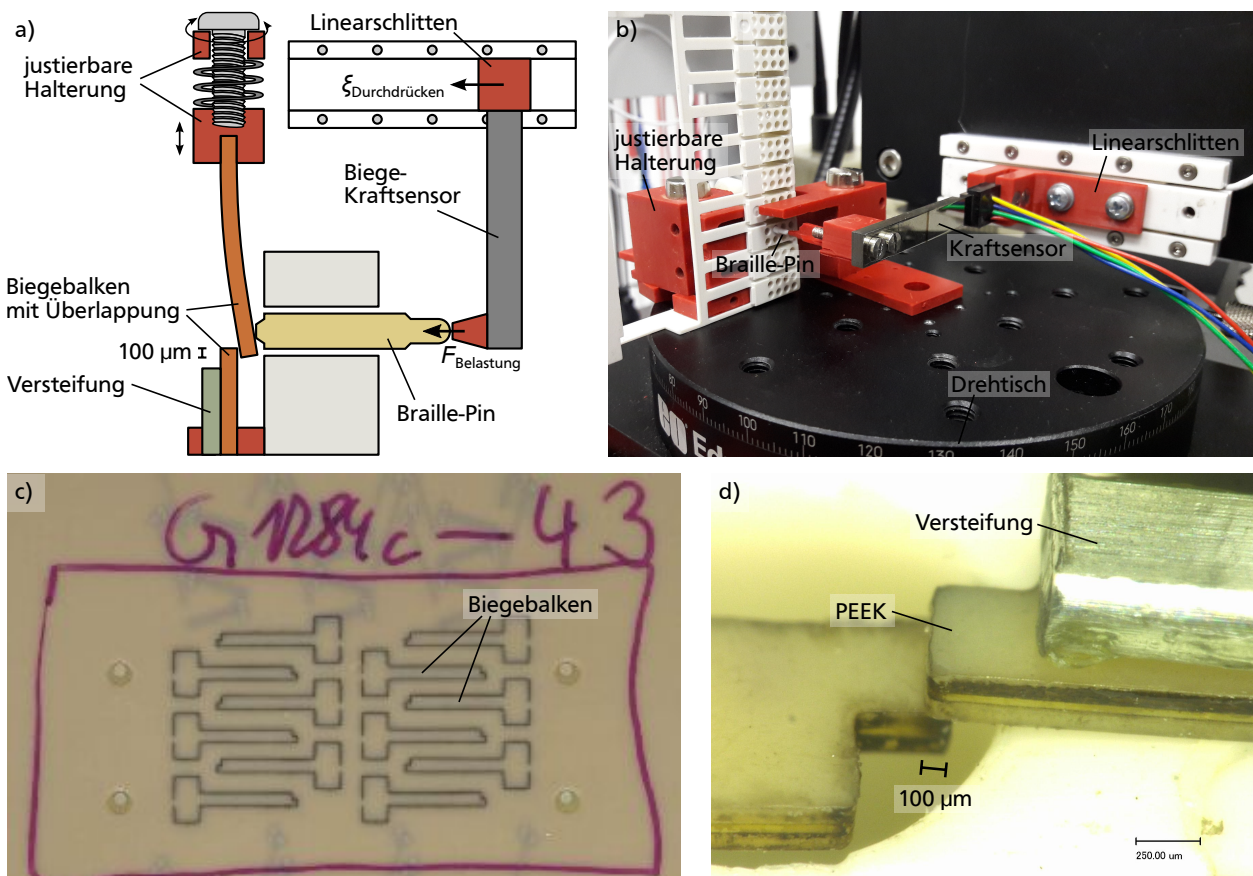


Abbildung 211: Charakterisierung der mechanischen Beständigkeit des bistabilen Formschlusses: a) Prinzipieller Versuchsaufbau zur Bestimmung der Kraft-Weg-Kennlinie beim Drücken auf einen angehobenen Pin; b) Realisierter Messstand; c) In Leiterplattentechnologie hergestellte Biegebalken-Rohlinge aus PEEK; d) Unter dem Mikroskop justierte Überlappungsfläche. Abbildungen b...d) mit Änderungen entnommen aus [496].

bei 1000 Wiederholungen nur geringfügig auf ca. 1,1 mm ab und die benötigten Kräfte bleiben annähernd konstant [496]. Der Versuch zeigt damit, dass sich die Kanten der Rastnasen auch bei wiederholtem Durchdrücken nur wenig abnutzen und auch bei mehrfachem Durchdrücken ein reproduzierbares Verhalten auftritt. Da die Braille-Pins im vorgesehenen Entwurf bereits nach ca. 0,5 mm unter der Tasteroberfläche verschwinden, ist die maximale Verformung hierdurch begrenzt. Die benötigten Auslenkungen zum Durchdrücken werden daher bei der Benutzung eines Braille-Displays mit dem vorgesehenen Entwurf i.d.R. nicht erreicht. Beim Aufbau ohne Versteifung unter dem In-plane-Aktor entspricht die resultierende Nachgiebigkeit unter dem Braille-Pin zudem nicht exakt dem vorgesehenen Gesamtentwurf, bei dem die Nachgiebigkeit durch vorgesehene Abstandsschichten begrenzt wird.

Da im Gesamtentwurf unter dem In-plane-Aktor eine Abstandsschicht B vorgesehen ist, welche für die Biegung des In-plane-Aktor beim Durchdrücken einen mechanischen Anschlag bildet (vgl. [Abschnitt 8.2 Abb. 118](#)), wird im Versuchsaufbau unter dem In-plane-Aktor eine Versteifung vorgesehen, die der Abstandsschicht B entspricht. Um ein vollständiges Durchdrücken des Formschlusses zu ermöglichen, wird unter den Biegebalken allerdings keine im Gesamtentwurf vorgesehene Bodenplatte platziert. Bei Versuchen mit Versteifung unter dem In-plane-Aktor kann die benötigte Kraft im Versuch nicht ermittelt werden, da bei der Versuchsdurchführung der Messbereich des eingesetzten Kraftsensors von 500 mN überschritten wird und die benötigte Kraft zum Durchdrücken oberhalb liegt. Das Durchdrücken der Rastnasen tritt bei ca. 1,8 mm auf, wobei die benötigte Auslenkung nach 100 Wiederholungen auf ca. 1,5 mm absinkt [496]. Auch für diesen Fall treten die benötigten Auslenkungen zum Durchdrücken im vorgesehenen Gesamtentwurf i.d.R. nicht auf, weil die Braille-Pins bereits nach ca. 0,5 mm unter der Tasteroberfläche verschwinden.

Für die vorgesehenen Antriebe folgt daraus, dass die eingeleitete Kraft beim Drücken auf einen angehobenen Braille-Pin nicht zum Durchdrücken des Pins führt, sondern nur zu einem Durchbiegen des Out-of-plane-Aktors. Die durchgeführten Untersuchungen zeigen damit, dass der filigrane Formschluss die auftretenden Kräfte zerstörungsfrei aufnehmen kann. Der entworfene Formschluss ist damit in der Lage, die beim Lesen wirkende Nutzerkraft von maximal 300 mN auf einem Braille-Pin ohne Durchdrücken aufzunehmen, sodass gesetzte Braille-Pins trotz Kräfteinwirkung lesbar bleiben [496].

L Tempern von PEEK-Folien

Bedingt durch den Herstellungsprozess und die Lagerung von thermoplastischen Folien wie PEEK sind in Folien i.d.R. Materialspannungen eingebracht, die mit bloßem Auge durch eine Wölbung der Folie sichtbar werden. Zum Einbringen sehr feiner freistehender Balkenstrukturen mit hohem Aspektverhältnis in solche Folienhalbzeuge ist eine Vorbehandlung der Folien durch Tempern notwendig, um die eingebrachten Materialspannungen zu reduzieren und einen ungewollten Verzug der Strukturen zu vermeiden. Zum Tempern von Kunststoffformteilen erforderliche Prozesszeiten und Temperaturen sind aus der Literatur bekannt [379], wobei für PEEK eine Warmlagerungstemperatur von 250°C empfohlen wird.

Im Rahmen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILize* werden durch das Unternehmen *metec* Vorversuche zum Tempern einzelner 100 µm dicker PEEK-Schichten durchgeführt. Verwendet werden Temperaturrampen mit ca. 30 min langen Aufheizvorgängen und ca. 20 min langen Halteschritten zum homogenen Durchheizen der Folien bei zwei unterschiedlichen Warmlagerungstemperaturen von 140°C (nur geringfügig über der Glasübergangstemperatur) und 220°C (deutlich über der Glasübergangstemperatur). Eine messtechnische Charakterisierung der Verformung vor und nach dem Tempern zeigt, dass die verwendeten PEEK-Folien auch nach wiederholten Tempervorgängen ein Schrumpfen in Walzrichtung der Folie aufweisen. Die Wärmeverhandlungen bei niedrigen Temperaturen von 140°C zeigen dabei keine ausreichende Relaxation der Folie. Erst nach Tempern mit einer höheren Warmlagerungstemperatur von 220°C relaxiert die verwendete PEEK-Folie und zeigt einen Schrumpfung von ca. 2% in Walzrichtung der Folie (vgl. Abb. 212):

- Temperatur: 4x 140°C ⇒ 0,2% Schrumpfung
- Temperatur: 4x 140°C, dann 4x 220°C ⇒ 2% Schrumpfung
- Temperatur: 4x 220°C ⇒ 2% Schrumpfung

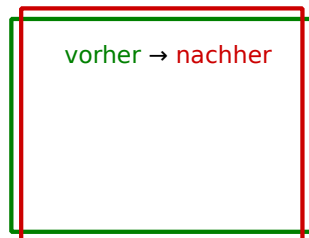


Abbildung 212: Im Rahmen von Vorversuchen des BMBF-Forschungsprojektes *MOBILize* [496, 294] charakterisierter Wärmeverzug von PEEK-Folien im DIN A4-Format.

Um zu ermitteln, ab wann sich der Schrumpfung reduziert oder in Sättigung gerät, werden weitere Temperversuche bei dem Unternehmen *ANDUS* durchgeführt. Die Charakterisierung der 100 µm dicken PEEK-Folien zeigt, dass sich die verwendeten PEEK-Bögen nach 2 Temperschritten bei 220°C mit jeweils 4 Stunden nur mit weniger als 0,4% weiter verformen. Die Versuche zeigen, dass neben der Warmlagerungstemperatur auch die Temperdauer einen hohen Einfluss auf den Schrumpfung der Polymerfolien besitzt und die verwendeten PEEK-Folien vor der Strukturierung einem Temperschritt von mindestens 8 h Dauer unterzogen werden müssen. Trotz Wärme- und Druckbehandlung weist die verwendete PEEK-Folie im DIN A4-Format weiterhin eine Welligkeit auf, die allerdings nach dem Laminiervorgang mit einer Konstantan-Folie verschwindet, sodass eine anschließende Weiterverarbeitung möglich ist.

In eigenen Vorversuchen am Fachgebiet M+EMS (Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme) werden 100 µm dicke PEEK-Folien auf einer Hotplate getempert, wobei ca. 10x10 cm² große Folienstücke vollflächig mit einem Gewicht aus Messing beschwert werden, um ein gezieltes Planarisieren zu bewirken. Die Aufheizrate wird dabei mit 10 – 20°C/h entsprechend der Literatur-

angaben in [379] deutlich höher gewählt als die Abkühlrate mit 5 – 10°C/h. Nach der Wärmebehandlung sind die Folienstücke für nachfolgende Strukturierungsprozesse ausreichend planarisiert.

Tabelle 56 fasst die genutzten Prozessschritte für die Wärmevorbehandlung von PEEK-Folien zusammen.

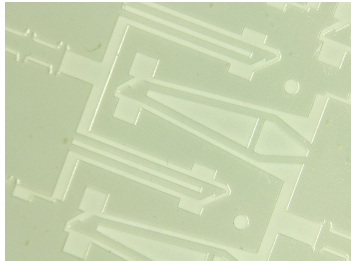
Tabelle 56: Verwendete Prozessparameter zum Tempern von PEEK-Folien

Parameter	Metec	ANDUS	M+EMS
Aufheizrampe	0,5 h	-	10 h
Warmlagerungstemperatur	140°C / 220°C	220°C	220°C
Warmlagerungsdauer	20 min	4 h	8 h
Abkühlrampe	0,5 h	-	20 h
Wiederholungen	4 / 8	2	1

M Prozessprotokolle und Masken

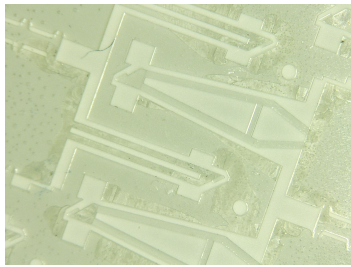
Tabelle 57 fasst den vollständigen Fertigungsprozess für die finalen elektrothermischen Aktoren für Braille-Flächendisplays zusammen. Die Prozessschritte 1 bis 12 beschreiben dabei die Herstellung des polymeren Verformungskörpers aus drei Lagen SUEX, wobei alle Prozessschritte unter Temperatureinwirkung (Post- und Hardbake) in einer gefrästen Aluminium-Passform durchgeführt werden, um einen Verzug der Balkenstrukturen zu minimieren. Die Prozessschritte 13 bis 22 beschreiben die Herstellung beidseitig aufgebrachtener metallischer Dünnschicht-Heizelemente aus Kupfer. **Abb. 213** zeigt die dabei verwendeten UV-lithographischen Masken. **Abb. 214** zeigt die verwendeten Passformen.

Tabelle 57: Prozessprotokoll zur Herstellung elektrothermischer Antriebe für Braille-Flächendisplays aus drei Lagen SUEX und beidseitig aufgetragenen Heizelementen aus Kupfer.

Prozessschritt	Parameter	Wert
1. UV-Lithographie SUEX-Schicht 1	Ziel:	Strukturieren der ersten SUEX-Lage des Verformungskörpers
	Gerät:	Mask-Aligner Karl SÜSS MA56 M
	Schicht:	200 µm SUEX freitragend
	Maske:	Folienmaske 1/5: Zwei Balken am Out-of-plane-Aktor
	Unterlage:	Silizium-Wafer
	Filter:	i-Line-Filter
	Dosis:	3000 mJ/cm ² bei ca. 7,5 mW/cm ²
2. Postbake	Ziel:	Vernetzen der belichteten SUEX-Lage
	Anlage:	Hotplate
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 80°C in 60 min, 30 min Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 60 min, 30 min Wartezeit
	Utensilien:	Abstandshalter 200 µm, 2x Silikonmatte 0,5 mm, Messing-Platte als Gewicht
3. Entwickeln	Ziel:	Freilegen der belichteten SUEX-Strukturen
	Anlage:	Wippschüttler, Becherglas
	Entwickler:	Propylenglycolmonomethyletheracetat (PGMEA)
	Dauer:	15 min
	Reinigung:	PGMEA (frisch), Isopropanol
	Bild:	

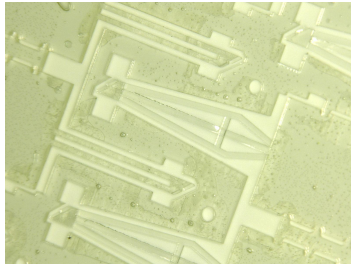
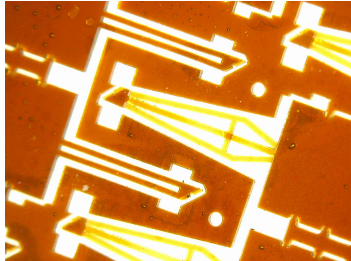
Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 57 – Fortsetzung der letzten Seite

Prozessschritt	Parameter	Wert
4. Aufbringen der SUEX-Schicht 2	Ziel:	Aufbringen der zweiten SUEX-Lage des Verformungskörpers
	Schicht:	100 µm SUEX (erste Schutzfolie entfernt)
	Anlage:	Hotplate
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 80°C in 5 min, 10 min Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 15 min, 30 min Wartezeit
	Utensilien:	Aluminum-Passform, Silikonmatte 0,5 mm, Abstandshalter 360 µm bei einer Stapeldicke von 368 µm
5. UV-Lithographie	Ziel:	Strukturieren der zweiten SUEX-Lage des Verformungskörpers
	Gerät:	Mask-Aligner Karl SÜSS MA56 M
	Maske:	Folienmaske 2/5: Abstandsschicht für Formschluss
	Unterlage:	Aluminum-Passform
	Dosis:	2250 mJ/cm ² bei ca. 7,5 mW/cm ²
6. Postbake	Ziel:	Vernetzen der belichteten SUEX-Lage
	Anlage:	Hotplate
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 80°C in 60 min, 30 min Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 60 min, 30 min Wartezeit
	Utensilien:	Aluminum-Passform, Silikonmatte 0,5 mm, Abstandshalter 505 µm bei einer Stapeldicke von 520 µm
7. Entwickeln	Ziel:	Freilegen der belichteten SUEX-Strukturen
	Anlage:	Wippschüttler, Becherglas
	Entwickler:	Propylenglycolmonomethyletheracetat (PGMEA)
	Dauer:	15 min
	Reinigung:	PGMEA (frisch), Isopropanol
	Bild:	
8. Aufbringen der SUEX-Schicht 3	Ziel:	Aufbringen der dritten SUEX-Lage des Verformungskörpers
	Schicht:	200 µm SUEX (erste Schutzfolie entfernt)
	Anlage:	Hotplate
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 80°C in 5 min, 10 min Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 15 min, 30 min Wartezeit
	Utensilien:	Aluminum-Passform, Abstandshalter ca. 5...30 µm dünner als Stapeldicke, Silikonmatte 0,5 mm

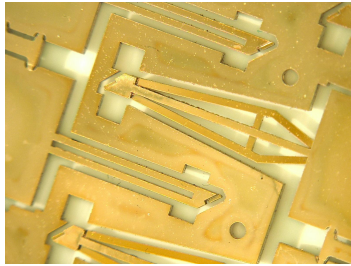
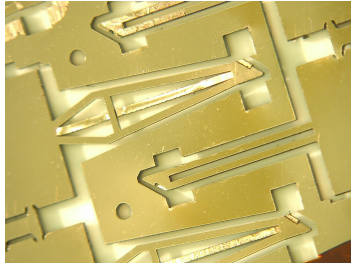
Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 57 – Fortsetzung der letzten Seite

Prozessschritt	Parameter	Wert
9. UV-Lithographie	Ziel:	Strukturieren der dritten SUEX-Lage des Verformungskörpers
	Gerät:	Mask-Aligner Karl SÜSS MA56 M
	Maske:	Folienmaske 3/5: Ein Balken am Out-of-plane-Aktor
	Unterlage:	Aluminum-Passform
	Filter:	i-Line-Filter
	Dosis:	3000 mJ/cm ² bei ca. 7,5 mW/cm ²
10. Postbake	Ziel:	Vernetzen der belichteten SUEX-Lage
	Anlage:	Hotplate
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 80°C in 60 min, 30 min Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 60 min, 30 min Wartezeit
	Utensilien:	Aluminum-Passform, Abstandshalter ca. 5...30 µm dünner als Stapeldicke, Silikonmatte 0,5 mm
11. Entwickeln	Ziel:	Freilegen der belichteten SUEX-Strukturen
	Anlage:	Wippschüttler, Becherglas
	Entwickler:	Propylenglycolmonomethyletheracetat (PGMEA)
	Dauer:	15 min
	Reinigung:	PGMEA (frisch), Isopropanol
Bild:		
12. Hardbake	Ziel:	Durchvernetzen des polymeren Verformungskörpers
	Anlage:	Mantelofen Nabertherm P 330
	Temperaturprofil:	Aufheizen auf 180°C in 16 h, 1 h Warmlagerungsdauer, Abkühlen auf 20°C in 16 h, 2 h Wartezeit
	Utensilien:	Teflon-Passform, Abstandshalter ca. 5...30 µm dünner als Stapeldicke, Silikonmatte 0,5 mm, Messing-Platte als Gewicht
Bild:		

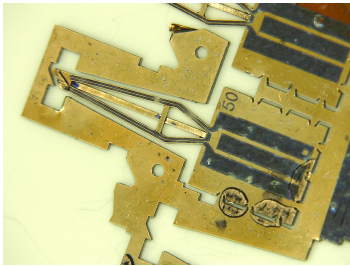
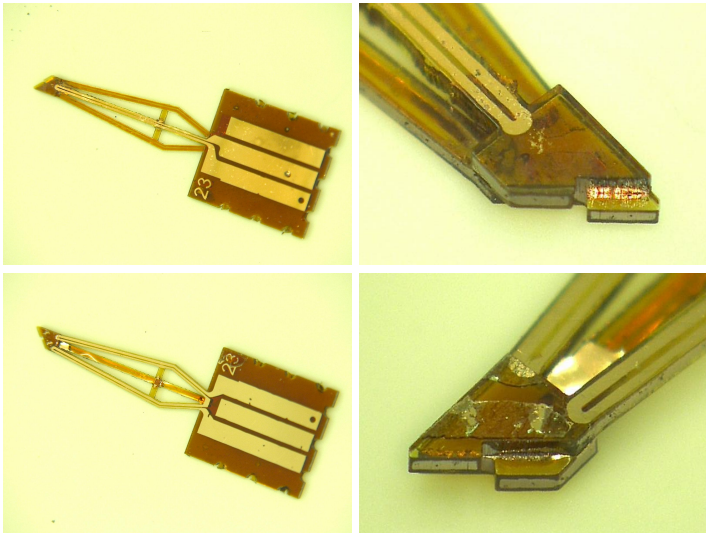
Fortsetzung auf der nächsten Seite

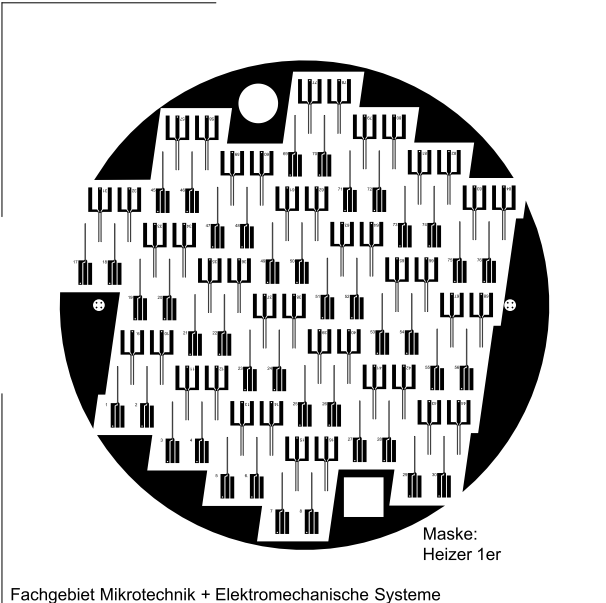
Tabelle 57 – Fortsetzung der letzten Seite

Prozessschritt	Parameter	Wert
13. Oberflächen-aktivierung auf Seite 1	Ziel:	Haftverbesserung der metallischen PVD-Heizelemente auf der polymeren Oberfläche
	Anlage:	Barrelreaktor Diener Nano 6"
	Gas:	Sauerstoff-Plasma
	Druck:	0,5 mbar
	Leistung:	75%
	Unterlage:	Glas-Wafer
	Dauer:	5 min
14. PVD-Beschichtung auf Seite 1	Ziel:	Aufbringen einer metallischen Kupferschicht auf eine Seite des Verformungskörpers
	Anlage:	Aufdampfanlage Balzers BAK 600
	Unterlage:	Glas-Wafer
	Ausheizen:	25 s bei 50% Heizleistung; anschließend Abkühlen auf Raumtemperatur
	Heizdauer:	25 s bei 50% Heizleistung; keine Wartezeit; Wafertemperatur von 23 auf 55°C
	Druck:	Start: $3 \cdot 10^{-7}$ mbar; Prozessmaximum: $5 \cdot 10^{-6}$ mbar
	Schicht:	200 nm Kupfer
Bild:		
15. Oberflächen-aktivierung auf Seite 2	Vorgehen:	siehe Prozessschritt 13
16. PVD-Beschichtung auf Seite 2	Vorgehen:	siehe Prozessschritt 14
	Bild:	
17. Sprühbelackung auf Seite 1	Ziel:	Aufbringen einer Ätzmaske zur nasschemischen Strukturierung der metallischen Heizelemente
	Anlage:	Abzug, Hotplate
	Schicht:	ca. 20 µm Fotokopierlack Positive 20 von CRC Industries Deutschland
	Hotplate:	80°C (20 min Aufwärmzeit)
	Auftrag:	Händisch 14 Sprühstöße je 2 s und 2 min Pause
	Auskühlen:	10 min Warmhaldedauer, 20 min Abkühlen

Fortsetzung auf der nächsten Seite

Tabelle 57 – Fortsetzung der letzten Seite

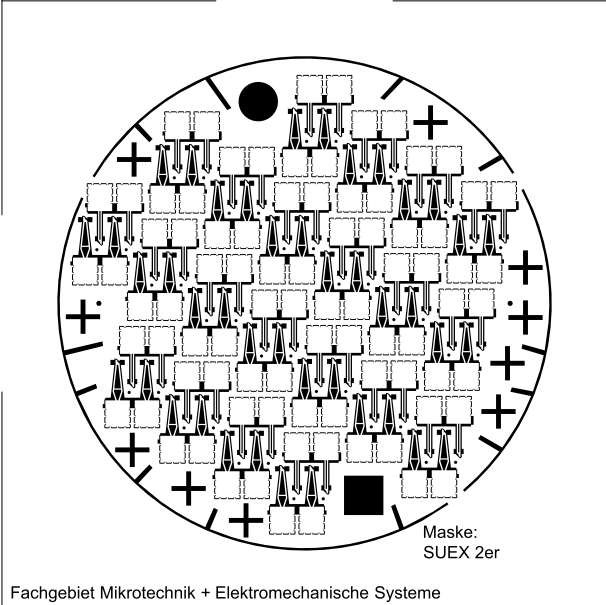
Prozessschritt	Parameter	Wert
18. Sprühbelackung auf Seite 2	Vorgehen:	siehe Prozessschritt 17
19. UV-Lithographie auf Seite 1	Ziel: Gerät: Maske: Unterlage: Filter: Dosis:	Strukturieren der Ätzmaske Mask-Aligner Karl SÜSS MA56 M Folienmaske 4/5: Heizelemente Seite 1 Teflon-Passform kein Filter 6600 mJ/cm ² bei ca. 22 mW/cm ²
20. UV-Lithographie auf Seite 2	Vorgehen: Maske:	siehe Prozessschritt 19 Folienmaske 5/5: Heizelemente Seite 2
21. Entwickeln	Ziel: Anlage: Entwickler: Dauer: Bild:	Freilegen der Ätzmaske Wippschüttler, Becherglas 7 g NaOH + 1 l H ₂ O ca. 1 min 30 s 
22. Ätzen und Vereinzeln	Ziel: Anlage: Ätze: Dauer: Reinigen: Bilder:	Strukturieren der metallischen Heizelemente Wippschüttler, Becherglas Ammoniakalische Ammoniumperoxodisulfatlösung (APDS) ca. 30 s DI-Wasser, Isopropanol 



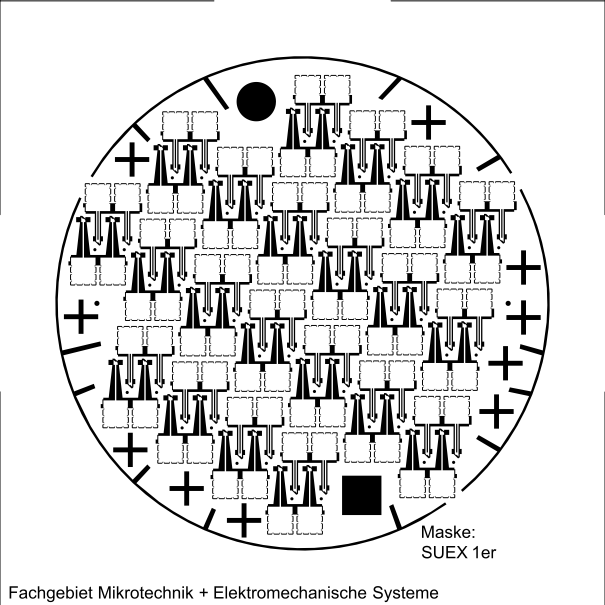
Fachgebiet Mikrotechnik + Elektromechanische Systeme



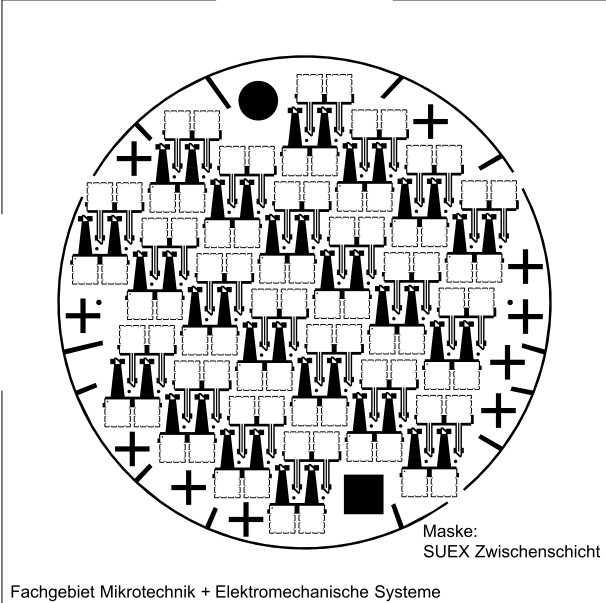
Fachgebiet Mikrotechnik + Elektromechanische Systeme



Fachgebiet Mikrotechnik + Elektromechanische Systeme



Fachgebiet Mikrotechnik + Elektromechanische Systeme



Fachgebiet Mikrotechnik + Elektromechanische Systeme

Abbildung 213: UV-lithographische Masken zur Herstellung von Einzelaktoren.

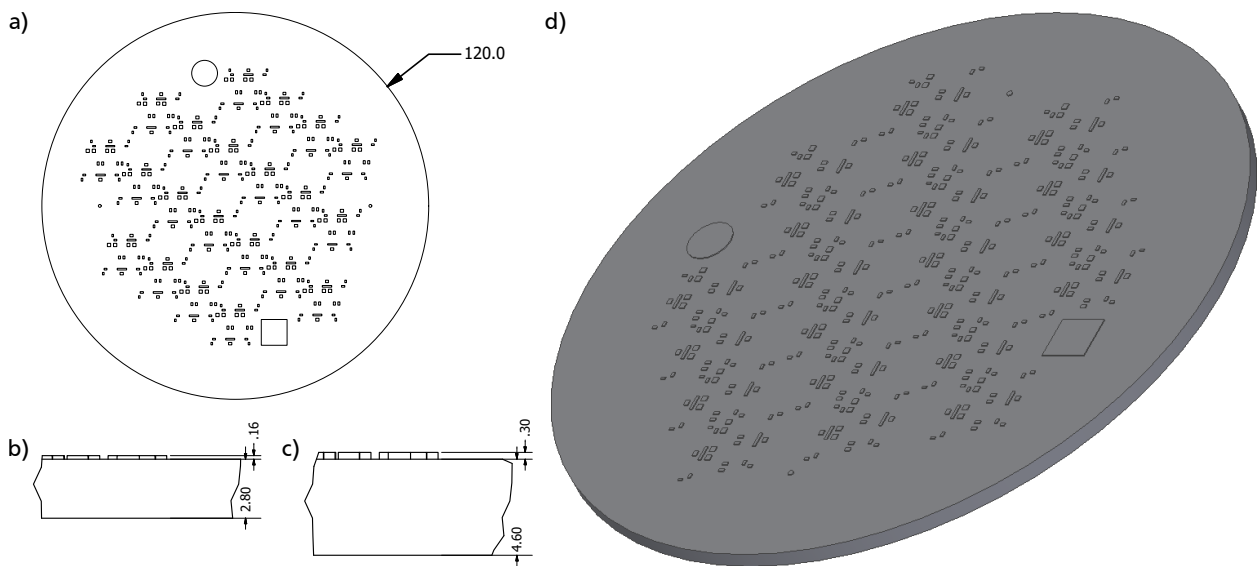


Abbildung 214: Verwendete Passformen zur Herstellung von Einzelaktoren: a) Draufsicht und Durchmesser beider Passformen; b) Schnittansicht der Aluminium-Passform; c) Schnittansicht der Teflon-Passform; d) CAD-Modell der Aluminium-Passform.

N Charakterisierung von Braille-Flächenantrieben

Die Charakterisierung von Braille-Flächenantrieben erfolgt mit dem in dieser Arbeit realisierten Motionanalyzer aus [Kapitel 3](#). Im Folgenden wird die Messprozedur dargelegt und neben den in [Kapitel 8](#) dargestellten Ergebnissen noch weitere Messergebnisse zusammengefasst.

Zu Beginn einer Aktorcharakterisierung ist durch die herstellungsbedingten hohen Toleranzen in der Geometrie der Heizelemente i.d.R. die aufgenommene Leistung unbekannt, die zu der materialabhängigen, maximalen Betriebstemperatur des Aktors führt. Zur Charakterisierung etabliert sich daher der Messablauf wie folgt:

1. Durchführung einer transienten Messung zur Bestimmung der Aufwärmdauer bei einer niedrigen Leistung bei ca. 10 mW
2. Testmessung zur Bestimmung der maximalen Leistung P_{\max} bis zum Erreichen der definierten Maximaltemperatur
3. Schrittweise Steigerung der Leistung bis P_{\max} bis zum Erreichen der materialabhängigen Maximaltemperatur und Auswertung der erreichbaren Auslenkung und Dynamik
4. Wiederholung der Schritte 1 bis 3 bei bidirektionalen Aktoren für die zweite Richtung
5. Durchführung von Dauermessungen zur Bestimmung der Nulllagenverschiebung bei bidirektionalem und unidirektionalem Betrieb
6. Untersuchung der Aktordynamik bei kurzen Aufwärmzeiten
7. Durchführung von Kraftmessungen
8. Durchführung von Dauertests bis zum Versagen des Aktors

Die auftretende Maximaltemperatur auf der Aktoroberfläche wird über eine Infrarotkamera SC655 von FLIR aufgezeichnet. Zu Beginn der Charakterisierung werden die Antriebe aus SUEX mit dem Emissionslack (*Kameralack-Spray schwarz, tiefmatt* von Tetenal Europe GmbH) beschichtet, um den Emissionsgrad auf der gesamten Aktoroberfläche (insbesondere der außen-liegenden metallischen PVD-Heizelemente) zu homogenisieren. Die Antriebe aus PEEK werden ohne Emissionslack charakterisiert, da die innen-liegenden metallischen Heizelemente die Temperaturmessung nicht beeinflussen.

Über kurze Testmessungen wird die maximale elektrische Leistung ermittelt, die zur Erwärmung der definierten Maximaltemperatur führt. Zur Charakterisierung werden die Aktoren bis hin zu dieser maximalen elektrischen Leistung stufenweise mit konstanter Leistung beaufschlagt, bis die Maximaltemperatur erreicht ist. Über eine Aufheizdauer und Abkühldauer von jeweils 20 s werden im ersten Messablauf die unidirektionalen Sprungantworten der Leerlaufauslenkung und im zweiten Messablauf die Sprungantworten der Blockierkraft aufgezeichnet. Über die bereits bei der Charakterisierung von Referenzaktoren eingesetzte automatisierte Auswertung in *MATLAB* in [Anhang D](#) werden aus den aufgenommenen Messdaten auch die erreichten Auslenkungen, Kräfte, Temperaturen und Widerstände ausgewertet. Für Out-of-plane-Aktoren aus SUEX wird zusätzlich auch das Einlaufverhalten und die Nulllagenverschiebung bei unidirektionalem und bei bidirektionalem Betrieb untersucht.

Zur Charakterisierung der Dynamik beim Einschalt- und Ausschaltvorgang kommen zwei Methoden zum Einsatz. Zum einen werden analog zur Auswertung in [Anhang D](#) die Aufheiz- und Abkühlzeit aus dem Temperaturverlauf bestimmt, bei der die Messdaten 86,5% des Temperaturanstiegs bzw. 86,5% des Temperaturabfalls erreicht haben. Entsprechend werden auch bei den mechanischen Messgrößen (Aktorauslenkung und -kraft) die Ansprechzeiten jeweils über den Schnittpunkt bei 86,5% des Anstiegs bzw. 86,5% des Abfalls direkt aus den Messdaten und mittels automatisierter *MATLAB*-Auswertung bestimmt.

Zum anderen werden die Messdaten analog zur Auswertung in [Anhang D](#) mittels Fit-Funktionen angenähert und die ermittelten Zeitkonstanten zum Vergleich herangezogen. Die untersuchten In-plane-Aktoren weisen im zeitlichen Verlauf der gemessenen Auslenkung i.d.R. hohe Ähnlichkeit

mit einer PT1-Sprungantwort auf. Mittels einer automatisierten Auswertung in *MATLAB* werden als Fitparameter sowohl die thermischen Zeitkonstanten $\tau_{\text{therm,Aufwärmen}}$ und $\tau_{\text{therm,Abkühlen}}$ als auch die mechanischen Zeitkonstanten $\tau_{\xi,\text{Aufwärmen}}$ und $\tau_{\xi,\text{Abkühlen}}$ bestimmt. Für das Kurvenfitting kommen dabei die in [Anhang D](#) dargestellten Fit-Funktion [Gleichung 120](#) bis [123](#) zum Einsatz, welche ein PT1-Verhalten abbilden.

Die gemessenen Auslenkungen von Out-of-Plane-Aktoren in Senkrichtung (2 beheizte Balken) zeigen im zeitlichen Verlauf ein Schwingverhalten und weisen daher Ähnlichkeit mit einer gedämpften PT2-Sprungantwort auf. Auch die gemessenen Kräfte beim Aufwärmen sowohl von In-plane- als auch von Out-of-plane-Aktoren weisen Ähnlichkeit mit einer gedämpften PT2-Sprungantwort auf. Für die Kraftmessdaten kommt daher die in [Anhang D](#) dargestellte Fit-Funktion nach [Gleichung 124](#) zum Einsatz, welche die Übertragungsfunktion eines PT2-Glieds darstellt [369]. Beim Abkühlen zeigen die gemessenen Kräfte i.d.R. kein Überschwingen, da der Kraftsensor nur losen Kontakt zum Aktor besitzt und mit dem Messaufbau daher keine negative Kräfte erfasst werden können. Zur Bestimmung der Zeitkonstanten beim Abkühlen wird daher die in [Anhang D](#) dargestellte Fit-Funktion nach [Gleichung 129](#) verwendet, die sich am aperiodischen Grenzfall eines PT2-Glieds mit $D = 1$ orientiert [369]. Für die Auslenkungen von Out-of-Plane-Aktoren in Senkrichtung kommen Fit-Funktionen mit entsprechend ähnlichen Formen nach [Gleichung 214](#) und [215](#) zum Einsatz.

$$\xi_{\text{Aufwärmen,2 Balken}}(t) = \xi_{t=20\text{s,warm}} \cdot \left(1 - e^{-\delta_e t} \cdot \left(\cos(\omega_e t) + \frac{\delta_e}{\omega_e} \cdot \sin(\omega_e t) \right) \right) \quad (214)$$

$$\xi_{\text{Abkühlen,2 Balken}}(t) = \xi_{t=40\text{s,kalt}} + \left(\xi_{t=20\text{s,warm}} - \xi_{t=40\text{s,kalt}} \right) \cdot e^{-\delta_e t} \cdot \left(\cos(\omega_e t) + \frac{\delta_e}{\omega_e} \cdot \sin(\omega_e t) \right) \quad (215)$$

Für PT2-Funktionen gilt im aperiodischen Grenzfall mit $D = 1$ das feste Verhältnis $\tau_1 = 2 \cdot \tau_2$ zwischen den Zeitkonstanten, wobei die Zeitkonstante τ_1 mit der einzelnen Zeitkonstante τ der PT1-Funktion vergleichbar ist. Zum Vergleich der Anstiegsgeschwindigkeiten zwischen den gefitteten PT1- und PT2-Funktionen wird daher als Kenngröße bei der PT2-Funktion die Zeitkonstante τ_1 herangezogen. [Tabelle 58](#) stellt die ermittelten Zeitkonstanten gegenüber.

Tabelle 58: Zeitliches Verhalten der untersuchten elektrothermischen Aktoren für Braille-Flächendisplays.

Aktor	Messgröße	Beobachtetes Zeitverhalten der Sprungantwort	Ermittelte Zeitkonstanten* PEEK-Aktoren	Ermittelte Zeitkonstanten* SUEX-Aktoren
In-plane-Aktor	Temperatur	PT1	1,4...2,3 s	2,5...3,2 s
	Auslenkung	PT1	0,7...1,6 s	1,2...1,6 s
	Kraft	PT2**	0,5...1,4 s	0,7...1,5 s
Out-of-plane-Aktor (1 Balken geheizt)	Temperatur	PT1	1,2...1,7 s	1,7...2,1 s
	Auslenkung	PT1	0,6...1,3 s	0,8...1,1 s
	Kraft	PT2**	0,4...1,5 s	0,8...1,0 s
Out-of-plane-Aktor (2 Balken geheizt)	Temperatur	PT1	1,5...2,0 s	2,0...2,7 s
	Auslenkung	PT2**	0,5...1,2 s	0,5...0,6 s

* Zum Vergleich mit den PT1-Funktionen wird bei der PT2-Funktion die Zeitkonstante τ_1 herangezogen.

** Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die PT2-Fit-Funktion gut abgebildet. Die Dämpfung D bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird.

Der Vergleich zeigt, dass die In-plane-Aktoren aus SUEX um den Faktor 1,1...1,7 höhere thermische und mechanische Zeitkonstanten aufweisen als die Aktoren aus PEEK. Auch die thermischen Zeitkonstanten der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX liegen um den Faktor 1,2...1,4 höher als bei Aktoren aus PEEK. Gründe für die höheren thermischen Zeitkonstanten liegen in der ca. 70...130 μm höheren Gesamtdicke der SUEX-Aktoren und in der Beheizung mit nur einem außenliegenden Heizelement (im Gegensatz zu zwei eingebetteten Heizelementen bei PEEK-Aktoren). Trotz der unterschiedlichen thermischen Zeitkonstanten weisen sowohl die In-plane- als auch die Out-of-plane-Aktoren aus SUEX und PEEK sehr ähnliche Werte für die mechanischen Zeitkonstanten auf. Die ermittelten mechanischen Zeitkonstanten liegen zudem i.d.R. deutlich unterhalb (Faktor 0,2...0,9) der Werte für die thermischen Zeitkonstanten.

Eine Übersicht zu den ermittelten Antwortzeiten der untersuchten Aktoren beim Anstieg bzw. beim Abfallen um 86,5% der Messwerte findet sich in [Abschnitt 8.5.2 Tabelle 33](#).

Im Folgenden sind die gewonnenen Messdaten und Auswertungen für In-plane- und Out-of-plane-Aktoren aus PEEK sowie In-plane- und Out-of-plane-Aktoren aus SUEX dargestellt.

N.1 In-plane-Aktoren aus SUEX

Für einen der untersuchten In-plane-Aktoren aus SUEX zeigt [Abb. 215 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Kurvenverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. [Abb. 215 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Kupfer-Heizelements mit einem Grundwiderstand von $72,1\ \Omega$, wobei sich der Widerstand während des Aufheizvorgangs auf bis zu $86,6\ \Omega$ erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

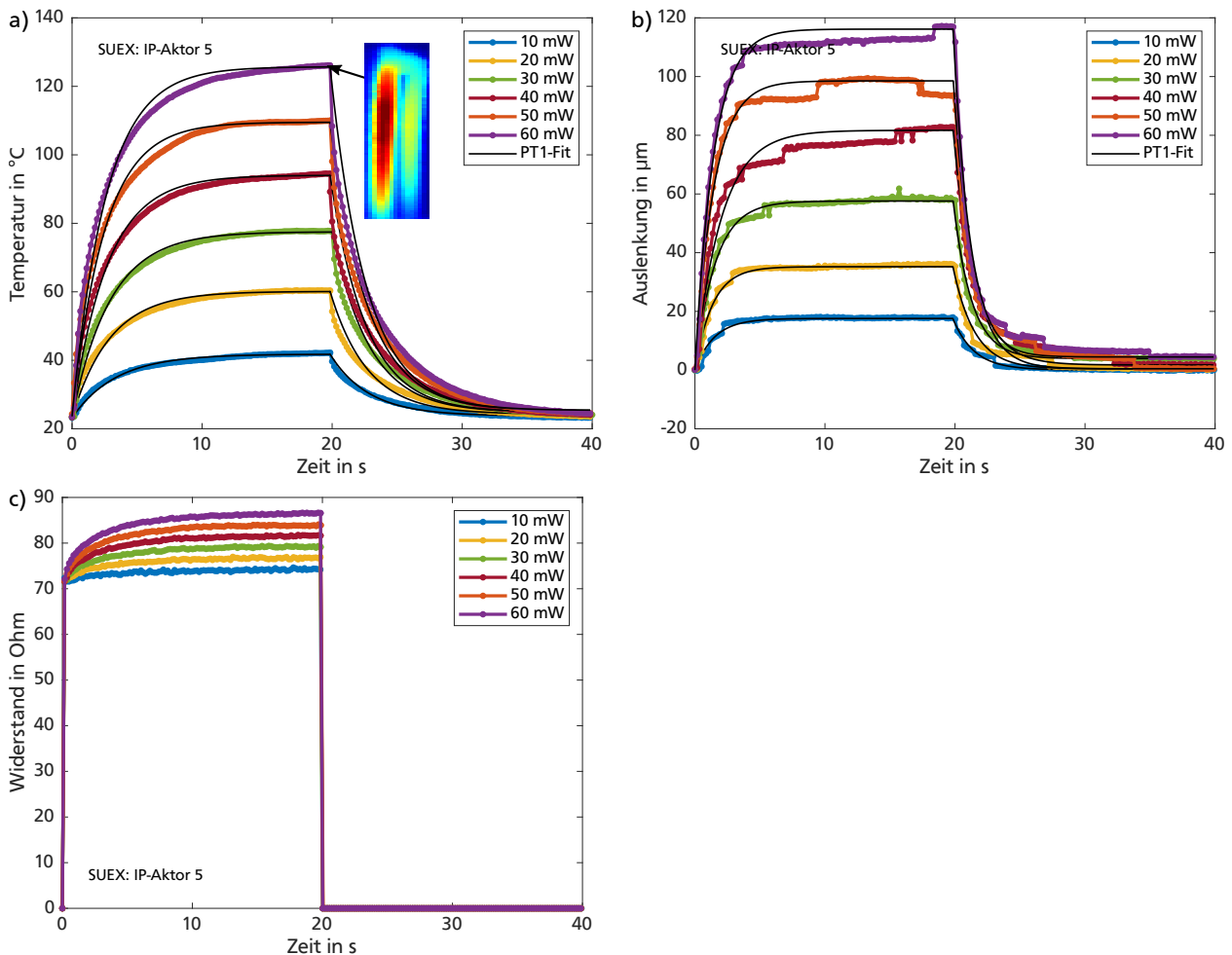


Abbildung 215: Thermische und mechanische Sprungantworten eines In-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr. 5) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

[Abb. 216](#) zeigt die aufgenommenen Kennlinien von drei untersuchten In-plane-Aktoren aus SUEX. Die erreichbaren Auslenkungen liegen im Bereich $92,5\text{...}116,2\ \mu\text{m}$ bei einer Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,9^\circ\text{C}$ und einer Leistungsaufnahme von $60\ \text{mW}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-0,4\text{...}1,6\ \mu\text{m}$ auf, die der Auslenkung i.d.R. entgegen wirken. Nominale Werte für die Auslenkung ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $105,4\ \mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $60\ \text{mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 127 a](#)). Die Grundwiderstände der drei untersuchten Aktoren liegen im Bereich $59,6\text{...}80,1\ \Omega$, während des Aufheizvorgangs erhöhen sich die Widerstände auf Werte im Bereich $69,8\text{...}92\ \Omega$.

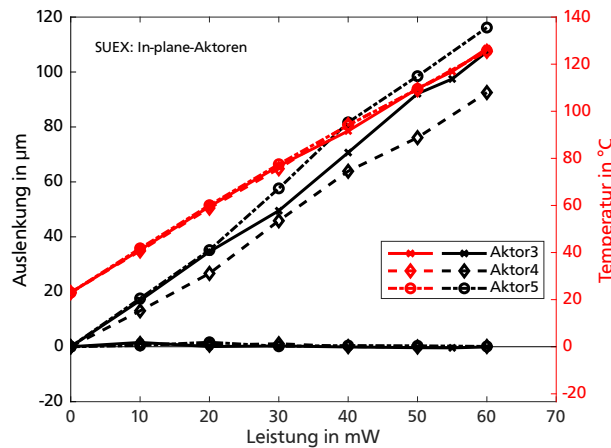


Abbildung 216: Gemessene Auslenkungen von In-plane-Aktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung.

Zur Bestimmung der Aktorkräfte wird gemäß [Abschnitt 3.5](#) die Steifigkeit des Kraftsensors rechnerisch kompensiert. Hierfür werden die ermittelten Leerlaufauslenkungen aus der vorhergehenden Charakterisierung herangezogen und die gleichen In-plane-Aktoren mit den oben verwendeten Leistungsaufnahmen betrieben. [Abb. 217](#) zeigt für die drei untersuchten Einzelaktoren sowohl die aufgenommenen Rohdaten als auch die korrigierten Kräfte. Bei den gemessenen Kräften im Bereich 8,8...11,9 mN treten Auslenkungen von ca. 17,3...22,3 µm auf, sodass die Blockierkräfte der Aktoren mittels [Gleichung 7](#) im Bereich 10,9...14,8 mN bestimmt werden. [Tabelle 59](#) fasst die Ergebnisse der Korrekturrechnung am Beispiel der Maximalwerte zusammen. Durch Mittelwertbildung der Messwerte ergibt sich als nominaler Wert für die Blockierkraft eine Kraft von 12,5 mN bei einer Leistungsaufnahme von 60 mW (siehe [Abschnitt 8.5.1](#) [Abb. 127 b](#)).

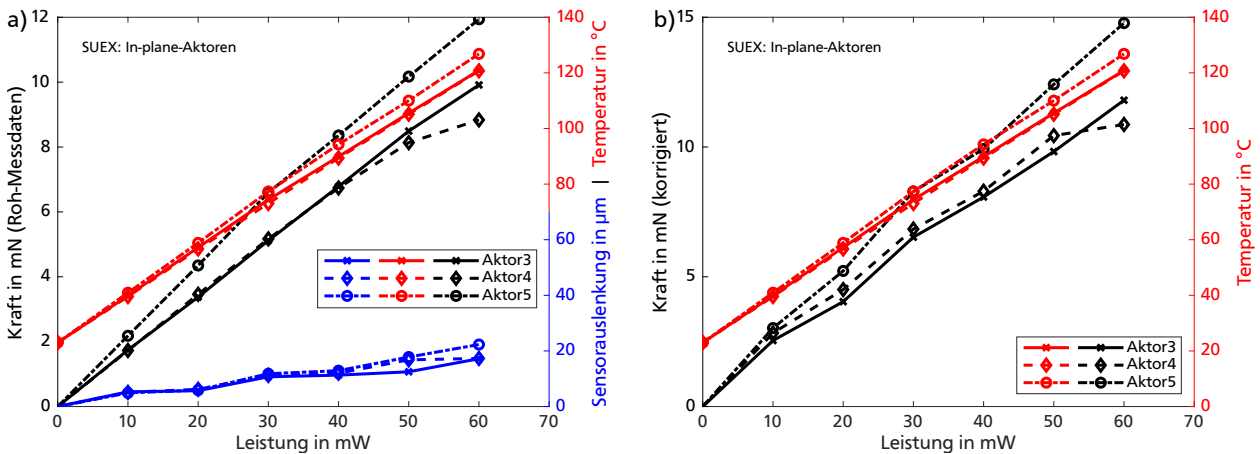


Abbildung 217: Gemessene Kräfte von In-plane-Aktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aufgenommene Aktorkennlinien (Rohdaten); b) Gemäß [Abschnitt 3.5](#) korrigierte Kennlinien.

Für einen der untersuchten In-plane-Aktoren aus SUEX zeigt [Abb. 218](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,2s zeitverzögert zum

Tabelle 59: Berechnete Blockierkräfte von In-plane Aktoren aus SUEX unter der Annahme einer linearen Aktorkennlinie.

Aktor	Auslenkungsmessung (1)		Kraftmessung (2)		Berechnung
	Leistung	Leerlaufauslenkung	Kraft (Rohdaten)	gemessene Verschiebung	Blockierkraft (korrigiert)
Nr. 3	60 mW	107,4 μm	9,9 mN	17,2 μm	11,8 mN
Nr. 4	60 mW	92,5 μm	8,8 mN	17,3 μm	10,9 mN
Nr. 5	60 mW	116,2 μm	11,9 mN	22,3 μm	14,8 mN

Temperaturanstieg aufbaut. Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird.

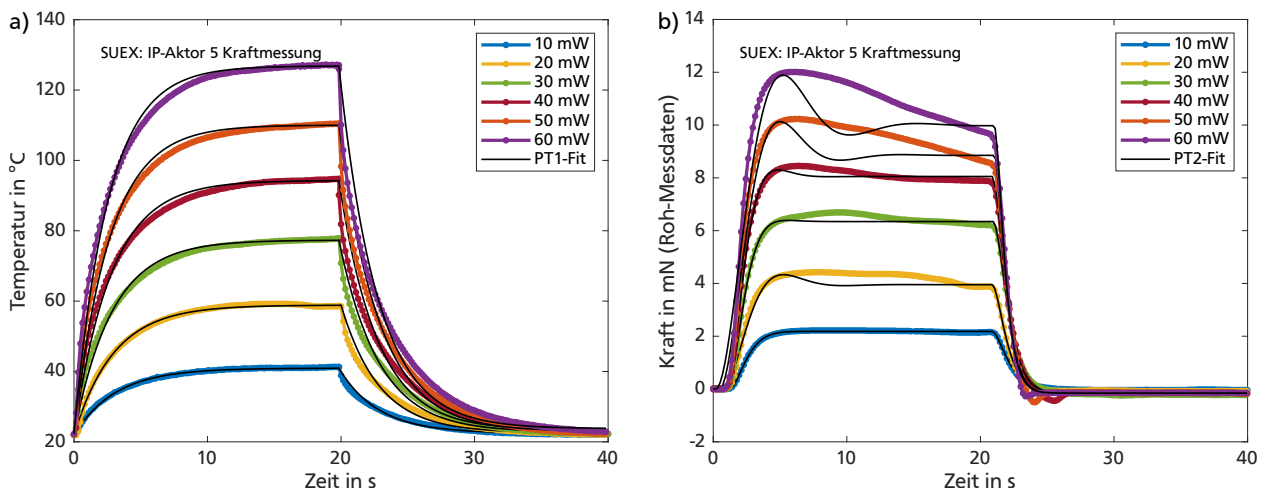


Abbildung 218: Thermische und mechanische Sprungantworten eines In-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr. 5) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

Abb. 219 zeigt für die drei untersuchten In-plane-Aktoren aus SUEX die ermittelten Aufheiz- und Abkühlzeiten und die mechanischen Ansprechzeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. Abb. 220 stellt die selben Angaben für die Kraftmessung gegenüber. Bei niedrigen Heizleistungen ergeben sich bedingt durch die begrenzte Messauflösung und das Auswerteverfahren relativ hohe Streuungen. Da beim Betrieb der Aktoren die Heizleistung i.d.R. ausgereizt wird, werden im folgenden Vergleich die Ansprechzeiten und Zeitkonstanten jeweils an den zwei höchsten Leistungswerten betrachtet.

Aus den Temperaturverläufen sowohl aus der Auslenkungs- als auch der Kraftmessung ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 5,8...6,7 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 6,7...7,4 s. Bei der Auslenkungsmessung werden Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 3,3...3,8 s und beim

Abkühlen im Bereich 2,8...4,0 s ermittelt. Bei der Kraftmessung ergeben sich geringfügig niedrigere Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 1,8...3,3 s und beim Abkühlen im Bereich 2,8...3,8 s.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,5...3,0 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,8...3,2 s. Die Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen im Bereich 1,4...1,6 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,2...1,6 s. Bei der Kraftmessung ergeben sich Zeitkonstanten beim Aufheizen im Bereich 0,7...1,3 s und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 0,9...1,5 s.

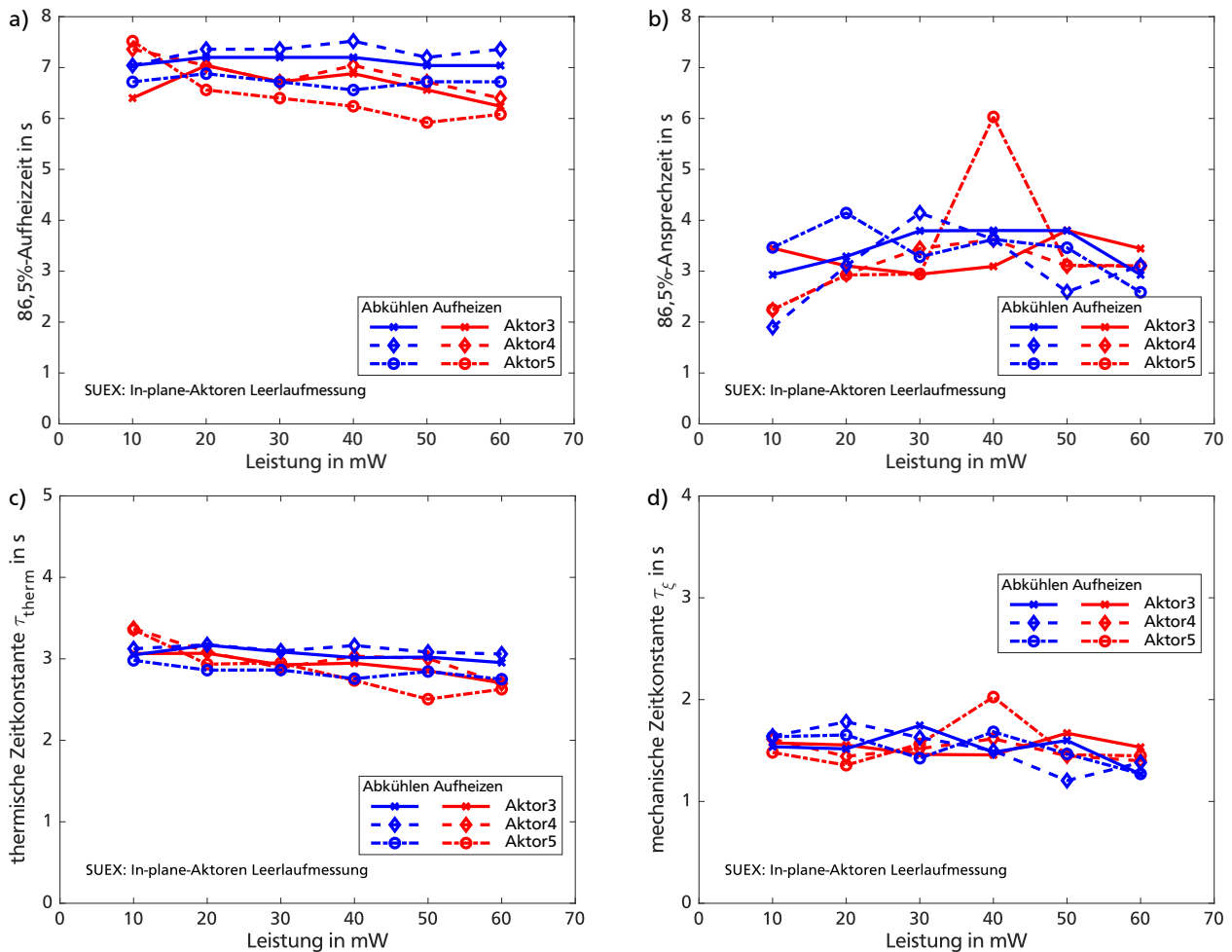


Abbildung 219: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von In-plane-Aktoren aus SUEX bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 3 untersuchte Aktoren; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

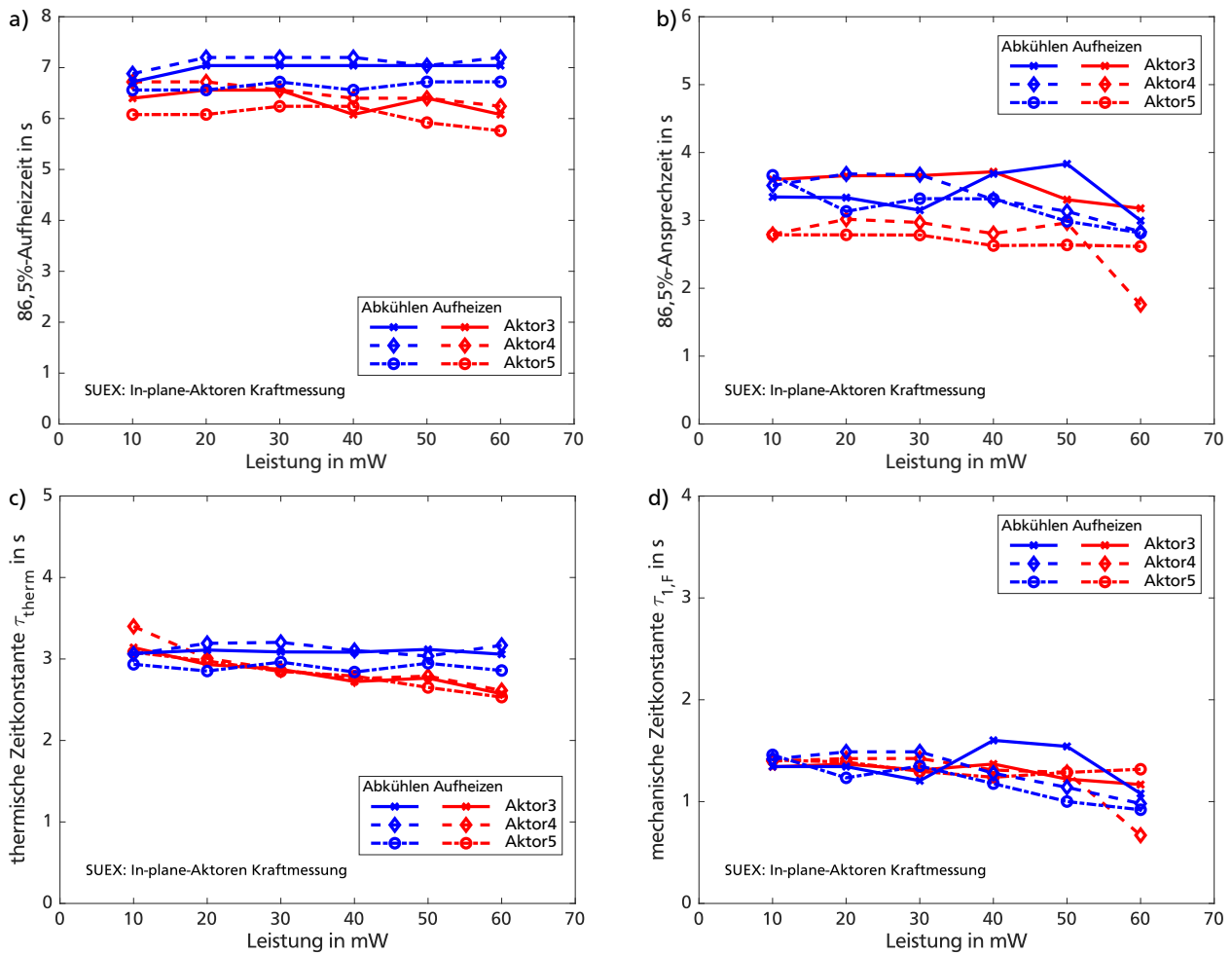


Abbildung 220: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von In-plane-Aktoren aus SUEX bei der Kraftmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 3 untersuchte Aktoren; b) Aus der Kraftmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

N.2 In-plane-Aktoren aus PEEK

Für einen der untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK zeigt [Abb. 221 a-b](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. [Abb. 221 c](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand des Konstantan-Heizelements während des Aufheizvorgangs, wobei sich der Widerstand während der Erwärmung nicht verändert und bei ca. $8,3\ \Omega$ liegt. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

[Abb. 222](#) zeigt die aufgenommenen Kennlinien von fünf untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK. Zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $126,5^\circ\text{C}$ benötigen die Aktoren Leistungsaufnahmen im Bereich $67\text{...}77\text{ mW}$. Die erreichbaren Auslenkungen liegen im Bereich $69,7\text{...}104,2\ \mu\text{m}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-6,3\text{...}0,5\ \mu\text{m}$ auf, die der Auslenkung i.d.R. entgegen wirkt. Nominale Werte für die Auslenkung ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $85,5\ \mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $72,8\text{ mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 131 a](#)). Die Widerstände der fünf untersuchten Aktoren liegen im Bereich $7,2\text{...}8,3\ \Omega$.

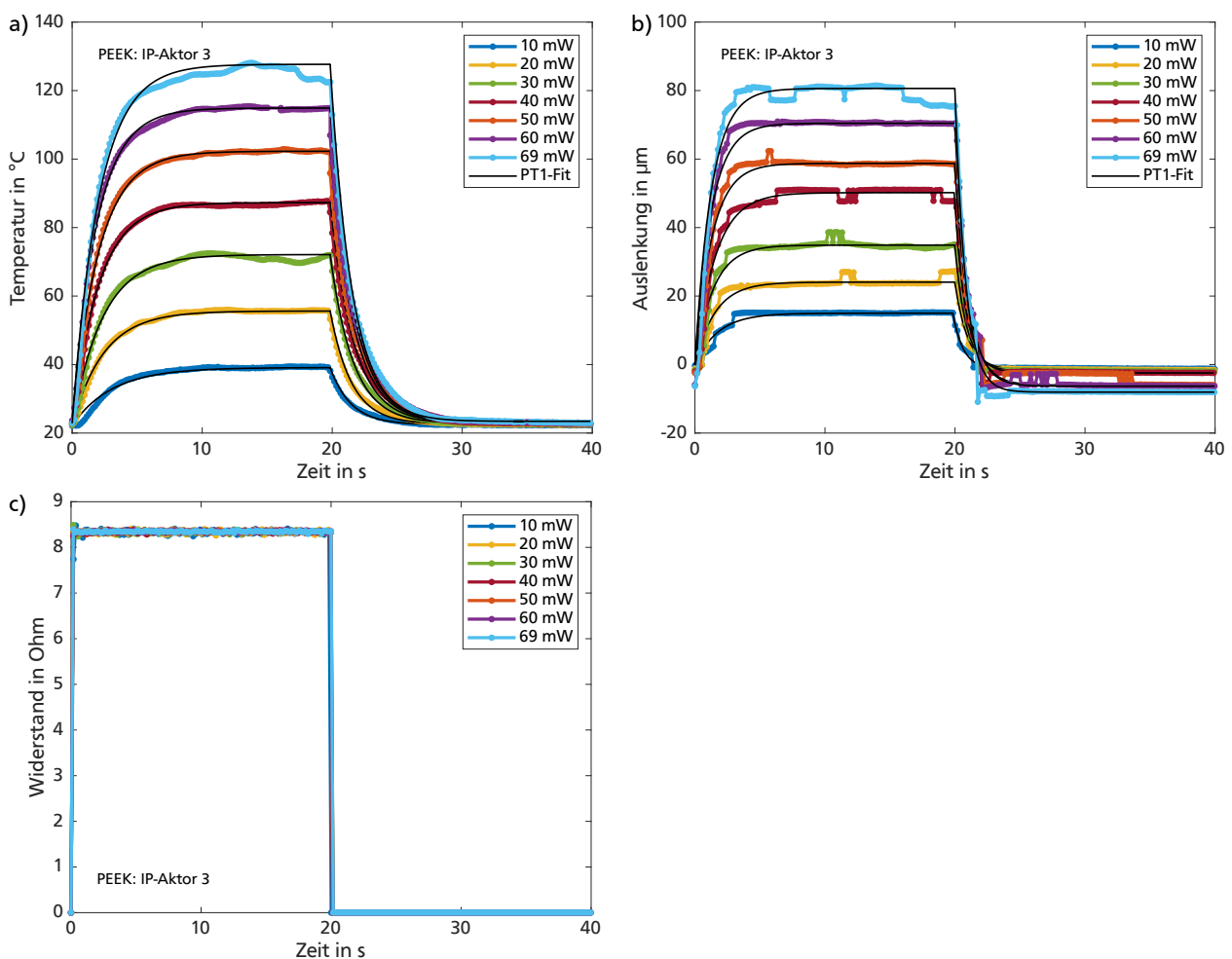


Abbildung 221: Thermische und mechanische Sprungantworten eines In-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 3) bei der Auslenkungsmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen; c) Gemessene Widerstände während des Aufheizvorgangs.

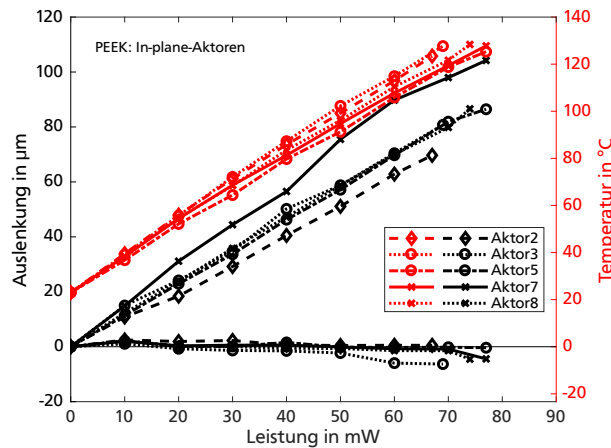


Abbildung 222: Gemessene Auslenkungen von In-plane-Aktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung.

Zur Bestimmung der Aktorkräfte wird gemäß [Abschnitt 3.5](#) die Steifigkeit des Kraftsensors rechnerisch kompensiert. Hierfür werden die ermittelten Leerlaufauslenkungen aus der vorhergehenden Charakterisierung herangezogen und die gleichen In-plane-Aktoren mit den oben verwendeten Leistungsaufnahmen betrieben. [Abb. 223](#) zeigt für die fünf untersuchten Einzelaktoren sowohl die aufgenommenen Rohdaten als auch die korrigierten Kräfte. Bei den gemessenen Kräften im Bereich 4,3...5,2 mN treten Auslenkungen von ca. 7...16 μm auf, sodass die Blockierkräfte der Aktoren mittels [Gleichung 7](#) im Bereich 4,9...5,8 mN bestimmt werden. Durch Mittelwertbildung der Messwerte ergibt sich als nominaler Wert für die Blockierkraft eine Kraft von 5,2 mN bei einer Leistungsaufnahme von 72,8 mW (siehe [Abschnitt 8.5.1](#) [Abb. 131 b](#)).

Für einen der untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK zeigt [Abb. 224](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,2s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut. Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein-

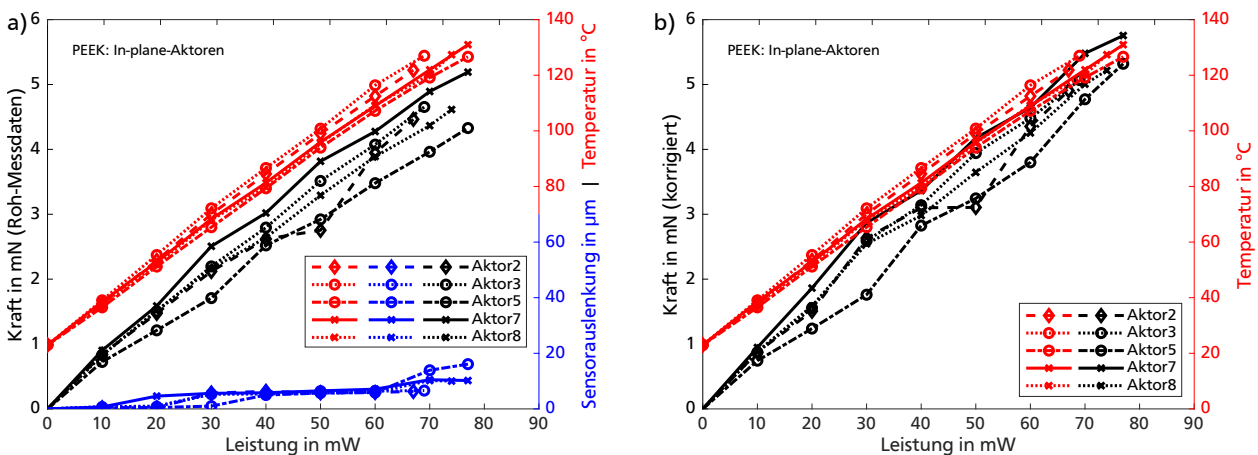


Abbildung 223: Gemessene Kräfte von In-plane-Aktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aufgenommene Aktorkennlinien (Rohdaten); b) Gemäß [Abschnitt 3.5](#) korrigierte Kennlinien.

und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird.

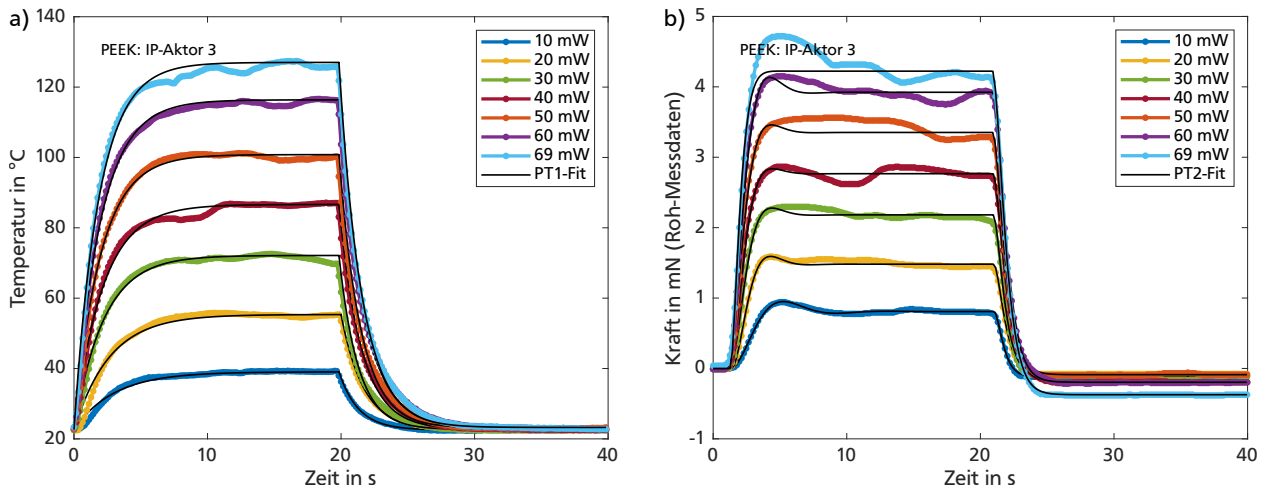


Abbildung 224: Thermische und mechanische Sprungantworten eines In-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 3) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

Abb. 225 zeigt für die fünf untersuchten In-plane-Aktoren aus PEEK die ermittelten Aufheiz- und Abkühlzeiten und die mechanischen Ansprechzeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. Abb. 226 stellt die selben Angaben für die Kraftmessung gegenüber. Bei niedrigen Heizleistungen ergeben sich bedingt durch die begrenzte Messauflösung und das Auswerteverfahren relativ hohe Streuungen. Da beim Betrieb der Aktoren die Heizleistung i.d.R. ausgereizt wird, werden im folgenden Vergleich die Ansprechzeiten und Zeitkonstanten jeweils an den zwei höchsten Leistungswerten betrachtet.

Aus den Temperaturverläufen sowohl aus der Auslenkungs- als auch der Kraftmessung ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 3,7...4,6 s und geringfügig niedrigere Abkühlzeiten im Bereich 3,2...4,2 s. Bei der Auslenkungsmessung werden Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 2,3...3,6 s und beim Abkühlen im Bereich 2,0...3,7 s ermittelt. Bei der Kraftmessung ergeben sich ähnliche Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 2,7...4,1 s und beim Abkühlen im Bereich 2,5...3,7 s.

Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 1,9...2,3 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,4...1,8 s. Die Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen im Bereich 1,1...1,6 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 0,7...1,5 s. Bei der Kraftmessung ergeben sich Zeitkonstanten beim Aufheizen im Bereich 0,5...1,1 s und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 0,8...1,4 s.

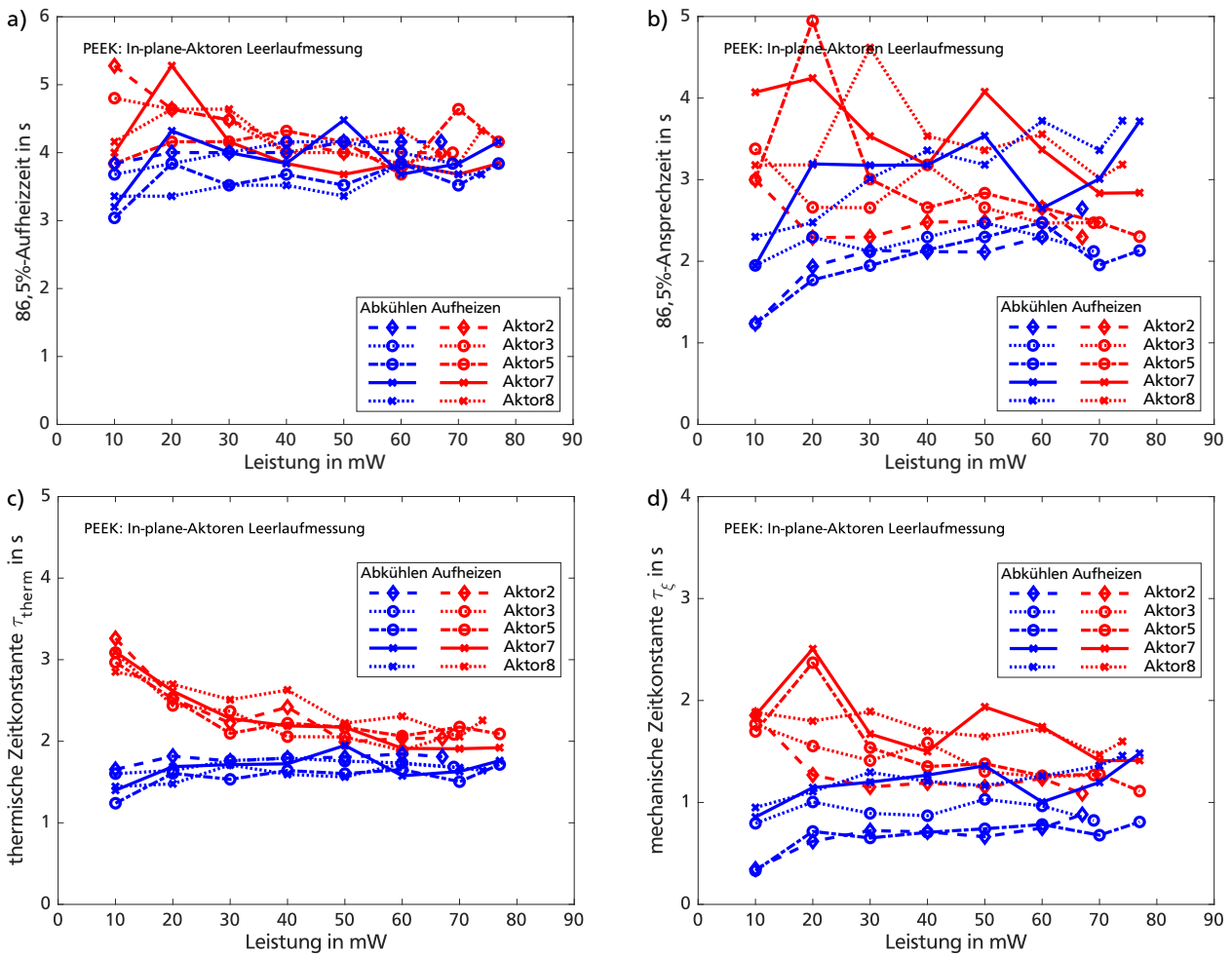


Abbildung 225: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von In-plane-Aktoren aus PEEK bei der Auslenkungsmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 5 untersuchte Aktoren; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

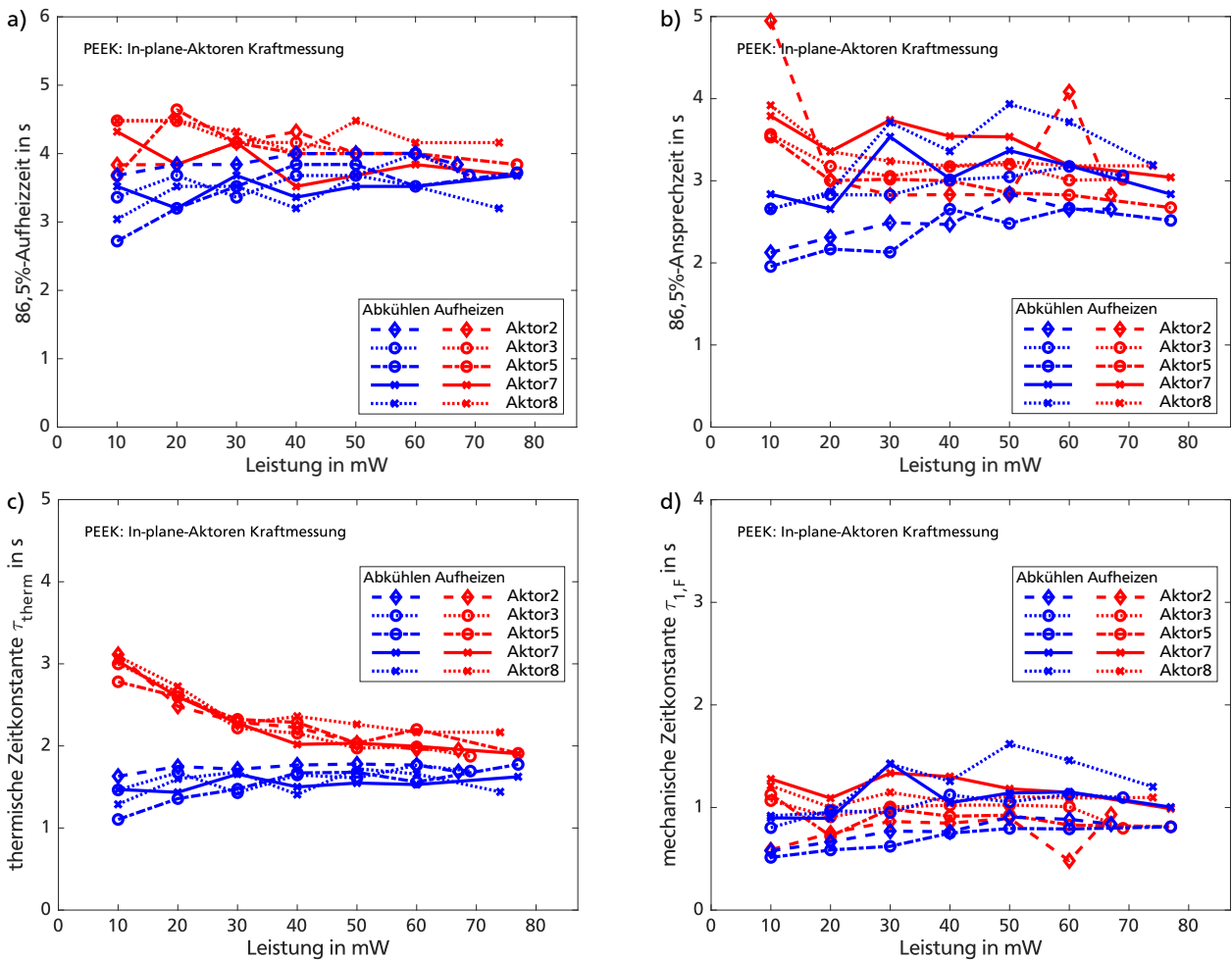


Abbildung 226: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von In-plane-Aktoren aus PEEK bei der Kraftmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 5 untersuchte Aktoren; b) Aus der Kraftmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

N.3 Out-of-plane-Aktoren aus SUEX

Für einen der untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX zeigen [Abb. 227](#) und [228](#) für beide Bewegungsrichtungen (Heben und Senken) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Für die Auslenkung in Senkrichtung bilden die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten ab, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird. [Abb. 229](#) zeigt zudem die elektrischen Widerstände der Kupfer-Heizelemente. Das Heizelement auf dem mittleren Balken weist einen Grundwiderstand von $87,2\Omega$ auf, der sich während des Aufheizvorgangs auf

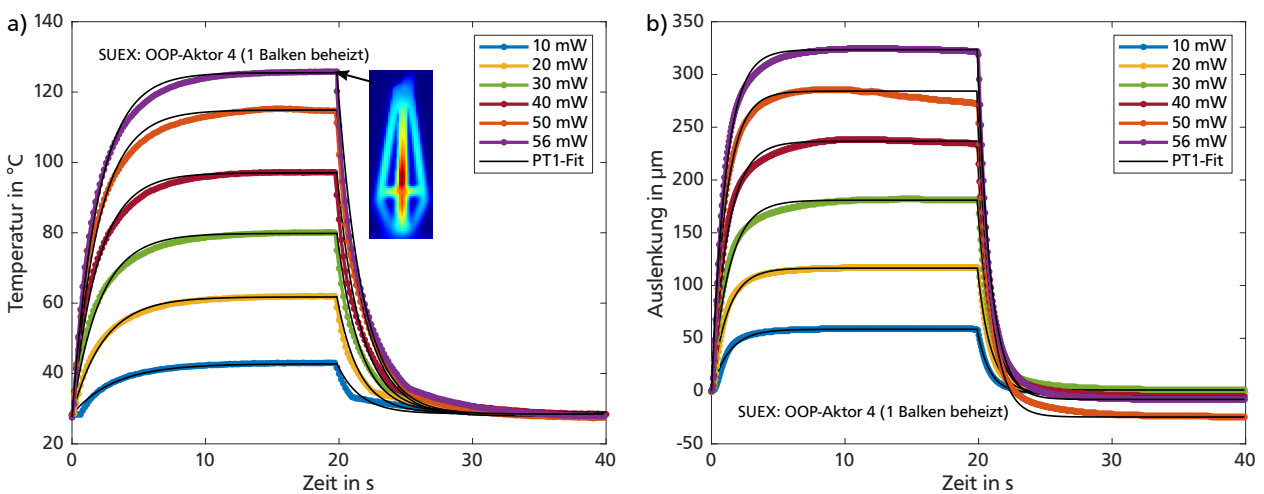


Abbildung 227: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr.4) bei der Auslenkungsmessung und einem beheizten Balken (Heben): a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen.

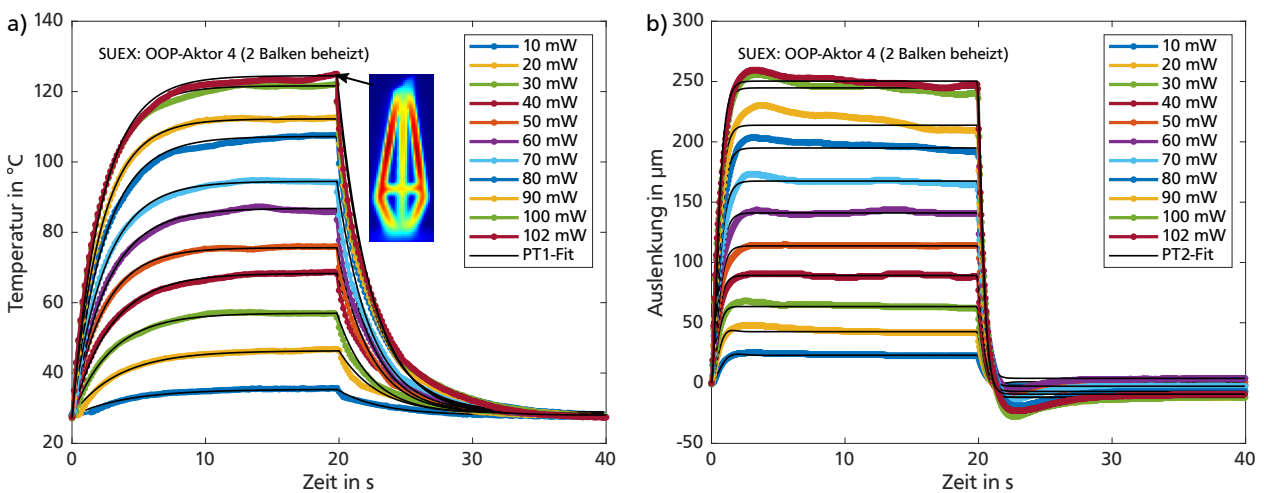


Abbildung 228: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr.4) bei der Auslenkungsmessung und zwei beheizten Balken (Senken): a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT2-Fit-Funktionen.

bis zu $104,7\ \Omega$ erhöht. Die Reihenschaltung der beiden Heizelemente auf den äußeren Balken weist einen Grundwiderstand von $163,6\ \Omega$ auf, der sich während des Aufheizvorgangs auf bis zu $194,5\ \Omega$ erhöht. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

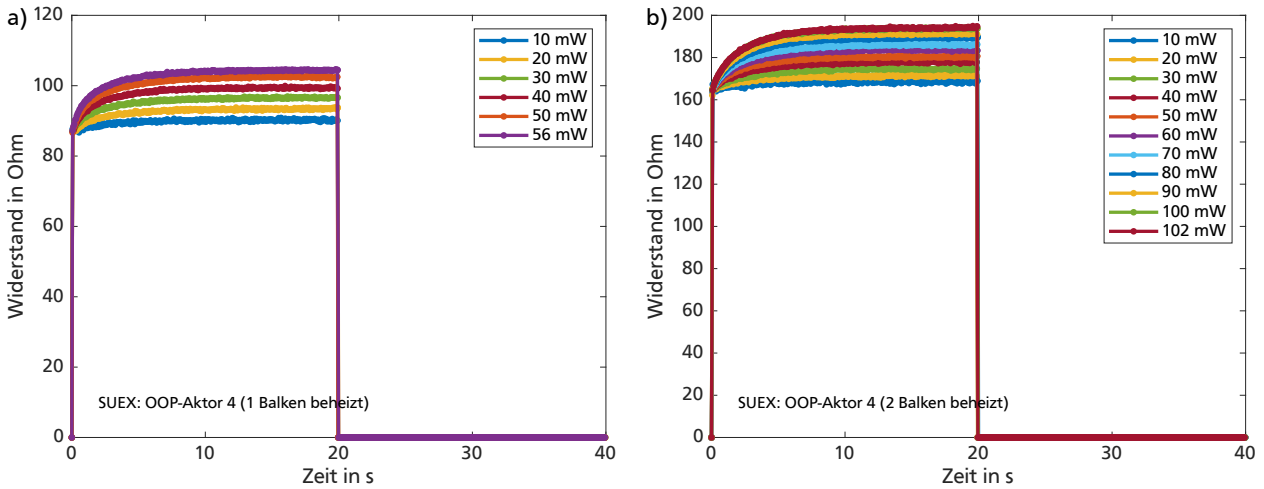


Abbildung 229: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Heizwiderstände eines Out-of-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr. 4) bei der Auslenkungsmessung: a) Bei einem beheizten Balken (Heben); a) Bei zwei beheizten Balken (Senken).

Abb. 230 zeigt die aufgenommenen Kennlinien von drei untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX. Bei der Hubbewegung mit einem beheizten Balken benötigen die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $124,1^\circ\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $56\text{...}67,5\ \text{mW}$. Die erreichbaren Auslenkungen beim Heben liegen im Bereich $305\text{...}336,6\ \mu\text{m}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-23,6\text{...}5,2\ \mu\text{m}$ auf. Nominale Werte für die Auslenkung beim Heben ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $321,7\ \mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $61,8\ \text{mW}$ (siehe Abschnitt 8.5.1 Abb. 128 a oben). Bei der Senkbewegung mit zwei beheizten Balken benötigen die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,8^\circ\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $102\text{...}104\ \text{mW}$. Die erreichbaren Auslenkungen beim Senken liegen im Bereich $247,1\text{...}258,1\ \mu\text{m}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren

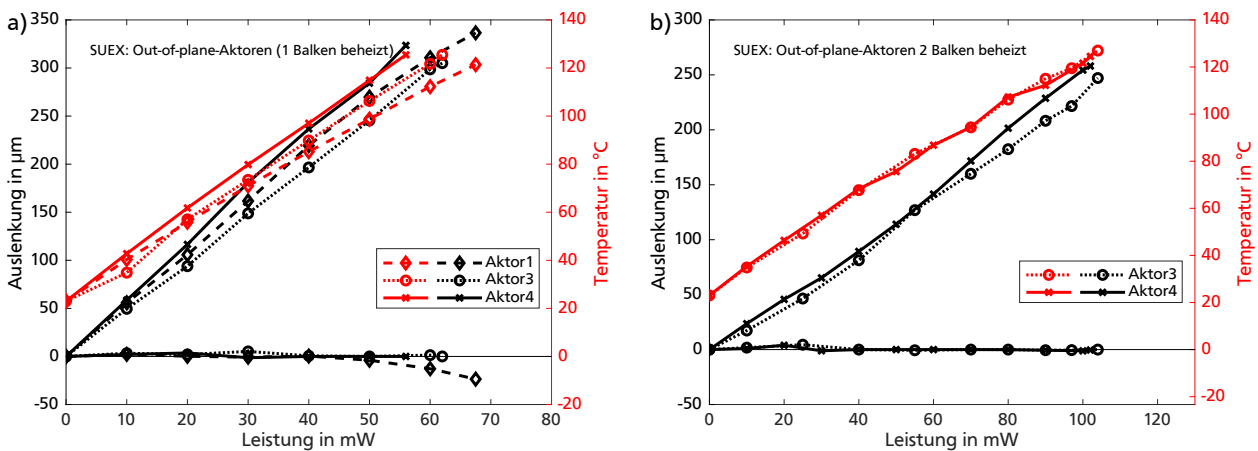


Abbildung 230: Aufgenommene Aktorkennlinien bei der Auslenkungsmessung von Out-of-plane-Aktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Bei einem beheizten Balken (Heben); a) Bei zwei beheizten Balken (Senken).

dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-1,2...0\ \mu\text{m}$ auf. Nominale Werte für die Auslenkung beim Senken ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $252,6\ \mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $103\ \text{mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 128 a unten](#)). Die Grundwiderstände der drei untersuchten Aktoren liegen für den mittleren Balken im Bereich $64,7...96\ \Omega$, die Grundwiderstände der parallelgeschalteten Heizelemente der äußeren Balken liegen im Bereich $154...164\ \Omega$. Während des Aufheizvorgangs erhöhen sich die Widerstände der mittleren Balken auf Werte im Bereich $79...114\ \Omega$ und die parallelgeschalteten Heizelemente der äußeren Balken erreichen Werte im Bereich $186...194\ \Omega$.

Für einen der Out-of-plane-Aktoren aus SUEX wird das Einlaufverhalten und die Nulllagenverschiebung bei bidirektionalem und bei unidirektionalem Betrieb untersucht. Für den Versuch werden mit dem Aktor bei der oben bestimmten Leistungsaufnahme 20 Aktorhübe durchgeführt und im Anschluss über 7 h hinweg die Position der Aktorspitze aufgezeichnet. Die Messdaten für den bidirektionalen Betrieb in [Abb. 231 a](#) zeigt ein Einlaufverhalten des Aktors, wobei sich innerhalb der ersten 4 Aktorhübe eine Nulllagenverschiebung von $-30,5\ \mu\text{m}$ einstellt und sich die Nulllagenverschiebung im weiteren Betrieb auf geringe $-3\ \mu\text{m}$ reduziert. Die erreichbaren Auslenkungen des Out-of-plane-Aktors verschieben sich während den 20 Aktorhüben um maximal $35,8\ \mu\text{m}$, was ungefähr dem Betrag der Nulllagenverschiebung entspricht und die erreichbare Auslenkung in Senkrichtung (2 Balken beheizt) reduziert. Nach dem Betrieb des Aktors reduziert sich die Nulllagenverschiebung allerdings nach ca. 4 h auf nahezu null, sodass der Aktor in die Ursprungsposition zurückkehrt. Im unidirektionalen Betrieb in [Abb. 231 b und c](#) ergeben sich über 20 Aktorhübe hinweg Nulllagenverschiebungen von bis zu $24\ \mu\text{m}$, allerdings kann auch hier nach dem Betrieb des Aktors ein Rückgang der Nulllagenverschiebung nach einigen Stunden beobachtet werden.

Die Ergebnisse decken sich mit Untersuchungen von [Dörr \[202\]](#), der für ca. $300\ \mu\text{m}$ dicke In-plane-Pseudobimorph-Aktoren aus SU-8 einen reversiblen Rückgang der Nulllagenverschiebung innerhalb von ca. 48 h beobachtet. [Dörr](#) erklärt das Auftreten der Nulllagenverschiebung mit dem Ausdiffundieren von Feuchtigkeit während der Erwärmung des Kunststoffes und dem resultierenden Volumenschwund bzw. der Verkürzung des erwärmten Balkens. Der Rückgang der Nulllagenverschiebung im unbestromten Zustand ergibt sich durch die langsame Absorption von Feuchtigkeit aus der umgebenden Luft [\[202\]](#).

Zur Bestimmung der Aktorkräfte wird gemäß [Abschnitt 3.5](#) die Steifigkeit des Kraftsensors rechnerisch kompensiert. Da bei den erreichbaren Kräften nur das Heben relevant ist, werden die erreichbaren Kräfte nur bei beheizten Mittelbalken des Out-of-plane-Aktors bestimmt. [Abb. 232](#) zeigt für zwei untersuchte Einzelaktoren sowohl die aufgenommenen Rohdaten als auch die korrigierten Kräfte in Hubrichtung der Aktoren. Bei den gemessenen Kräften im Bereich $6,36...6,7\ \text{mN}$ treten Auslenkungen von ca. $13,8...14,8\ \mu\text{m}$ auf, sodass die Blockierkräfte der Aktoren mittels [Gleichung 7](#) im Bereich $6,78...7,01\ \text{mN}$ bestimmt werden. Durch Mittelwertbildung der Messwerte ergibt sich als nominaler Wert eine Blockierkraft von $6,9\ \text{mN}$ bei einer Leistungsaufnahme von $60\ \text{mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 128 b](#)). Für die Senkrichtung werden keine Kräfte bestimmt.

Für einen der untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX zeigt [Abb. 233](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der

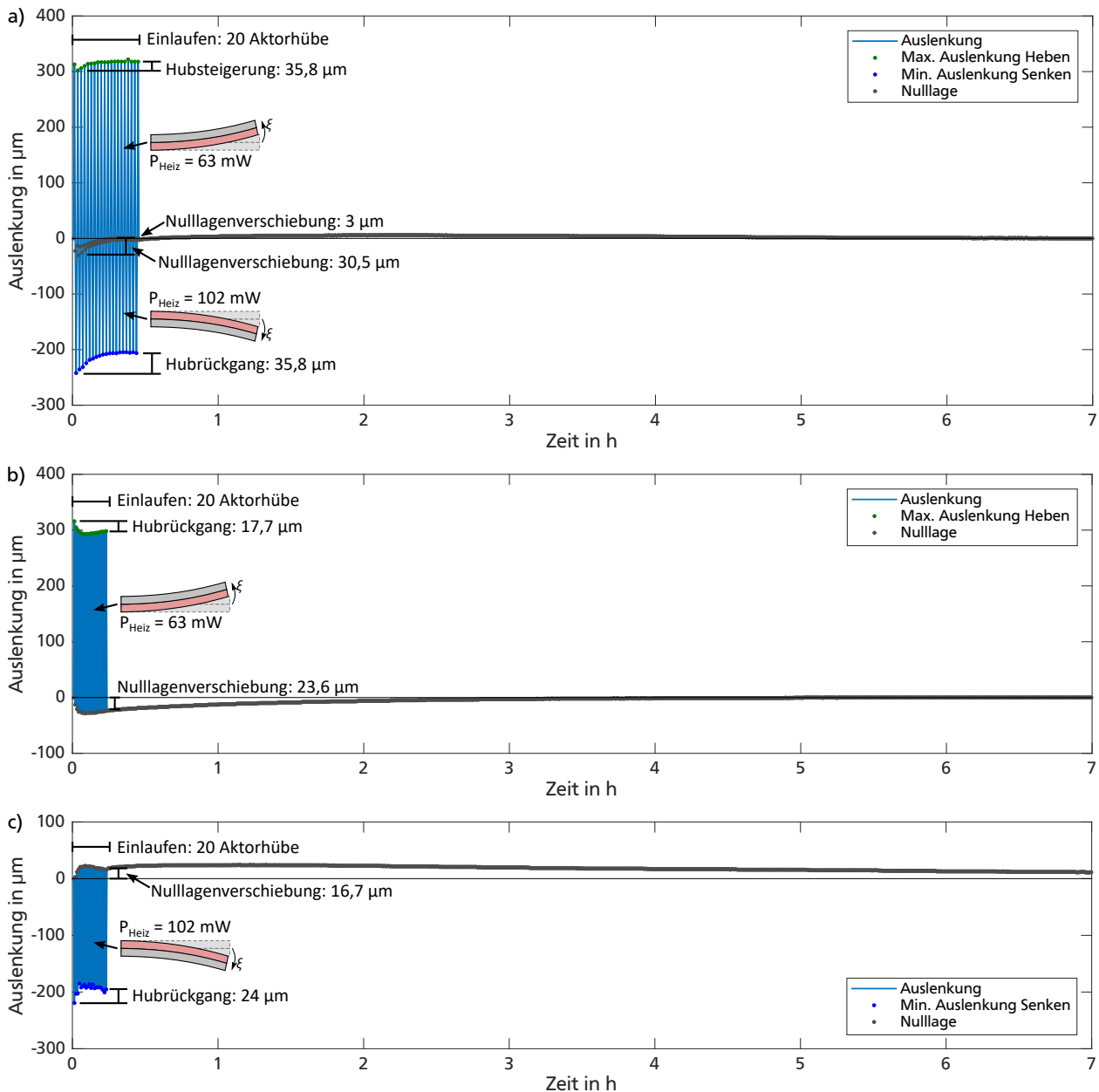


Abbildung 231: Einlaufverhalten und Nulllagenverschiebung eines Out-of-plane Aktors aus SUEX (Aktor Nr.3) nach 20 Aktorzyklen mit Heiz- und Abkühldauer von je 20 s: a) Symmetrisches bidirektionales Einlaufen; b) Asymmetrisches unidirektionales Einlaufen bei Bestromung des mittleren Balkens; c) Asymmetrisches unidirektionales Einlaufen bei Bestromung der beiden äußeren Balken.

Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft erst um ca. 0,9...1,2 s zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut. Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird.

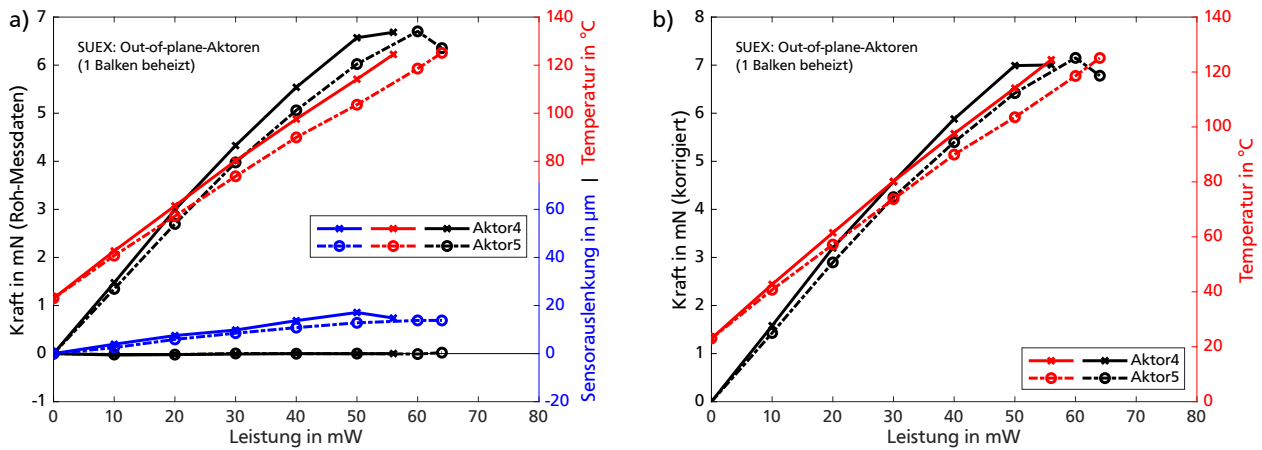


Abbildung 232: Gemessene Kräfte von Out-of-plane-Aktoren aus SUEX in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aufgenommene Aktorkennlinien (Rohdaten); b) Gemäß [Abschnitt 3.5](#) korrigierte Kennlinien.

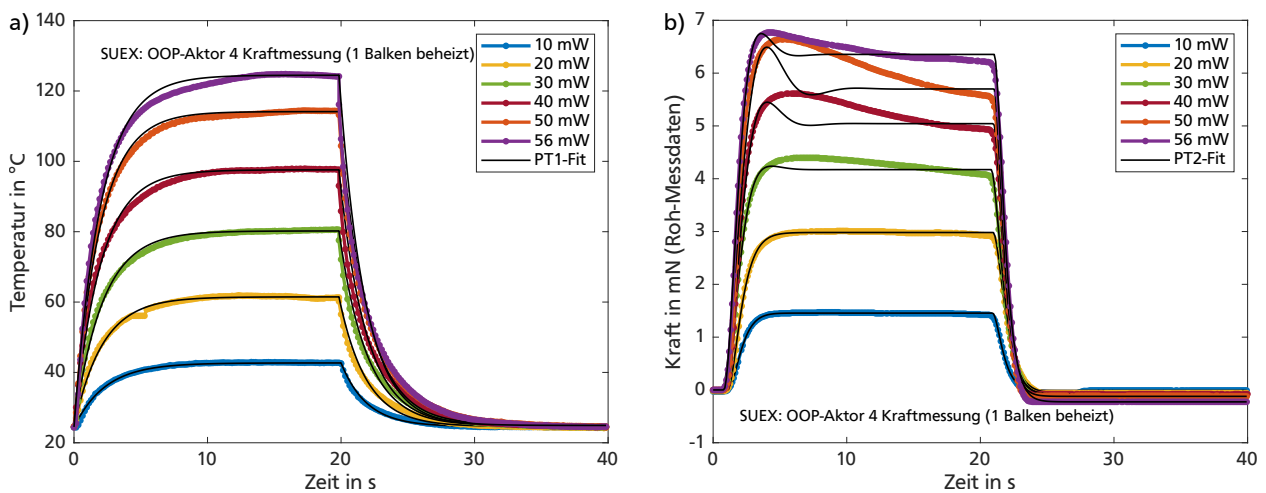


Abbildung 233: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus SUEX (Aktor Nr. 4) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

[Abb. 234](#) zeigt für die drei untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus SUEX die ermittelten Aufheiz- und Abkühlzeiten und die mechanischen Ansprechzeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. [Abb. 235](#) stellt die selben Angaben für die Kraftmessung gegenüber. Bei niedrigen Heizleistungen ergeben sich bedingt durch die begrenzte Messauflösung und das Auswerteverfahren relativ hohe Streuungen. Da beim Betrieb der Aktoren die Heizleistung i.d.R. ausgereizt wird, werden im folgenden Vergleich die Ansprechzeiten und Zeitkonstanten jeweils an den zwei höchsten Leistungswerten betrachtet.

Für die Hubbewegung mit einem beheizten Balken ergeben sich sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung Aufheizzeiten im Bereich 3,8...4,3 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 4,2...5,1 s. Bei der Auslenkungsmessung werden Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 1,7...2,4 s und beim Abkühlen im Bereich 1,8...2,1 s ermittelt. Bei der Kraftmessung ergeben sich ähnliche Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 2,4...2,8 s und beim Abkühlen im Bereich 2,4...2,9 s. Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 1,7...2,0 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,8...2,1 s. Die

Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen im Bereich 0,9...1,1 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 0,8...1,0 s. Bei der Kraftmessung ergeben sich Zeitkonstanten beim Aufheizen im Bereich 0,8...1,0 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 0,8...0,9 s.

Für die Senkbewegung mit zwei beheizten Balken ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 4,5...5,0 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 5,6...5,9 s. Die Ansprechzeiten bei der Auslenkungsmessung liegen beim Aufheizen im Bereich 1,5...1,6 s und beim Abkühlen geringfügig geringer im Bereich 1,2...1,4 s. Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 2,0...2,3 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 2,5...2,7 s. Die Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen bei ca. 0,6 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger bei ca. 0,5 s.

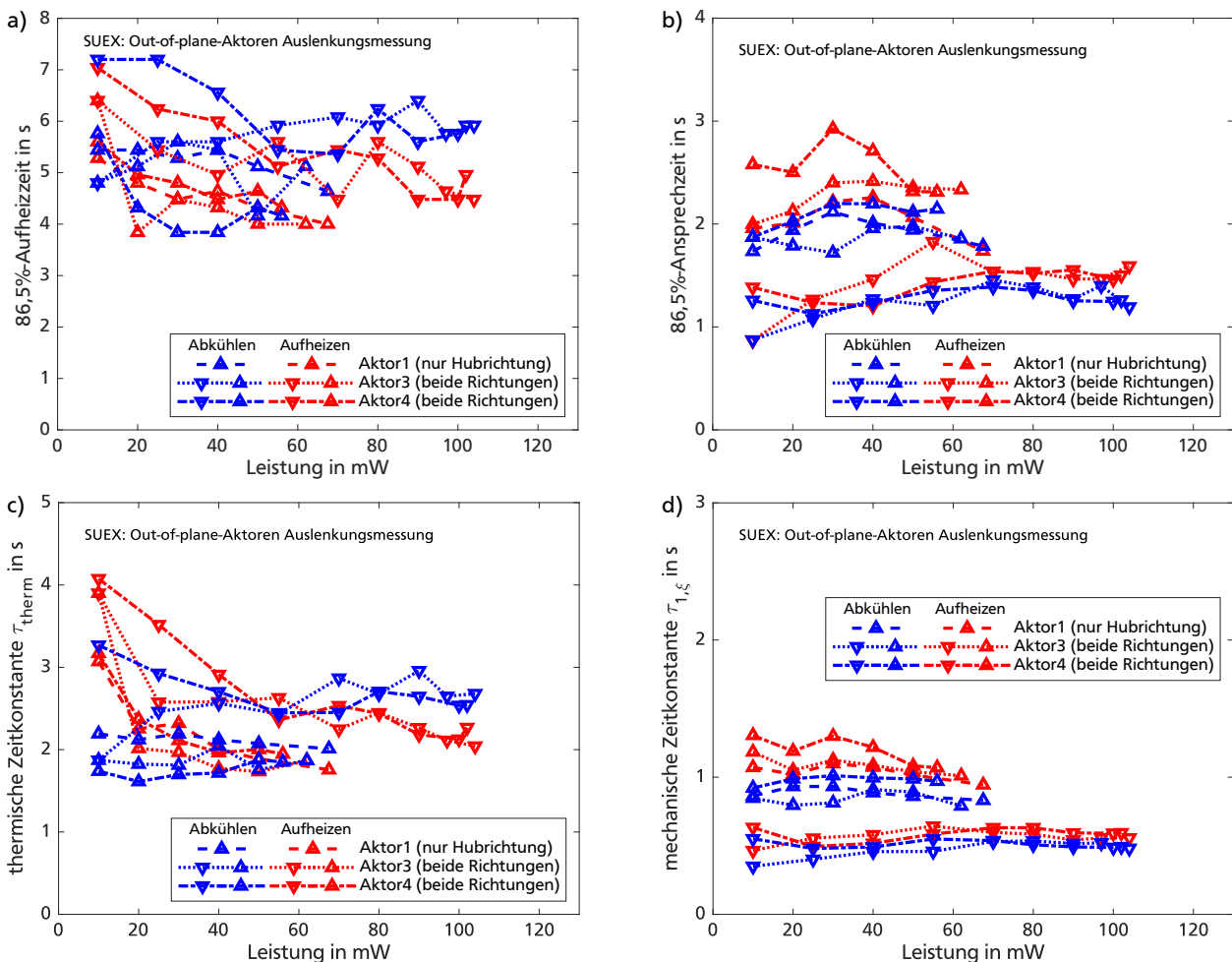


Abbildung 234: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von Out-of-plane-Aktoren aus SUEX bei der Auslenkungsmessung in beiden Bewegungsrichtungen (Heben und Senken) in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 3 untersuchte Aktoren; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

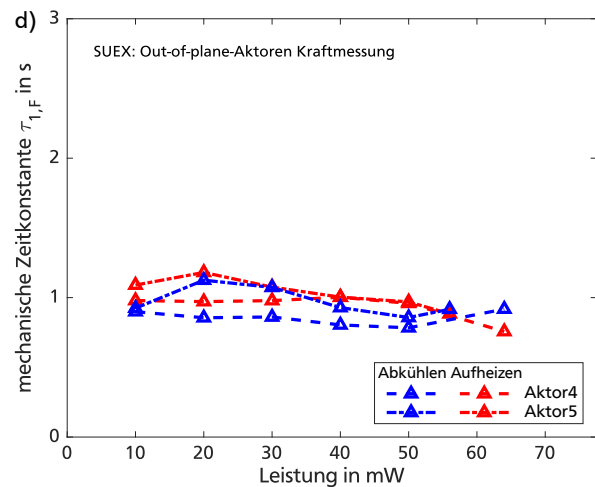
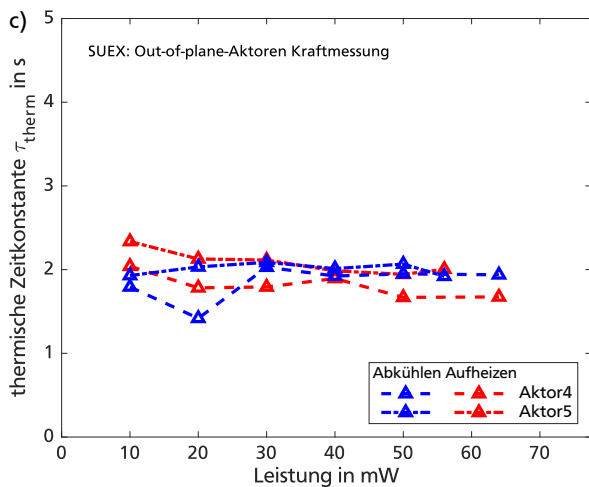
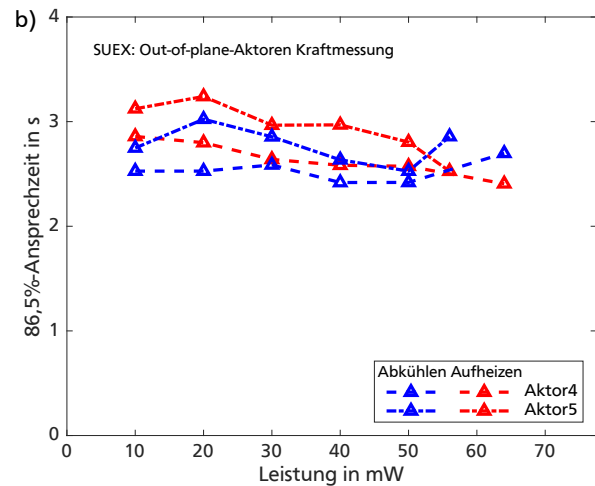
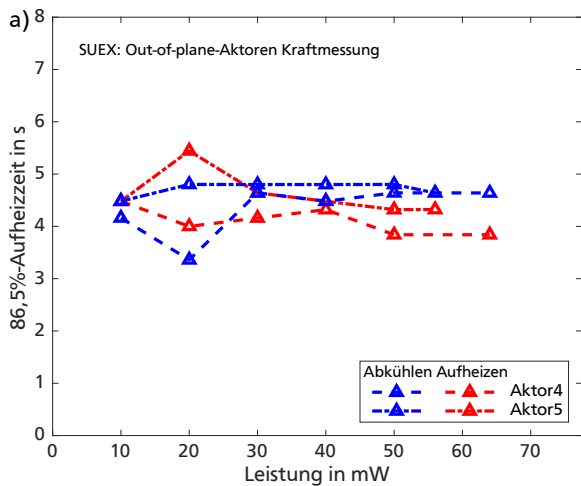


Abbildung 235: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von Out-of-plane-Aktoren aus SUEX bei der Kraftmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 2 untersuchte Aktoren; b) Aus der Kraftmessung bestimmte mechanische 86,5%-Anspruchzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

N.4 Out-of-plane-Aktoren aus PEEK

Für einen der untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK zeigen [Abb. 236](#) und [237](#) für beide Bewegungsrichtungen (Heben und Senken) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der Auslenkung sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Für die Auslenkung in Senkrichtung bilden die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten ab, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird. [Abb. 238](#) zeigt zudem den elektrischen Widerstand der Konstantan-Heizelemente während den Aufheizvorgängen, wobei sich die Widerstände während der Erwärmung nicht verändern. Das Heizelement auf

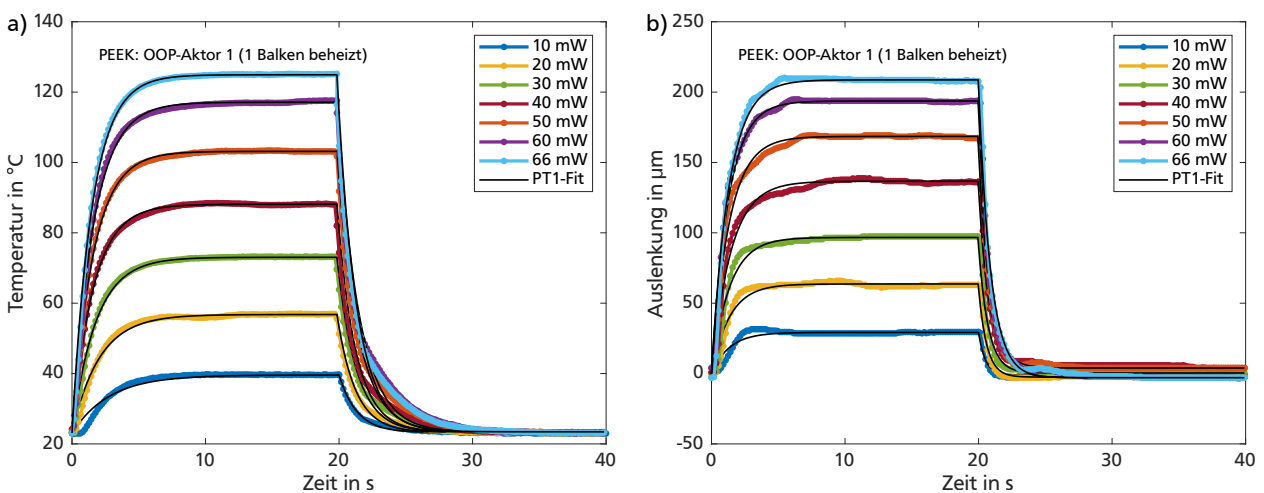


Abbildung 236: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung und einem beheizten Balken (Heben): a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT1-Fit-Funktionen.

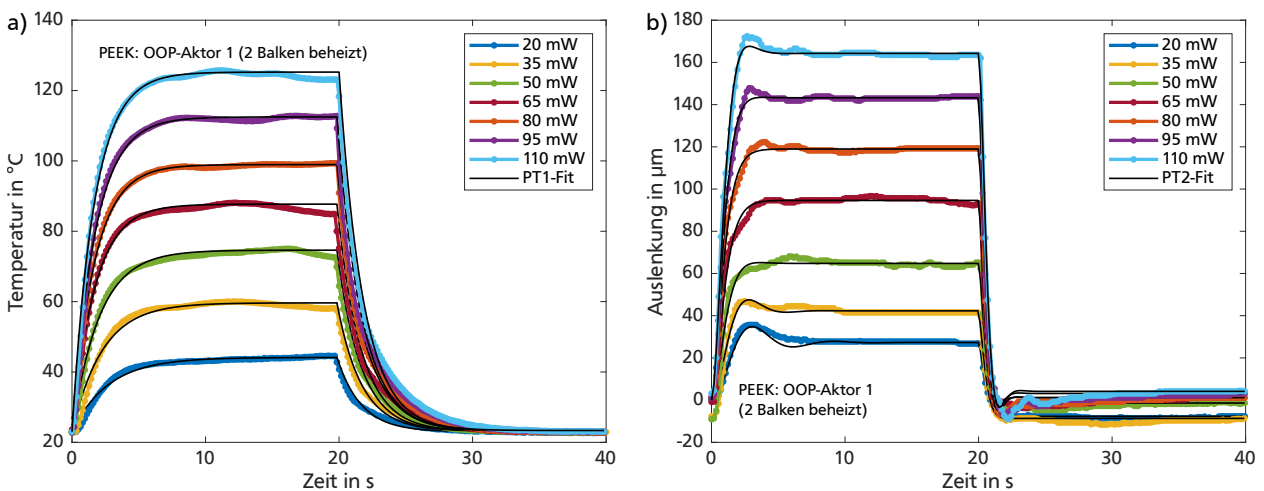


Abbildung 237: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung und zwei beheizten Balken (Senken): a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Auslenkung und PT2-Fit-Funktionen.

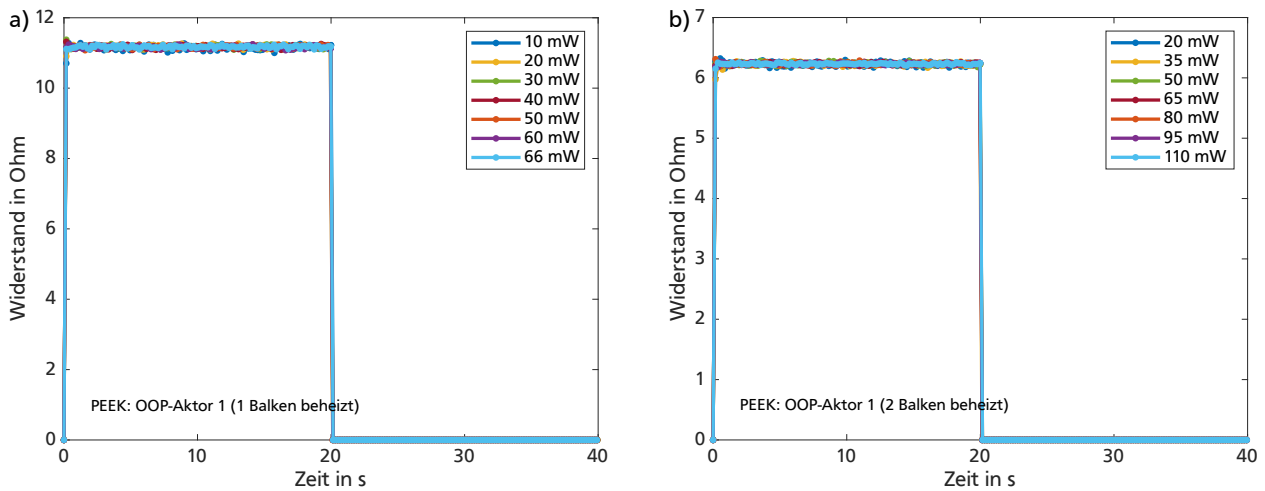


Abbildung 238: Zeitlicher Verlauf der gemessenen Heizwiderstände eines Out-of-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 1) bei der Auslenkungsmessung: a) Bei einem beheizten Balken (Heben); a) Bei zwei beheizten Balken (Senken).

dem mittleren Balken weist einen Widerstand von ca. $11,2\Omega$ und die Parallelschaltung der beiden Heizelemente auf den äußeren Balken weist einen Widerstand von ca. $6,2\Omega$ auf. Während des Abkühlvorgangs wird der Widerstand nicht gemessen und daher in den Messdaten auf null gesetzt.

Abb. 239 zeigt die aufgenommenen Kennlinien von drei untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK. Bei der Hubbewegung mit einem beheizten Balken benötigen die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,2^\circ\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $65\text{...}66\text{ mW}$. Die erreichbaren Auslenkungen beim Heben liegen im Bereich $140,1\text{...}208,7\text{ }\mu\text{m}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-3,5\text{...}3,9\text{ }\mu\text{m}$ auf. Nominale Werte für die Auslenkung beim Heben ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $183,2\text{ }\mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $65,7\text{ mW}$ (siehe Abschnitt 8.5.1 Abb. 132 a oben). Bei der Senkbewegung mit zwei beheizten Balken benötigen die Aktoren zum Erreichen der Maximaltemperatur von durchschnittlich $125,3^\circ\text{C}$ Leistungsaufnahmen im Bereich $101\text{...}110\text{ mW}$. Die erreichbaren Auslenkungen beim Senken liegen im Bereich $159,9\text{...}183,6\text{ }\mu\text{m}$. In dem unidirektionalen Messbetrieb weisen die Aktoren

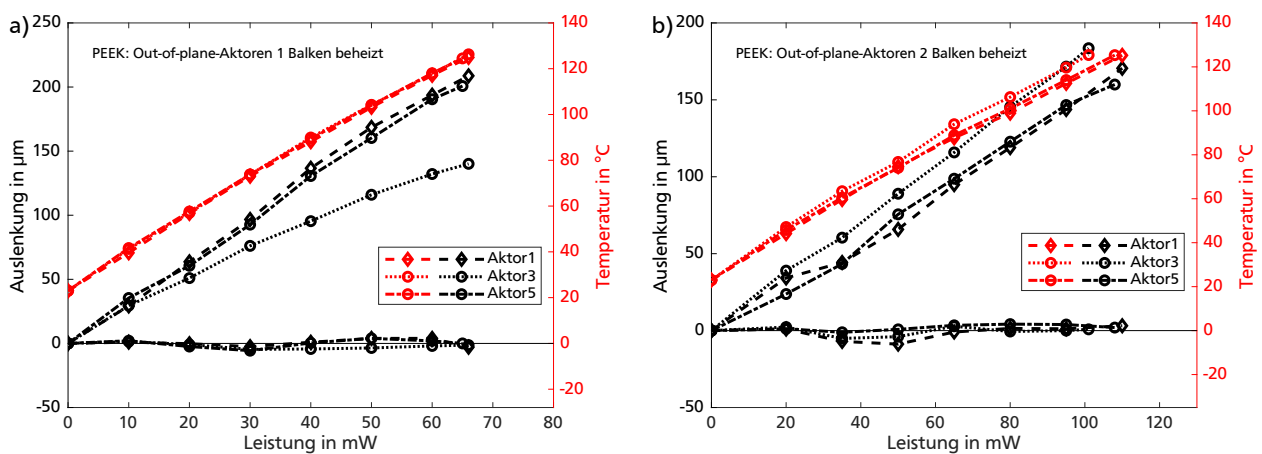


Abbildung 239: Aufgenommene Aktorkennlinien bei der Auslenkungsmessung von Out-of-plane-Aktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Bei einem beheizten Balken (Heben); a) Bei zwei beheizten Balken (Senken).

dabei geringe Nulllagenverschiebungen im Bereich $-8,8...4,2\ \mu\text{m}$ auf. Nominale Werte für die Auslenkung beim Senken ergeben sich durch Mittelwertbildung der Messwerte mit einer Auslenkung von $171,4\ \mu\text{m}$ bei einer Leistungsaufnahme von $106,3\ \text{mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 132 a unten](#)). Die Widerstände der drei untersuchten Aktoren liegen für den mittleren Balken im Bereich $11,1...11,2\ \Omega$, die parallelgeschalteten Heizelemente der äußeren Balken liegen im Bereich $6,2...6,3\ \Omega$.

Zur Bestimmung der Aktorkräfte wird gemäß [Abschnitt 3.5](#) die Steifigkeit des Kraftsensors rechnerisch kompensiert. Hierfür werden die ermittelten Leerlaufauslenkungen aus der vorhergehenden Charakterisierung herangezogen und die gleichen Out-of-plane-Aktoren mit den oben verwendeten Leistungsaufnahmen betrieben. Da bei den erreichbaren Kräften nur das Heben relevant ist, werden die erreichbaren Kräfte nur bei beheizten Mittelbalken des Out-of-plane-Aktors bestimmt. [Abb. 240](#) zeigt für vier untersuchte Einzelaktoren sowohl die aufgenommenen Rohdaten als auch die korrigierten Kräfte in Hubrichtung der Aktoren. Bei den gemessenen Kräften im Bereich $0,96...1,68\ \text{mN}$ treten Auslenkungen von ca. $1,1...3,9\ \mu\text{m}$ auf, sodass die Blockierkräfte der Aktoren mittels [Gleichung 7](#) im Bereich $0,97...1,71\ \text{mN}$ bestimmt werden. Durch Mittelwertbildung der Messwerte ergibt sich als nominaler Wert für die Blockierkraft eine Kraft von $1,4\ \text{mN}$ bei einer Leistungsaufnahme von $67,5\ \text{mW}$ (siehe [Abschnitt 8.5.1 Abb. 132 bb](#)). Für die Senkrichtung werden keine Kräfte bestimmt.

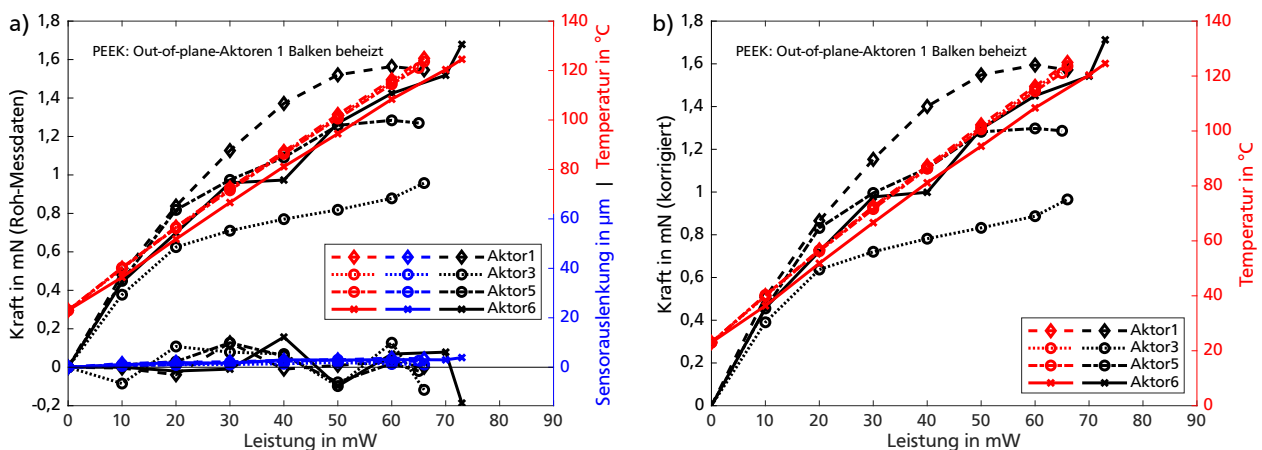


Abbildung 240: Gemessene Kräfte von Out-of-plane-Aktoren aus PEEK in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aufgenommene Aktorkennlinien (Rohdaten); b) Gemäß [Abschnitt 3.5](#) korrigierte Kennlinien.

Für einen der untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK zeigt [Abb. 241](#) die Rohdaten der gemessenen Temperaturverläufe und den zeitlichen Verlauf der gemessenen Kraft sowie die rechnerisch ermittelten Fit-Funktionen. Die Temperaturverläufe beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT1-Fit-Funktionen gut abgebildet. Im Vergleich der Zeitverläufe der Temperatur und Kraft zeigt sich, dass sich die Kraft um ca. $0,9...2,5\ \text{s}$ erst zeitverzögert zum Temperaturanstieg aufbaut. Da auch beim Abbauen der Kraft ein Zeitversatz im selben Bereich zum Temperaturabbau zu beobachten ist, wird die beobachtete Zeitverzögerung in den Messdaten einer geringen Reaktionszeit des verwendeten Kraftsensors zugeschrieben. Die steilen Flanken beim Ein- und Ausschalten werden durch die verwendeten PT2-Fit-Funktionen gut abgebildet, sodass sich die charakteristische Zeitkonstante τ_1 aus der Fit-Funktionen bestimmen lässt. Die Dämpfung bzw. die Abklingkonstante δ_e werden beim Least-Squares-Fit allerdings i.d.R. zu hoch geschätzt, sodass das beobachtbare Überschwingen durch die gefittete Kurve nicht im gesamten Verlauf abgebildet wird.

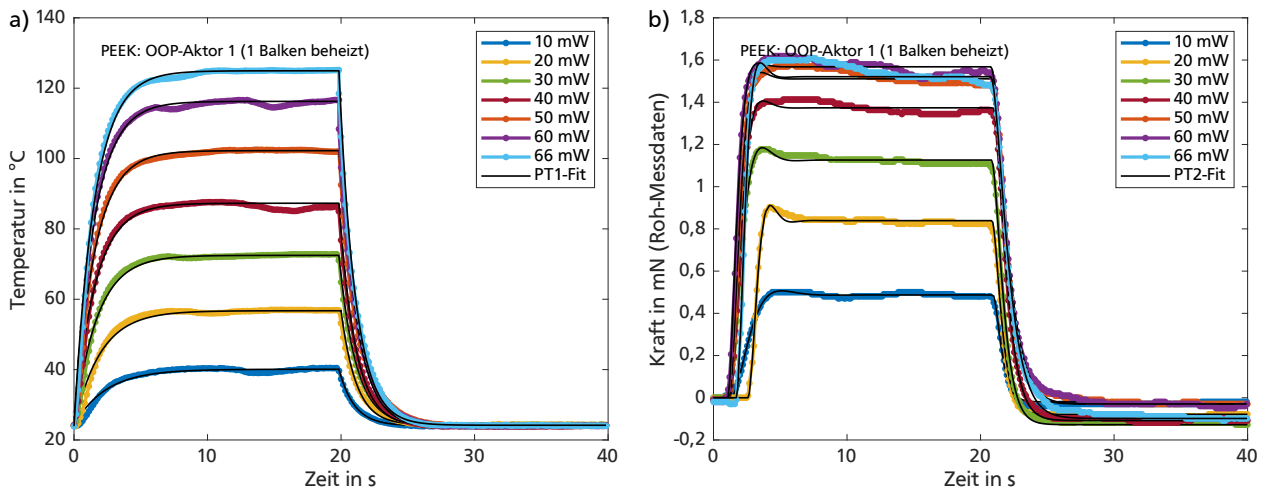


Abbildung 241: Thermische und mechanische Sprungantworten eines Out-of-plane-Aktors aus PEEK (Aktor Nr. 1) bei der Kraftmessung: a) Gemessene Maximaltemperatur und PT1-Fit-Funktionen; b) Gemessene Kraft (Rohdaten) und PT2-Fit-Funktionen.

Abb. 242 zeigt für die drei untersuchten Out-of-plane-Aktoren aus PEEK die ermittelten Aufheiz- und Abkühlzeiten und die mechanischen Ansprechzeiten während der Auslenkungsmessung sowie die aus den Fit-Funktionen ermittelten thermischen und mechanischen Zeitkonstanten. Abb. 243 stellt die selben Angaben für die Kraftmessung gegenüber. Bei niedrigen Heizleistungen ergeben sich bedingt durch die begrenzte Messauflösung und das Auswerteverfahren relativ hohe Streuungen. Da beim Betrieb der Aktoren die Heizleistung i.d.R. ausgereizt wird, werden im folgenden Vergleich die Ansprechzeiten und Zeitkonstanten jeweils an den zwei höchsten Leistungswerten betrachtet.

Für die Hubbewegung mit einem beheizten Balken ergeben sich sowohl bei der Auslenkungs- als auch bei der Kraftmessung Aufheizzeiten im Bereich 2,9...3,4 s und Abkühlzeiten im Bereich 2,7...4,2 s. Bei der Auslenkungsmessung werden Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 1,9...3,0 s und beim Abkühlen im Bereich 1,6...2,1 s ermittelt. Bei der Kraftmessung ergeben sich ähnliche Ansprechzeiten beim Aufheizen im Bereich 2,0...2,8 s und beim Abkühlen im Bereich 2,6...3,5 s. Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 1,4...1,7 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,2...1,6 s. Die Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen im Bereich 0,8...1,3 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 0,6...0,9 s. Bei der Kraftmessung ergeben sich Zeitkonstanten beim Aufheizen im Bereich 0,4...0,7 s und beim Abkühlen geringfügig höher im Bereich 1,1...1,5 s.

Für die Senkbewegung mit zwei beheizten Balken ergeben sich Aufheizzeiten im Bereich 3,2...4,2 s und geringfügig höhere Abkühlzeiten im Bereich 3,7...4,7 s. Die Ansprechzeiten bei der Auslenkungsmessung liegen beim Aufheizen im Bereich 2,1...2,8 s und beim Abkühlen geringfügig geringer im Bereich 1,4...2,1 s. Die thermischen Zeitkonstanten werden beim Aufheizen im Bereich 1,6...2,0 s ermittelt und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 1,5...1,9 s. Die Zeitkonstante bei der Auslenkungsmessung ergibt sich beim Aufheizen im Bereich 0,8...1,2 s und beim Abkühlen geringfügig niedriger im Bereich 0,5...0,8 s.

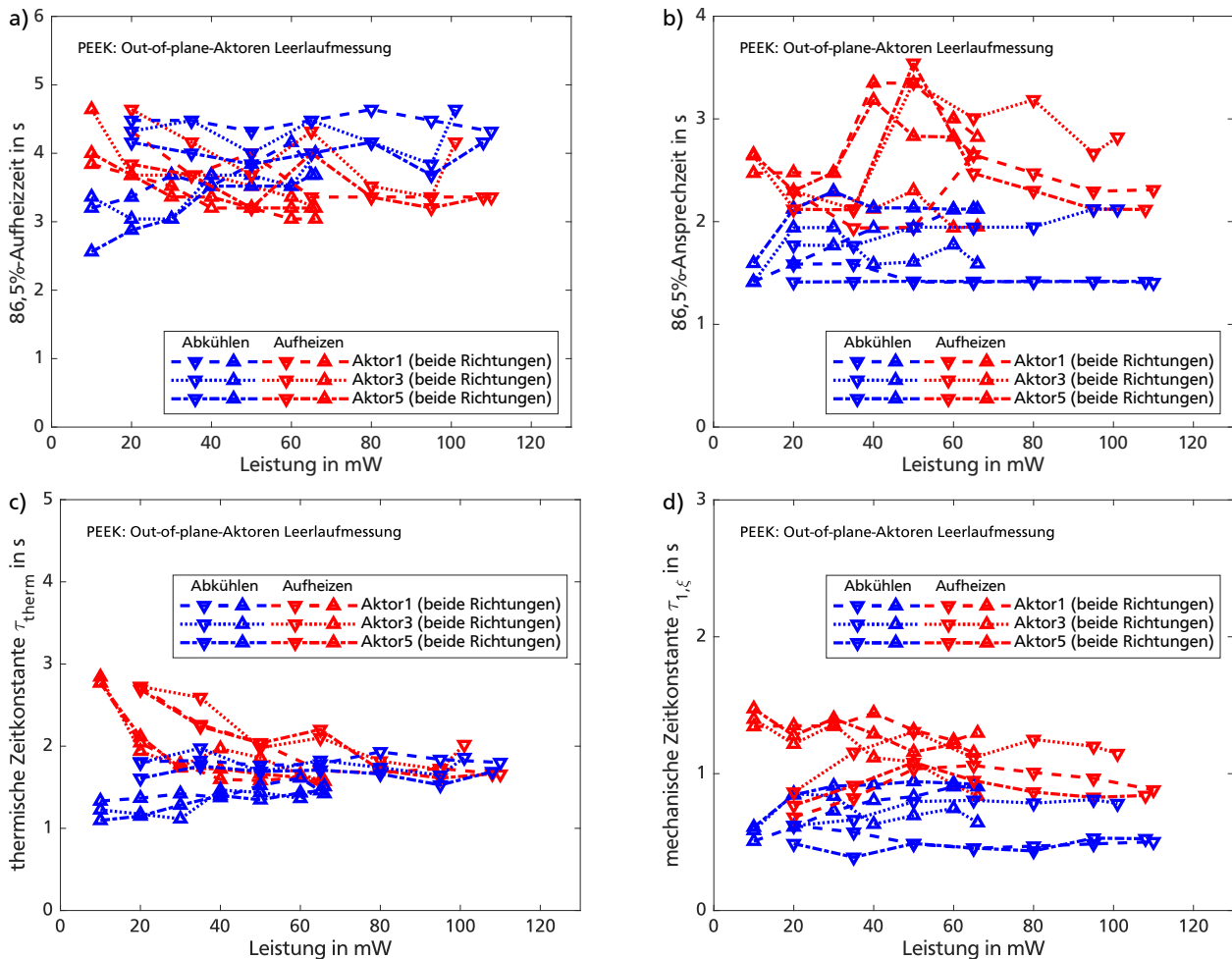


Abbildung 242: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von Out-of-plane-Aktoren aus PEEK bei der Auslenkungsmessung in beiden Bewegungsrichtungen (Heben und Senken) in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 3 untersuchte Aktoren; b) Aus der Auslenkungsmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

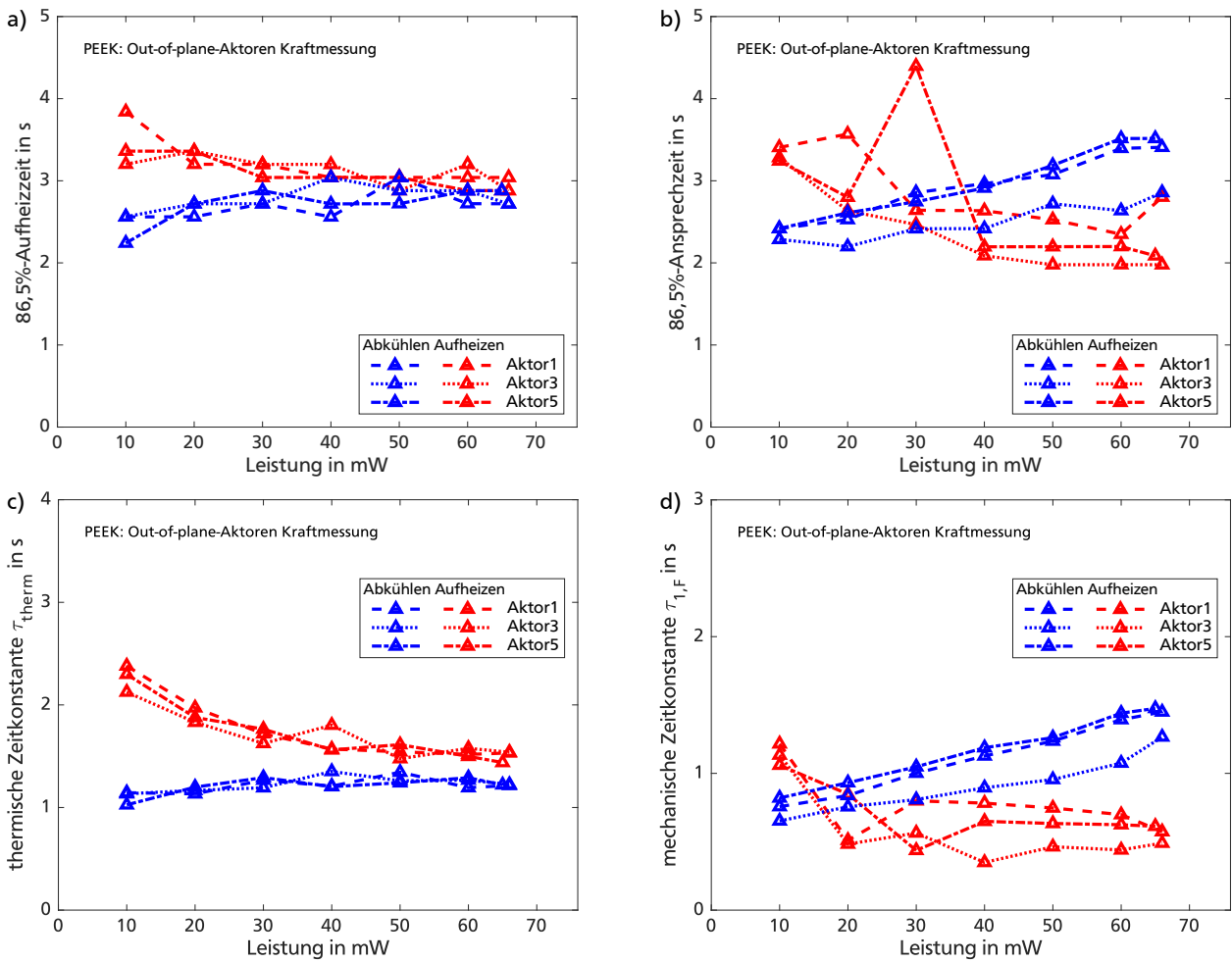


Abbildung 243: Antwortzeiten und Zeitkonstanten von Out-of-plane-Aktoren aus PEEK bei der Kraftmessung in Abhängigkeit der Heizleistung: a) Aus der Temperaturmessung bestimmte 86,5%-Aufheizzeiten für 3 untersuchte Aktoren; b) Aus der Kraftmessung bestimmte mechanische 86,5%-Ansprechzeiten derselben Aktoren; c) Mittels Fit-Funktionen bestimmte thermische Zeitkonstanten; d) Mittels Fit-Funktionen bestimmte mechanische Zeitkonstanten.

Literaturverzeichnis

Referenzierte Literatur

- [1] WORLD HEALTH ORGANIZATION (WHO). *Global Data on visual impairments 2010*. 2012. URL: <http://www.who.int/blindness/GLOBALDATAFINALforweb.pdf> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [2] BOURNE, R. R. A. u. a. *Magnitude, temporal trends, and projections of the global prevalence of blindness and distance and near vision impairment: a systematic review and meta-analysis*. In: „The Lancet Global Health“ 5.9 (2017), p888–p897. ISSN: 2214-109X.
- [3] ACKLAND, P.; RESNIKOFF, S. und BOURNE, R. *World blindness and visual impairment: despite many successes, the problem is growing*. In: „Community Eye Health“ 30.100 (2017), S. 71–73. ISSN: 0953-6833.
- [4] WORLD HEALTH ORGANIZATION (WHO). *Blindness and visual impairment*. Fact Sheet. 2017. URL: <http://www.who.int/news-room/fact-sheets/detail/blindness-and-visual-impairment> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [5] PRESCHER, D. *Taktile Interaktion auf flächigen Brailledisplays*. Dissertation. Technische Universität Dresden, 2016.
- [6] KURZE, M. *Methoden zur computergenerierten Darstellung räumlicher Gegenstände für Blinde auf taktilen Medien*. Dissertation. Freie Universität Berlin, Universitätsbibliothek, 1999. URL: <http://webdoc.sub.gwdg.de/ebook/diss/2003/fu-berlin/1999/37/> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [7] BEXTEN, E. M. ZU und MEYER-ZU, E. *Eine Zukunft ohne Menschen!? Die Rolle der Medizininformatik für behinderte Menschen*. In: „GI Jahrestagung“. 2002, S. 183–220.
- [8] IHNÁTOVÁ, Z. und REŽNÁKOVÁ, E. *The Importance of Reflecting Intercultural Differences in Building PR Campaign Strategy*. In: „Creative and Knowledge Society/Internacional Scientific Journal“ (). URL: http://zuzanaihnatova.com/img/publikacie/The%20importance%20of%20str%2017_30.pdf (besucht am 12. Feb. 2019).
- [9] BECKMANN, U. *BRZ: InfoDot 40 ps - die vielseitige Braillezeile*. fluSoft GbR. URL: <http://www.zoomtext.de/produkte/brz/id40ps/index.html> (besucht am 15. Juni 2018).
- [10] HAENEL, M. *Die Braillezeile*. URL: <http://www.matthias-haenel.de/wazeile.html> (besucht am 15. Juni 2018).
- [11] NV ACCESS. *Homepage - Empowering lives through non-visual access to technology*. URL: <https://www.nvaccess.org/> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [12] BLINDSHELL. *BlindShell - Benutzerhandbuch*. URL: http://stbsv.info/fileadmin/user_upload/artikel/Blindshell1_Bedienungsanleitung.pdf (besucht am 12. Feb. 2019).
- [13] RODRIGUEZ-SANCHEZ, M.; MORENO-ALVAREZ, M.; MARTIN, E.; BORRAMEO, S. und HERNANDEZ-TAMAMES, J. *Accessible smartphones for blind users: A case study for a wayfinding system*. In: „Expert Systems with Applications“ 41.16 (2014), S. 7210–7222.
- [14] ORCAM INC. *OrCam Bedienungsanleitung MyEye und MyReader*. URL: <http://pdf.bhvd.de/Handbuch-OrCam-8.pdf> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [15] SPINDLER, M.; KRAUS, M. und WEBER, G. *A Graphical Tactile Screen-Explorer*. In: „Computers Helping People with Special Needs“. Lecture Notes in Computer Science. Springer, Berlin, Heidelberg, 14. Juli 2010, S. 474–481. ISBN: 978-3-642-14099-0 978-3-642-14100-3.

-
- [16] HEDO REHA-TECHNIK GMBH. *hedoScan Vorlesesystem; Broschüre*. URL: http://www.hedo.de/neu/Service/Download%20Prospekte/Hedoscan_k_aktuell.pdf (besucht am 12. Feb. 2019).
- [17] DEUTSCHER BLINDEN- UND SEHBEHINDERTENVERBAND E.V. *Informationen zur Arbeitsplatzausstattung - Vorlesesysteme*. Juni 2007. URL: http://archiv.incobs.de/incobs.de/downloads/broschueren/pdf_vorlesesysteme.pdf (besucht am 12. Feb. 2019).
- [18] LIU, X.; DOERMANN, D. und LI, H. *Mobile visual aid tools for users with visual impairments*. In: „Mobile Multimedia Processing“. Springer, 2010, S. 21–36.
- [19] SHAIK, A. S.; HOSSAIN, G. und YEASIN, M. *Design, development and performance evaluation of reconfigured mobile Android phone for people who are blind or visually impaired*. In: „Proceedings of the 28th ACM International Conference on Design of Communication“. ACM, 2010, S. 159–166.
- [20] LAZAR, J.; ALLEN, A.; KLEINMAN, J. und MALARKEY, C. *What frustrates screen reader users on the web: A study of 100 blind users*. In: „International Journal of human-computer interaction“ 22.3 (2007), S. 247–269.
- [21] PRESCHER, D.; WEBER, G. und SPINDLER, M. *A Tactile Windowing System for Blind Users*. In: ASSETS '10 (2010), S. 91–98.
- [22] RUSSOMANNO, A.; O'MODHRAIN, S.; GILLESPIE, R. B. und RODGER, M. W. M. *Refreshing Refreshable Braille Displays*. In: „IEEE Transactions on Haptics“ 8.3 (Juli 2015), S. 287–297. ISSN: 1939-1412.
- [23] HAKOBYAN, L.; LUMSDEN, J.; O'SULLIVAN, D. und BARTLETT, H. *Mobile assistive technologies for the visually impaired*. In: „Survey of ophthalmology“ 58.6 (2013), S. 513–528.
- [24] METEC INGENIEUR-AG. *Hyperbraille F Display 6240; Datenblatt*. URL: <https://www.metec-ag.de/downloads/hyperbraille-f.pdf> (besucht am 13. Feb. 2019).
- [25] TARAS, C.; RASCHKE, M.; SCHLEGEL, T.; ERTL, T.; PRESCHER, D. und WEBER, G. *Improving Screen Magnification Using the HyperBraille Multiview Windowing Technique*. In: Lecture Notes in Computer Science (14. Juli 2010), S. 506–512.
- [26] CELIK, N. und ROHRSCHEIDER, K. *Elektronische Hilfsmittel*. In: „Der Ophthalmologe“ (2018), S. 1–6.
- [27] BLISTA BRAILLETEC. *PIAF Schwellkopierer; Datenblatt*. URL: <http://www.brailletec.de/wp-content/uploads/2014/08/PIAF1.pdf> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [28] BLISTA BRAILLETEC. *BTEC 100; Mini-Brailledrucker; Datenblatt*. URL: <http://www.brailletec.de/wp-content/uploads/2014/08/BTEC100.pdf> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [29] HIMS INC. *BrailleSense U2 MINI*. URL: <http://www.hims-inc.com/product/braille-sense-u2-mini/> (besucht am 15. Juni 2018).
- [30] BRISTOL BRAILLE TECHNOLOGY CIC. *Homepage*. URL: <http://www.bristolbraille.co.uk/> (besucht am 14. Feb. 2019).
- [31] BLITAB TECHNOLOGY GMBH. *Homepage; Blitab*. URL: <https://blitab.com/> (besucht am 14. Feb. 2019).
- [32] HAYES, C. *Electronics lend a helping hand to young and old*. In: „Engineering & Technology“ 12.1 (2017), S. 40–41.

- [33] RAMACHANDRAN, R. UND SURESHKUMAR, P. *Iot Sensors and Mobile Applications for Life Style Management of Visually Challenged Persons*. In: „IOSR Journal of Business and Management (IOSR-JBM)“ 20.5 (Mai 2018), S. 40–41. ISSN: 2278-487X. URL: https://www.researchgate.net/profile/DrRajesh_Ramachandran/publication/325443181_Iot_Sensors_and_Mobile_Applications_for_Life_Style_Management_of_Visually_Challenged_Persons/links/5b0e82010f7e9b1ed701a7c2/Iot-Sensors-and-Mobile-Applications-for-Life-Style-Management-of-Visually-Challenged-Persons.pdf (besucht am 18. Feb. 2019).
- [34] METEC INGENIEUR-AG. *Hyperflat; Flyer*. URL: <https://metec-ag.de/downloads/hyperflat-flyer-komplett.pdf> (besucht am 9. Aug. 2022).
- [35] IPD INFOSYSTEM PRODUKTION AND DISTRIBUTION GMBH. *BrailleSense Polaris Notizgeräte; Datenblatt*. URL: https://www.ipd-hannover.de/ipd/files/prospekte/braille_sense_polaris.pdf (besucht am 12. Feb. 2019).
- [36] GAY, S.; RIVIÈRE, M.-A. UND PISSALOUX, E. *Towards Haptic Surface Devices with Force Feedback for Visually Impaired People*. In: „International Conference on Computers Helping People with Special Needs“. Springer. 2018, S. 258–266.
- [37] SWINDON BRAILLE SERVICES. *Homepage - News*. URL: http://swindonbraille.co.uk/?page_id=226 (besucht am 14. Feb. 2019).
- [38] DEGELER, A. *Braille displays: A blind spot of the mainstream tech industry*. In: (2016). URL: <https://arstechnica.com/gadgets/2016/03/alternative-cheaper-braille-displays/> (besucht am 18. Feb. 2019).
- [39] ORBIT RESEARCH. *Homepage; Graphiti*. URL: <http://www.orbitresearch.com/product/tactile-products/graphiti/> (besucht am 14. Feb. 2019).
- [40] POLYMER BRAILLE. *Homepage; Polymer Braille - Innovative Tech for the Blind*. URL: www.polymerbraille.com (besucht am 10. Apr. 2019).
- [41] BRÜCKNER, B. UND SCHÖNECKER, A. *Technologiestudie zu Brailledisplays*. Dresden: Fraunhofer Institut für keramische Technologien und Systeme (IKTS), 2010.
- [42] SHAFIK, M. UND MILLS, B. *An innovative micro actuator using electro rheological fluid technology for visually impaired tactile display information technology access applications*. In: „ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress and Exposition“. Citeseer. 2013, V011T06A016–V011T06A016.
- [43] KNIGHT, J. UND ITACTI KONSORTIUM. *Smart Interactive Tactile Interface Effecting Graphical Display for the Visually Impaired (ITACTI)*. EU-Projekt, Final Report. Projekt-Homepage, Dez. 2005. URL: <http://www.smarttec.co.uk/itacti/deliverables1.htm> (besucht am 19. Feb. 2019).
- [44] PRESCHER, D. *Redesigning input controls of a touch-sensitive pin-matrix device*. In: „The Proceedings of Workshop Tactile/Haptic User Interfaces for Tabletops and Tablets 2014“. 2014, S. 19–24.
- [45] METEC AG. *HyperBraille*. URL: <http://www.hyperbraille.de/> (besucht am 15. Juni 2018).
- [46] MATYSEK, M. *Dielektrische Elastomeraktoren in Multilayer-Technologie für taktile Displays*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2010.
- [47] LEONARDIS, D.; CLAUDIO, L. UND FRISOLI, A. *A survey on innovative refreshable braille display technologies*. In: „International Conference on Applied Human Factors and Ergonomics“. Springer. 2017, S. 488–498.

-
- [48] VITUSHINSKY, R. *Entwicklung, Herstellung und Charakterisierung von bistabilen FGL-Dünnschichtaktoren für ein taktiles grafisches Display und mikrosystemtechnische Anwendungen*. Dissertation. 2009.
- [49] HAFEZ, M. *Tactile interfaces: technologies, applications and challenges*. In: „The Visual Computer“ 23.4 (2007), S. 267–272.
- [50] JUNGSMANN, M. *Entwicklung elektrostatischer Festkörperaktoren mit elastischen Dielektrika für den Einsatz in taktilen Anzeigefeldern*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [51] KERN, T. A. *Engineering haptic devices: a beginner's guide for engineers*. Springer Publishing Company, Incorporated, 2009.
- [52] ISHIZUKA, H. und MIKI, N. *MEMS-based tactile displays*. In: „Displays“ 37 (2015), S. 25–32.
- [53] JONES, L. A. und SARTER, N. B. *Tactile displays: Guidance for their design and application*. In: „Human factors“ 50.1 (2008), S. 90–111.
- [54] VIDAL-VERDÚ, F. und HAFEZ, M. *Graphical tactile displays for visually-impaired people*. In: „IEEE Transactions on neural systems and rehabilitation engineering“ 15.1 (2007), S. 119–130.
- [55] SCIENCE.GOV ALLIANCE. *Webseite; Sample records for refreshable braille displays*. URL: <https://www.science.gov/topicpages/r/refreshable+braille+displays> (besucht am 25. Feb. 2019).
- [56] OSTROM, N. P.; KACZMAREK, K. A. und BEEBE, D. J. *A microfabricated electrocutaneous tactile display*. In: „Proceedings of the First Joint BMES/EMBS Conference Serving Humanity, Advancing Technology“. 1999, S. 838.
- [57] KITAMURA, N.; CHIM, J. und MIKI, N. *Microfabricated needle-arrays for stimulation of tactile receptors*. In: „International Conference on Human Haptic Sensing and Touch Enabled Computer Applications“. Springer. 2014, S. 552–558.
- [58] ISRAR, A.; BAU, O.; KIM, S.-C. und POUPLYREV, I. *Tactile feedback on flat surfaces for the visually impaired*. In: „CHI'12 Extended Abstracts on Human Factors in Computing Systems“. ACM. 2012, S. 1571–1576.
- [59] BAU, O.; POUPLYREV, I.; ISRAR, A. und HARRISON, C. *TeslaTouch: electrovibration for touch surfaces*. In: „Proceedings of the 23rd annual ACM symposium on User interface software and technology“. ACM. 2010, S. 283–292.
- [60] STRONG, R. M. und TROXEL, D. E. *An electrotactile display*. In: „IEEE Transactions on Man-Machine Systems“ 11.1 (1970), S. 72–79.
- [61] ISHII, T.; YAMAMOTO, A. und HIGUCHI, T. *Tactile Display using Thin Type Electrostatic Linear Actuator*. In: „IEEJ Transactions on Sensors and Micromachines“ 122 (2002), S. 474–479.
- [62] ARAI, M.; TERAOKA, K.; SUZUKI, T.; SIMOKAWA, F.; OOHIRA, F. und TAKAO, H. *Air-flow based multifunctional tactile display device with multi-jet integrated micro venturi nozzle array*. In: „2012 IEEE 25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 2012, S. 148–151.
- [63] RUNYAN, N. und BLAZIE, D. *EAP actuators aid the quest for the 'Holy Braille' of tactile displays*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2010“. Bd. 7642. International Society for Optics und Photonics. 2010, S. 764207.
- [64] PASQUERO, J. und HAYWARD, V. *STReSS: A practical tactile display system with one millimeter spatial resolution and 700 Hz refresh rate*. In: „Proc. Eurohaptics“. Bd. 2003. 2003, S. 94–110.

- [65] WATANABE, J.; ISHIKAWA, H.; AROUETTE, X.; MATSUMOTO, Y. und MIKI, N. *Demonstration of vibrational braille code display using large displacement micro-electro-mechanical systems actuators*. In: „Japanese Journal of applied physics“ 51.6S (2012), 06FL11.
- [66] VÖLKEL, T.; WEBER, G. und BAUMANN, U. *Tactile graphics revised: the novel brailledis 9000 pin-matrix device with multitouch input*. In: „International Conference on Computers for Handicapped Persons“. Springer. 2008, S. 835–842.
- [67] CHO, H.-C.; KIM, B.-S.; PARK, J.-J. und SONG, J.-B. *Development of a Braille display using piezoelectric linear motors*. In: „2006 SICE-ICASE International Joint Conference“. IEEE. 2006, S. 1917–1921.
- [68] VELÁZQUEZ, R.; HERNÁNDEZ, H. und PREZA, E. *A portable piezoelectric tactile terminal for Braille readers*. In: „Applied Bionics and Biomechanics“ 9.1 (2012), S. 45–60.
- [69] PINTOUCH TECHNOLOGY. *Homepage; 3D Tactile Screen Tablet, Dynamic 3D Tactile Image, 2D/3D Tactile Module, New Braille cell technology, About the SQUIGGLE® Motor*. URL: <http://pintouchtechnologies.com/specs.html> (besucht am 4. März 2019).
- [70] MITCHELL, ANDREW. *Webseite; Squibble Braille Interface*. URL: <https://www.coroflot.com/andrewmitchell/Squibble-Braille-Interface> (besucht am 4. März 2019).
- [71] PIEZOMECHANIK DR. LUTZ PICKELMANN GMBH. *Einstieg in die Piezoaktorik*. URL: <https://silo.tips/download/einstieg-in-die-piezoaktorik> (besucht am 30. Aug. 2022).
- [72] WANG, Q. und HAYWARD, V. *Compact, portable, modular, high-performance, distributed tactile transducer device based on lateral skin deformation*. In: „2006 14th Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems“. IEEE. 2005, S. 67–72.
- [73] KWON, H.-J.; LEE, S. W. und LEE, S. S. *Braille dot display module with a PDMS membrane driven by a thermopneumatic actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 154.2 (2009), S. 238–246.
- [74] NINOMIYA, T.; OKAYAMA, Y.; MATSUMOTO, Y.; AROUETTE, X.; OSAWA, K. und MIKI, N. *MEMS-based hydraulic displacement amplification mechanism with completely encapsulated liquid*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 166.2 (2011), S. 277–282.
- [75] METEC INGENIEUR-AG. *Braille-line 40 Cell standard; Datenblatt*. URL: <https://metec-ag.de/downloads/braille-line-40cell.pdf> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [76] GORNY, L. J.; ZELLERS, B. C.; LIN, M.; LIU, S. und ZHANG, Q. M. *The development of compact electroactive polymer actuators suitable for use in full page Braille displays*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2010“. Bd. 7642. International Society for Optics und Photonics. 2010, 76420B.
- [77] FUKUSHIGE, T.; HATA, S. und SHIMOKOHBE, A. *A MEMS conical spring actuator array*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.2 (2005), S. 243–253.
- [78] KONYO, M.; TADOKORO, S. und TAKAMORI, T. *Artificial tactile feel display using soft gel actuators*. In: „Proceedings 2000 ICRA. Millennium Conference. IEEE International Conference on Robotics and Automation. Symposia Proceedings (Cat. No. 00CH37065)“. Bd. 4. IEEE. 2000, S. 3416–3421.
- [79] KONYO, M.; AKAZAWA, K.; TADOKORO, S. und TAKAMORI, T. *Tactile feel display for virtual active touch*. In: „Proceedings 2003 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2003)(Cat. No. 03CH37453)“. Bd. 4. IEEE. 2003, S. 3744–3750.
- [80] KONYO, M.; TADOKORO, S.; YOSHIDA, A. und SAIWAKI, N. *A tactile synthesis method using multiple frequency vibrations for representing virtual touch*. In: „2005 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems“. IEEE. 2005, S. 3965–3971.

-
- [81] KATO, Y.; SEKITANI, T.; TAKAMIYA, M.; DOI, M.; ASAKA, K.; SAKURAI, T. und SOMEYA, T. *Sheet-type Braille displays by integrating organic field-effect transistors and polymeric actuators*. In: „IEEE transactions on electron devices“ 54.2 (2007), S. 202–209.
- [82] REN, K.; LIU, S.; LIN, M.; WANG, Y. und ZHANG, Q. *A compact electroactive polymer actuator suitable for refreshable Braille display*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 143.2 (2008), S. 335–342.
- [83] CHAKRABORTI, P.; TOPRAKCI, H. K.; YANG, P.; DI SPIGNA, N.; FRANZON, P. und GHOSH, T. *A compact dielectric elastomer tubular actuator for refreshable Braille displays*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 179 (2012), S. 151–157.
- [84] BAR-COHEN, Y. *Electroactive polymer (EAP) actuators as artificial muscles: reality, potential, and challenges*. Bd. 136. SPIE press Bellingham, WA, 2004.
- [85] BAR-COHEN, Y. *Electroactive polymers for refreshable Braille displays*. In: „SPIE Newsroom“ 11 (2009).
- [86] BAR-COHEN, Y. *Refreshable Braille displays using EAP actuators*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2010“. Bd. 7642. International Society for Optics und Photonics. 2010, S. 764206.
- [87] HEYDT, R. und CHHOKAR, S. *Refreshable Braille display based on electroactive polymers*. In: „Proc. 23rd Intl. Display Research Conf. Phoenix, Arizona, 2003“. 2003.
- [88] CHOI, H. R.; KIM, D.; CHUC, N. H.; VUONG, N. H. L.; KOO, J.; NAM, J.-D. und LEE, Y. *Development of integrated tactile display devices*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2009“. Bd. 7287. International Society for Optics und Photonics. 2009, S. 72871C.
- [89] KOO, I. M.; JUNG, K.; KOO, J. C.; NAM, J.-D.; LEE, Y. K. und CHOI, H. R. *Development of soft-actuator-based wearable tactile display*. In: „IEEE Transactions on Robotics“ 24.3 (2008), S. 549–558.
- [90] CHOI, H. R. u. a. *Tactile display as a braille display for the visually disabled*. In: „2004 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)(IEEE Cat. No. 04CH37566)“. Bd. 2. IEEE. 2004, S. 1985–1990.
- [91] PHUNG, H. u. a. *Tactile display with rigid coupling based on soft actuator*. In: „Meccanica“ 50.11 (2015), S. 2825–2837.
- [92] SÎRBU, I.-D.; MORETTI, G.; DIRÈ, S.; FAMBRI, L.; VERTECHY, R.; MENIGLIO, D. und FONTANA, M. *Electrostatic actuator for tactile display based on hydraulically coupled dielectric fluids and soft structures*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) XXI“. Bd. 10966. International Society for Optics und Photonics. 2019, S. 109662D.
- [93] NIU, X.; YANG, X.; BROCHU, P.; STOYANOV, H.; YUN, S.; YU, Z. und PEI, Q. *Bistable Large-Strain Actuation of Interpenetrating Polymer Networks*. In: „Advanced Materials“ 24.48 (2012), S. 6513–6519.
- [94] NIU, X.; BROCHU, P.; SALAZAR, B. und PEI, Q. *Refreshable tactile displays based on bistable electroactive polymer*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2011“. Bd. 7976. International Society for Optics und Photonics. 2011, S. 797610.
- [95] YU, Z.; YUAN, W.; BROCHU, P.; CHEN, B.; LIU, Z. und PEI, Q. *Large-strain, rigid-to-rigid deformation of bistable electroactive polymers*. In: „Applied Physics Letters“ 95.19 (2009), S. 192904.
- [96] JUNGSMANN, M. und SCHLAAK, H. F. *Miniaturised electrostatic tactile display with high structural compliance*. In: „Proceedings of the Conference Eurohaptics“. 2002.

- [97] DI SPIGNA, N.; CHAKRABORTI, P.; YANG, P.; GHOSH, T. und FRANZON, P. *Application of EAP materials toward a refreshable Braille display*. In: „Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2009“. Bd. 7287. International Society for Optics und Photonics. 2009, 72871K.
- [98] SPINKS, G. M.; WALLACE, G. G.; DING, J.; ZHOU, D.; XI, B. und GILLESPIE, J. *Ionic liquids and polypyrrole helix tubes: bringing the electronic Braille screen closer to reality*. In: „Smart Structures and Materials 2003: Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD)“. Bd. 5051. International Society for Optics und Photonics. 2003, S. 372–381.
- [99] LEE, H. S. u. a. *Design analysis and fabrication of arrayed tactile display based on dielectric elastomer actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 205 (2014), S. 191–198.
- [100] SHINOHARA, M.; SHIMIZU, Y. und MOCHIZUKI, A. *Three-dimensional tactile display for the blind*. In: „IEEE Transactions on Rehabilitation Engineering“ 6.3 (1998), S. 249–256.
- [101] WAGNER, C. R.; LEDERMAN, S. J. und HOWE, R. D. *A tactile shape display using RC servomotors*. In: „Proceedings 10th Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems. HAPTICS 2002“. IEEE. 2002, S. 354–355.
- [102] YEH, F.-H. und LIANG, S.-H. *Mechanism design of the flapper actuator in Chinese Braille display*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 135.2 (2007), S. 680–689.
- [103] GYOSHEV, D. K. N. S. S. *Assistive graphical interface presenting cultural-historical heritage for low sighted and blind people*. In: (2018). URL: <http://www.iit.bas.bg/PECR/69/12-Karastoyanov.pdf> (besucht am 12. Feb. 2019).
- [104] KARASTOYANOV, D.; DOUKOVSKA, L. und ATANASSOVA, V. *Electromagnetic linear micro drives for Braille screen: characteristics, control and optimization*. In: „Proc. of the Third International Conference on Telecommunications and Remote Sensing–ICTRS“. Bd. 14. 2014, S. 26–27.
- [105] KARASTOYANOV, D.; YATCHEV, I. und BALABOZOV, I. *Innovative graphical braille screen for visually impaired people*. In: „Innovative Approaches and Solutions in Advanced Intelligent Systems“. Springer, 2016, S. 219–240.
- [106] BALABOZOV, I.; YATCHEV, I. und HINOV, K. *Computer modeling and experimental verification of dynamic characteristics of permanent magnet linear actuator for Braille screen*. In: „2014 International Conference on Applied and Theoretical Electricity (ICATE)“. IEEE. 2014, S. 1–4.
- [107] YATCHEV, I.; HINOV, K.; BALABOZOV, I. und KRASTEVA, K. *Static force characteristics of electromagnetic actuators for Braille screen*. In: „Facta universitatis-series: Electronics and Energetics“ 24.2 (2011), S. 157–167.
- [108] ZÁRATE, J. J. und SHEA, H. *Using pot-magnets to enable stable and scalable electromagnetic tactile displays*. In: „IEEE transactions on haptics“ 10.1 (2017), S. 106–112.
- [109] ZARATE, J. J.; GUDOZHNIK, O.; RUCH, A. S. und SHEA, H. *Keep in touch: portable haptic display with 192 high speed taxels*. In: „Proceedings of the 2017 CHI Conference Extended Abstracts on Human Factors in Computing Systems“. ACM. 2017, S. 349–352.
- [110] BRAYDA, L. *Personal Assistive Device for BLIND and visually impaired people (BlindPAD)*. FP7-ICT-2013-10 Project, Grant No 611621, Final Project Report, vol. 5. BMBF Bibliothek Forschung und Technologie, Okt. 2017. URL: https://www.blindpad.eu/wp-content/uploads/2017/10/BlindPAD-final_report-ONLINE-20170910.pdf (besucht am 14. Feb. 2019).
- [111] ZÁRATE, J. J.; TOSOLINI, G.; PETRONI, S.; DE VITTORIO, M. und SHEA, H. *Optimization of the force and power consumption of a microfabricated magnetic actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 234 (2015), S. 57–64.

-
- [112] BENALI-KHOUDJA, M.; HAFEZ, M. und KHEDDAR, A. *VITAL: An electromagnetic integrated tactile display*. In: „Displays“ 28.3 (2007), S. 133–144.
- [113] MECKLENBURG, A.; GULDBAKKE, J. M.; SCHNEIDER, R. und MICHAELSEN, R. *Elektrodynamischer Aktor*. Patent WO2011003547A1. 2011.
- [114] FUKUDA, T.; MORITA, H.; ARAI, F.; ISHIHARA, H. und MATSUURA, H. *Micro resonator using electromagnetic actuator for tactile display*. In: „1997 International Symposium on Micro-mechanics and Human Science (Cat. No. 97TH8311)“. IEEE. 1997, S. 143–148.
- [115] DENG, K.; ENIKOV, E. T. und ZHANG, H. *Development of a pulsed electromagnetic micro-actuator for 3D tactile displays*. In: „2007 IEEE/ASME international conference on advanced intelligent mechatronics“. IEEE. 2007, S. 1–5.
- [116] ASAMURA, N.; YOKOYAMA, N. und SHINODA, H. *Selectively stimulating skin receptors for tactile display*. In: „IEEE Computer Graphics and Applications“ 18.6 (1998), S. 32–37.
- [117] TAYLOR, P.; MOSER, A. und CREED, A. *A sixty-four element tactile display using shape memory alloy wires*. In: „Displays“ 18.3 (1998), S. 163–168.
- [118] ARIF, S. *Electronic Braille Document Reader*. Masterthesis. University of Huddersfield, 2013.
- [119] VELAZQUEZ, R.; PISSALOUX, E. E.; HAFEZ, M. und SZEWCZYK, J. *Tactile rendering with shape-memory-alloy pin-matrix*. In: „IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement“ 57.5 (2008), S. 1051–1057.
- [120] HAGA, Y.; MAKISHI, W.; IWAMI, K.; TOTSU, K.; NAKAMURA, K. und ESASHI, M. *Dynamic Braille display using SMA coil actuator and magnetic latch*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 119.2 (2005), S. 316–322.
- [121] MATSUNAGA, T.; TOTSU, K.; ESASHI, M. und HAGA, Y. *Tactile display using shape memory alloy micro-coil actuator and magnetic latch mechanism*. In: „Displays“ 34.2 (2013), S. 89–94.
- [122] ZHAO, F.; FUKUYAMA, K. und SAWADA, H. *Compact Braille display using SMA wire array*. In: „RO-MAN 2009-The 18th IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication“. IEEE. 2009, S. 28–33.
- [123] VITUSHINSKY, R.; SCHMITZ, S. und LUDWIG, A. *Bistable thin-film shape memory actuators for applications in tactile displays*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 18.1 (2009), S. 186–194.
- [124] VELAZQUEZ, R.; PISSALOUX, E.; HAFEZ, M. und SZEWCZYK, J. *A low-cost highly-portable tactile display based on shape memory alloy micro-actuators*. In: „IEEE Symposium on Virtual Environments, Human-Computer Interfaces and Measurement Systems, 2005.“ IEEE. 2005, 6–pp.
- [125] WELLMAN, P. S.; PEINE, W. J.; FAVALORA, G. und HOWE, R. D. *Mechanical design and control of a high-bandwidth shape memory alloy tactile display*. In: „Experimental robotics V“. Springer, 1998, S. 56–66.
- [126] MAKINO, Y.; ASAMURA, N. und SHINODA, H. *Multi primitive tactile display based on suction pressure control*. In: „12th International Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, 2004. HAPTICS'04. Proceedings.“ IEEE. 2004, S. 90–96.
- [127] CALDWELL, D. G.; TSAGARAKIS, N. und GIESLER, C. *An integrated tactile/shear feedback array for stimulation of finger mechanoreceptor*. In: „Proceedings 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No. 99CH36288C)“. Bd. 1. IEEE. 1999, S. 287–292.

-
- [128] MOY, G.; WAGNER, C. und FEARING, R. S. *A compliant tactile display for teletaction*. In: „Proceedings 2000 ICRA. Millennium Conference. IEEE International Conference on Robotics and Automation. Symposia Proceedings (Cat. No. 00CH37065)“. Bd. 4. IEEE. 2000, S. 3409–3415.
- [129] WILHELM, E. *Entwicklung eines mikrofluidischen Brailledisplays*. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie(KIT), 2015.
- [130] FRICKE, J. *Gerät zu tastbaren Darstellung von Schriftzeichen und graphischer Informationen für Blinde*. Patent EP0448187A1. 1990.
- [131] KLEIN, D. u. a. *Electrorheological tactel elements*. In: „Mechatronics“ 15.7 (2005), S. 883–897.
- [132] NAKASHIGE, M.; HIROTA, K. und HIROSE, M. *Linear actuator for high-resolution tactile display*. In: „RO-MAN 2004. 13th IEEE International Workshop on Robot and Human Interactive Communication (IEEE Catalog No. 04TH8759)“. IEEE. 2004, S. 587–590.
- [133] RUSSOMANNO, A.; GILLESPIE, R. B.; O'MODHRAIN, S. und BURNS, M. *The design of pressure-controlled valves for a refreshable tactile display*. In: „2015 IEEE World Haptics Conference (WHC)“. IEEE. 2015, S. 177–182.
- [134] RUSSOMANNO, A. *Model-based Microfluidic Device Design for Refreshable Braille and Tactile Graphics*. Dissertation. University of Michigan, 2017.
- [135] BESSE, N.; ROSSET, S.; ZARATE, J. J. und SHEA, H. *Flexible Active Skin: Large Reconfigurable Arrays of Individually Addressed Shape Memory Polymer Actuators*. In: „Advanced Materials Technologies“ 2.10 (2017).
- [136] BESSE, N. *Large Array of Shape Memory Polymer Actuators for Haptics and Microfluidics*. Dissertation. Lausanne: IMT, 2018. URL: <https://infoscience.epfl.ch/record/234371?ln=en>.
- [137] WILHELM, E.; SCHWARZ, T.; JAWOREK, G.; VOIGT, A. und RAPP, B. E. *Towards displaying graphics on a cheap, large-scale braille display*. In: „International Conference on Computers for Handicapped Persons“. Springer. 2014, S. 662–669.
- [138] SOULE, C. W. und LAZARUS, N. *Reconfigurable Braille display with phase change locking*. In: „Smart Materials and Structures“ 25.7 (2016), S. 075040.
- [139] MORAES, C.; SUN, Y. und SIMMONS, C. A. *Solving the shrinkage-induced PDMS alignment registration issue in multilayer soft lithography*. In: „Journal of micromechanics and micro-engineering“ 19.6 (2009), S. 065015.
- [140] BESSE, N.; ZARATE, J. J.; ROSSET, S. und SHEA, H. *Device Having a Plurality of Latching Micro-Actuators and Method of Operating the Same*. Patent US20180003319A1. 2018.
- [141] INC., S. T. *Shape Memory Polymers*. URL: <http://www2.smptechno.com/en/smp/> (besucht am 10. Juli 2018).
- [142] VIDAL-VERDÚ, F. und NAVAS-GONZÁLEZ, R. *Thermopneumatic actuator for tactile displays*. In: „18th Conference on Design of Circuits and Integrated Systems, DCIS“. Citeseer. 2003, S. 629–633.
- [143] VIDAL-VERDÚ, F.; MADUENO, M. J. und NAVAS, R. *Thermopneumatic actuator for tactile displays and smart actuation circuitry*. In: „Smart Sensors, Actuators, and MEMS II“. Bd. 5836. International Society for Optics und Photonics. 2005, S. 484–493.
- [144] LEE, J. S. und LUCYSZYN, S. *A micromachined refreshable Braille cell*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.4 (2005), S. 673–682.

-
- [145] LEE, J. S. und LUCYSZYN, S. *Thermal analysis for bulk-micromachined electrothermal hydraulic microactuators using a phase change material*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 135.2 (2007), S. 731–739.
- [146] GREEN, S. R.; GREGORY, B. J. und GUPTA, N. K. *Dynamic Braille display utilizing phase-change microactuators*. In: (2006), S. 307–310.
- [147] KWON, H.-J.; LEE, S. W. und LEE, S. S. *Braille code display device with a PDMS membrane and thermopneumatic actuator*. In: „2008 IEEE 21st International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. IEEE. 2008, S. 527–530.
- [148] WRIGHT, S. und ANAGRAPHS KONSORTIUM. *Final Report Summary - ANAGRAPHS (Anaglyptic Refreshable Photo-Haptic Screen)*. EU-Projekt. URL: <https://cordis.europa.eu/project/rcn/97516/reporting/en> (besucht am 19. März 2019).
- [149] ROSE, L. und ROSE, S. E. *Braille display reader*. Patent US4266936. 1981.
- [150] MONKMAN, G. J. *An electrorheological tactile display*. In: „Presence: Teleoperators & Virtual Environments“ 1.2 (1992), S. 219–228.
- [151] KLEIN, D.; RENSINK, D.; FREIMUTH, H.; MONKMAN, G.; EGERSDÖRFER, S.; BÖSE, H. und BAUMANN, M. *Modelling the response of a tactile array using electrorheological fluids*. In: „Journal of Physics D: Applied Physics“ 37.5 (2004), S. 794.
- [152] ISHIZUKA, H.; NAKADEGAWA, T. und MIKI, N. *Miniature stiffness tunable device with magnetorheological fluid*. In: „2015 International Conference on Electronics Packaging and iMAPS All Asia Conference (ICEP-IAAC)“. IEEE. 2015, S. 409–412.
- [153] TAMILARASAN, N.; THIRUMALINI, S.; NIRMAL, K.; GANAPATHY, K.; MURALI, K. und SRINATH, H. *Design and simulation of ferrofluid tactile screen for braille interface*. In: „2016 International Conference on Robotics and Automation for Humanitarian Applications (RAHA)“. IEEE. 2016, S. 1–7.
- [154] TOMOHARU, M. und MOTOHIRO, K. *Tactile presentation device*. Patent JP002000112618A. 1998.
- [155] INVENTIVIO GMBH. *Homepage; Tactonom*. URL: <http://www.tactonom.com/> (besucht am 19. Feb. 2019).
- [156] HARS, A. *Taktiler Schreibgerät*. Patent DE102014011326B4. 2014.
- [157] BHOWMICK, A. und HAZARIKA, S. M. *An insight into assistive technology for the visually impaired and blind people: state-of-the-art and future trends*. In: „Journal on Multimodal User Interfaces“ 11.2 (2017), S. 149–172.
- [158] STAAB, M. *Elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikrorelais für Schaltmatrizen*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [159] KOHL, M. *Entwicklung von Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen*. Habilitation. 2002.
- [160] KASPER, M. *Mikrosystementwurf: Entwurf und Simulation von Mikrosystemen*. Springer-Verlag, 2011.
- [161] CARLEN, E. und MASTRANGELO, C. *Simple, high actuation power, thermally activated paraffin microactuator*. In: „Transducers’ 99 Conference, Sendai, Japan, June“. 1999, S. 7–10.
- [162] GILBERTSON, R. G. und BUSCH, J. D. *A survey of micro-actuator technologies for future spacecraft missions*. In: „Journal of the British Interplanetary Society“ 49.4 (1996), S. 129–138.
- [163] WINTERSTEIN, T. *Optimierung der Leistungsfähigkeit elektrothermischer Polymeraktoren aus SU-8 am Beispiel eines haptischen Displays*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2016.

-
- [164] EICHER, D. *Entwurf und tiefenlithographische Realisierung mikrostrukturierter Schrittantriebe*. Dissertation. Technische Universität, 2011.
- [165] RIETHMÜLLER, W. und BENECKE, W. *Thermally excited silicon microactuators*. In: „IEEE Transactions on Electron Devices“ 35.6 (1988), S. 758–763.
- [166] VARONA, J.; TECPOYOTL-TORRES, M. und HAMOUI, A. A. *Design of MEMS vertical-horizontal chevron thermal actuators*. In: „Sensors and actuators A: Physical“ 153.1 (2009).
- [167] KIM, Y.-S.; DAGALAKIS, N. G. und GUPTA, S. K. *Creating large out-of-plane displacement electrothermal motion stage by incorporating beams with step features*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 23.5 (2013).
- [168] SEKI, T.; SAKATA, M.; NAKAJIMA, T. und MATSUMOTO, M. *Thermal buckling actuator for micro relays*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators“ (1997).
- [169] CHEN, W.-C.; CHU, C.-C.; HSIEH, J. und FANG, W. *A reliable single-layer out-of-plane micro-machined thermal actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 103.1-2 (2003).
- [170] CRAGUN, R. und HOWELL, L. L. *Linear thermomechanical microactuators*. In: „ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition“ (1999), S. 181–188.
- [171] GUAN, C. und ZHU, Y. *An electrothermal microactuator with Z-shaped beams*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 20.8 (2010).
- [172] PARK, S. und HAH, D. *Pre-shaped buckled-beam actuators: Theory and experiments*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 148.1 (2008), S. 186–192.
- [173] GUCKEL, H.; KLEIN, J.; CHRISTENSON, T.; SKROBIS, K.; LAUDON, M. und LOVELL, E. *Thermomagnetic metal flexure actuators*. In: „Solid-State Sensor and Actuator Workshop“ (1992).
- [174] GOETZ, D. P.; HAMERLY, M. E.; PENDERGRASS, D. B.; SMITH, R. G.; THEISS, S. K. und WEAVER, B. L. *Multi-directional thermal actuator*. Patent US6438954. 2002.
- [175] TIMOSHENKO, S. *Analysis of bi-metal thermostats*. In: „JOSA“ 11.3 (1925), S. 233–255.
- [176] DASSINGER, F.; KOHLSTEDT, A.; FRITZSCH, C.; JAKOBY, R. und SCHLAAK, H. F. *Steuerbares MEMS-Irisfilter für W-Band Hochfrequenzanwendungen*. In: „MikroSystemTechnik“ (2011). URL: <https://www.vde-verlag.de/proceedings-de/453367248.html>.
- [177] KOHLSTEDT, A.; STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Langzeituntersuchungen zur Eignung von SU-8 als Konstruktionswerkstoff*. In: „MikroSystemTechnik“ (2009).
- [178] DIN 32976. *Blindenschrift - Anforderungen und Maße*. Norm. Aug. 2007.
- [179] KERN, T. A. *Entwicklung Haptischer Geräte: Ein Einstieg für Ingenieure*. Springer-Verlag, 2008.
- [180] BOCHEREAU, S.; SINCLAIR, S. und HAYWARD, V. *Looking for physical invariants in the mechanical response of a tactually scanned braille dot*. In: „2015 IEEE World Haptics Conference (WHC)“. IEEE. 2015, S. 119–124.
- [181] JONES, L. A. und HO, H.-N. *Warm or cool, large or small? The challenge of thermal displays*. In: „IEEE Transactions on Haptics“ 1.1 (2008), S. 53–70.
- [182] HATZFELD, C. *Haptics as an Interaction Modality*. In: „Engineering Haptic Devices: A Beginner’s Guide“. London: Springer London, 2014, S. 29–100. DOI: [10.1007/978-1-4471-6518-7_2](https://doi.org/10.1007/978-1-4471-6518-7_2). URL: https://doi.org/10.1007/978-1-4471-6518-7_2.
- [183] HARDY, J. D.; GOODELL, H. und WOLFF, H. G. *The influence of skin temperature upon the pain threshold as evoked by thermal radiation*. In: „Science“ (1951).
- [184] DIN EN ISO 13732-1. *Ergonomie der thermischen Umgebung - Bewertungsverfahren für menschliche Reaktionen bei Kontakt mit Oberflächen - Teil 1: Heiße Oberflächen*. Norm. Dez. 2008.

-
- [185] HOWELL, L. L. *Compliant Mechanisms*. Hrsg. von BHUSHAN, B. Springer, 2012, S. 189–216. ISBN: 978-90-481-9751-4.
- [186] JOKIEL, B.; BENAVIDES, G. L.; BIEG, L. F. und ALLEN, J. J. *Planar and spatial three-degree-of-freedom micro-stages in silicon MEMS*. In: „Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering“. 2001, S. 32–35.
- [187] HÄLG, B. *On a micro-electro-mechanical nonvolatile memory cell*. In: „IEEE Transactions on Electron Devices“ 37.10 (1990), S. 2230–2236.
- [188] MATOBA, H.; ISHIKAWA, T.; KIM, C.-J. und MULLER, R. S. *A bistable snapping microactuator*. In: „Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robotic Systems“. IEEE. 1994, S. 45–50.
- [189] QIU, J. *An electrothermally-actuated bistable MEMS relay for power applications*. Dissertation. Massachusetts Institute of Technology, 2003.
- [190] QUI, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. und STRUMPLER, R. *A high-current electrothermal bistable MEMS relay*. In: „The Sixteenth Annual International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, 2003. MEMS-03 Kyoto. IEEE“. IEEE. 2003, S. 64–67.
- [191] LEE, C. und WU, C.-Y. *Study of electrothermal V-beam actuators and latched mechanism for optical switch*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 15.1 (2004), S. 11.
- [192] HWANG, I.-H.; SHIM, Y.-S. und LEE, J.-H. *Modeling and experimental characterization of the chevron-type bi-stable microactuator*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 13.6 (2003), S. 948.
- [193] SEKI, T.; SAKATA, M.; NAKAJIMA, T. und MATSUMOTO, M. *Thermal buckling actuator for micro relays*. In: „Proceedings of International Solid State Sensors and Actuators Conference (Transducers' 97)“. Bd. 2. IEEE. 1997, S. 1153–1156.
- [194] TSAY, J.; CHANG, H.-A. und SUNG, C.-K. *Design and experiments of fully compliant bistable micromechanisms*. In: „Mechanism and Machine Theory“ 40.1 (2005), S. 17–31.
- [195] HESSE, S. und MALISA, V. *Taschenbuch Robotik-Montage-Handhabung*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2016.
- [196] KRAUSE, W. *Konstruktionselemente der Feinmechanik*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG.
- [197] WINTERSTEIN, T. und SCHLAAK, H. F. *Steigerung der Lebensqualität durch tragbare, örtlich aufgelöste Displaysysteme für die taktile Kommunikation - STARK : Schlussbericht*. Abschlussbericht BMBF-Projekt 16SV7106. BMBF Bibliothek Forschung und Technologie, 2015. URL: <https://www.tib.eu/suchen/id/TIBKAT:869536192/>.
- [198] POLYTEC GMBH. *MSA-600 - Micro System Analyzer*. URL: <https://www.polytec.com/de/vibrometrie/produkte/mikroskopbasierte-vibrometer/msa-600-micro-system-analyzer> (besucht am 28. Okt. 2022).
- [199] UMECH TECHNOLOGIES. *Homepage*. URL: <https://www.umech.com/> (besucht am 28. Okt. 2022).
- [200] STAAB, M.; EICHER, D. und SCHLAAK, H. F. *Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen*. In: „Bildverarbeitung in der Mess und Automatisierungstechnik“. VDI, 2007.
- [201] BALLAS, R. G. *Statisches und dynamisches Verhalten piezoelektrischer Multilayer-Biegeaktoren und Beitrag zur Sensorintegration*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt, 2006.
- [202] DÖRR, R. und SCHLAAK, H. F. *Optimierung der Leistungsfähigkeit von elektrothermischen Polymeraktoren*. In: „Mikrosystemteknikkongress 2017“. 2017.

-
- [203] NATIONAL INSTRUMENTS CORPORATION. *NI Vision Concepts Manual - Kapitel 12: Pattern Matching*. URL: <http://www.ni.com/pdf/manuals/322916a.pdf> (besucht am 17. Sep. 2019).
- [204] KEYENCE CORPORATION. *LK-G5000 Series; User's Manual*. URL: <https://www.axcontrol.com/pdfs/lkseries.pdf> (besucht am 3. Apr. 2019).
- [205] LIVE LASERSYSTEMS. *Produkt-Webseite; Dichroitischer Filter*. URL: http://www.live-lasersystems.net/page/dichro_filter/de (besucht am 10. Apr. 2019).
- [206] KEYENCE CORPORATION. *Datenblatt LK-H052*. URL: https://www.keyence.de/products/measure/laser-1d/lk-g5000/models/lk-h052/?search_sl=1 (besucht am 14. Nov. 2022).
- [207] YAPICI, S. O. *Entwicklung und Implementierung einer Kraft- und E-Modulmessung für Mikrostrukturen*. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [208] ALTHEN GMBH MESS- UND SENSORTECHNIK. *Kraftaufnehmer ALS100; Datenblatt*. URL: https://cms.althen.de/kraftaufnehmer_waegezellen/als100/ (besucht am 4. Sep. 2019).
- [209] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH. *MGCplus - Produkt-Webseite*. URL: <https://www.hbm.com/de/2261/mgcplus-datenerfassungssystem/> (besucht am 9. Sep. 2019).
- [210] DIN EN ISO 899-1 - 899-2. *Kunststoffe - Bestimmung des Kriechverhaltens - Teil 1: Zeitstand-Zugversuch (ISO 899-1:2017) - Teil 2: Zeitstand-Biegeversuch bei Dreipunkt-Belastung*. Norm. März 2018.
- [211] KUNZ, J. *Kriechmodul-Abschätzung und Kriechbeständigkeit*. In: „KunststoffXtra“ 03/2014 (2014), S. 23–26.
- [212] WEIHER, H. *Verhalten von PE-HD Schutzhüllen bei der Umlenkung von verbundlosen Spannmitgliedern*. Dissertation. Technische Universität München, 2007.
- [213] DALLNER, C. und EHRENSTEIN, G. *Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen, Teil 1: Kriechverhalten unter statischer Belastung*. In: „Journal of Plastics Technology“ 2 (2006).
- [214] WEISSBACH, W.; DAHMS, M. und JAROSCHEK, C. *Kunststoffe (Polymere)*. In: „Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften, Prüfung“. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015, S. 363–393. DOI: 10.1007/978-3-658-03919-6_9. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-658-03919-6_9. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.
- [215] DALLNER, C. und EHRENSTEIN, G. *Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen, Teil II: Dynamisch-mechanische Analyse unter Last*. In: „Zeitschrift Kunststofftechnik“ 2.4 (2006), S. 1–33.
- [216] DIN EN ISO 306. *Kunststoffe - Thermoplaste - Bestimmung der Vicat-Erweichungstemperatur (VST)*. Norm. März 2014.
- [217] HEINRICH, K. *Polymere mit intrinsischer Mikroporosität: Membranmaterialien mit Zukunft?* Diss. 2009.
- [218] ZIMMERMANN, J. *Polyol- und Azlacton-Makromonomere für Netzwerksysteme, neue Werkstoffe und biomedizinische Anwendungen*. Diss. Freiburg (Breisgau), Univ., Diss., 2001, 2001.
- [219] OHRT, C. *Freies Volumen an Polymer-Festkörper-Grenzflächen*. Dissertation. Christian-Albrechts-Universität zu Kiel, 2015. URL: <https://d-nb.info/1074139070/34>.
- [220] DIN EN ISO 11357-1 - 11357-2. *Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 1: Allgemeine Grundlagen - Teil 2: Bestimmung der Glasübergangstemperatur und der Glasübergangsstufenhöhe*. Norm. Feb. 2017.

-
- [221] GUENIN, B. *Thermal strain in semiconductor packages, part I*. In: „ELECTRONICS COOLING“ 13.3 (2007), S. 9. URL: <https://www.electronics-cooling.com/2007/08/thermal-strain-in-semiconductor-packages-part-i/> (besucht am 18. Juni 2018).
- [222] DIN EN ISO 75-1 - 75-3. *Kunststoffe - Bestimmung der Wärmeformbeständigkeits-temperatur - Teil 1: Allgemeines Prüfverfahren - Teil 2: Kunststoffe und Hartgummi - Teil 3: Hochbeständige härtbare Schichtstoffe und langfaserverstärkte Kunststoffe*. Norm. Aug. 2013.
- [223] KUNZ, J. *Bauteilauslegung mit Augenmass*. In: „Kunststoffe“ 12/2013 (2013). URL: https://www.iwk.hsr.ch/fileadmin/user_upload/iwk.hsr.ch/Publikationen/Bauteilauslegung/Bauteilauslegung_mit_Augenmass.pdf (besucht am 10. Juli 2018).
- [224] FRICK, A. und STERN, C. *DSC-Prüfung in der Anwendung*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2013.
- [225] GROSS, D.; HAUGER, W. und SCHNELL, W. *Technische Mechanik: Band 2: Elastostatik*. Springer-Lehrbuch. Springer Berlin Heidelberg, 2013. ISBN: 978-3-662-22466-3. URL: <https://books.google.de/books?id=DtWyBgAAQBAJ>.
- [226] RAGOSTA, G. und MUSTO, P. *Polyimide/silica hybrids via the sol-gel route: high performance materials for the new technological challenges*. In: „Express Polym Lett“ 3.413 (2009), S. 428.
- [227] HELLMANN, K. *Nichtlineare thermomechanische Spannungen und zugehörige Formänderungen in thermisch ungleichmäßig beanspruchten Stahlbau-Profilstäben*. Dissertation. Bergische Universität-Gesamthochschule Wuppertal, 2003.
- [228] DEMTRÖDER, W. *Experimentalphysik I - Mechanik und Wärme*. Bd. 3. Springer, 1998.
- [229] ISO 11359-1 - 11359-2. *Plastics - Thermomechanical analysis (TMA) - Part 1: General principles - Part 2: Determination of coefficient of linear thermal expansion and glass transition temperature*. Norm. Okt. 1999.
- [230] CZICHOS, H.; SAITO, T. und SMITH, L. E. *Springer handbook of metrology and testing*. Springer Science & Business Media, 2011.
- [231] LUEGER, O. u. a. *Lexikon der gesamten Technik und ihrer Hilfswissenschaften - Erster Band*. Deutsche Verlagsanstalt, 1904.
- [232] HARRIS, D. C. u. a. *Optical and thermal properties of spinel with revised (increased) absorption at 4 to 5 μm wavelengths and comparison with sapphire*. In: „Optical Engineering“ 52.8 (2013), S. 087113.
- [233] MORI, M.; YAMAMOTO, T.; ITOH, H.; INABA, H. und TAGAWA, H. *Thermal expansion of nickel-zirconia anodes in solid oxide fuel cells during fabrication and operation*. In: „Journal of the Electrochemical Society“ 145.4 (1998), S. 1374–1381.
- [234] LÖFFLER, M. *Neue Überlegungen zum eindimensionalen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Asphalt*. In: „Bitumen“ 5 (1981), S. 159–163. URL: <https://www.bitumen-magazin.de/lit/viewfile.php?id=1421&name=Bitumen%201981%20Heft%205%201421%20.pdf>.
- [235] DIN 51045-1. *Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper - Teil 1: Grundlagen*. Norm. Aug. 2005.
- [236] CHOY, C. L.; LEUNG, W. P. und NAKAFUKU, C. *Thermal expansion of poly (ether-etherketone)(PEEK)*. In: „Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics“ 28.11 (1990), S. 1965–1977.
- [237] LU, S. X.; CEBE, P. und CAPEL, M. *Thermal stability and thermal expansion studies of PEEK and related polyimides*. In: „Polymer“ 37.14 (1996), S. 2999–3009.

- [238] HENG, W.; GUANHU, H.; BENLIAN, Z.; XIN, C. und WUMING, L. *Noncontact flash method for measuring thermal expansion of foil specimens*. In: „Review of scientific instruments“ 64.12 (1993), S. 3617–3619.
- [239] POORE, M. und KESTERSON, K. *Measuring the thermal expansion of solids with strain gages*. In: „Journal of Testing and Evaluation“ 6.2 (1978), S. 98–102.
- [240] VOGEL, J.; FEIGE, H.-J.; SAUPE, J.; SCHUBERT, S. und GRIMM, J. *Mechanical material characterization of photosensitive polymers*. In: „Microsystem technologies“ 20.10-11 (2014), S. 1975–1979.
- [241] VOGEL, J.; FEIGE, H.-J.; SAUPE, J.; GRIMM, J. und HEROLD, R. *Bestimmung von Werkstoffparametern an Mikrozugproben mit reduziertem Querschnitt aus HARMNST-Polymeren*. In: „13. Chemnitzer Fachtagung Mikrosystemtechnik“. Chemnitz, Deutschland, Okt. 2016.
- [242] RAE, P. J.; BROWN, E. N. und ORLER, E. B. *The mechanical properties of poly (ether-etherketone)(PEEK) with emphasis on the large compressive strain response*. In: „Polymer“ 48.2 (2007), S. 598–615.
- [243] JOHNSON, D. W.; GOETTERT, J.; SINGH, V. und YEMANE, D. *SUEX dry film resist—a new material for high aspect ratio lithography*. In: „Annual Report“ (2012). URL: https://www.lsu.edu/camd/files/DJ_AR2012_SUEXoverview.pdf (besucht am 6. Juli 2019).
- [244] BLUNDELL, D. und OSBORN, B. *The morphology of poly (aryl-ether-ether-ketone)*. In: „Polymer“ 24.8 (1983), S. 953–958.
- [245] BLUNDELL, D. und OSBORN, B. *Crystalline morphology of the matrix of PEEK-carbon fiber aromatic polymer composites. II. Crystallization behavior*. In: „Sampe Quarterly“ 17.1 (1985), S. 1–6.
- [246] LIN, F.; BHATIA, G. und FORD, J. *Thermal conductivities of powder-filled epoxy resins*. In: „Journal of applied polymer science“ 49.11 (1993), S. 1901–1908.
- [247] CHOY, C.; KWOK, K.; LEUNG, W. und LAU, F. P. *Thermal conductivity of poly (ether ether ketone) and its short-fiber composites*. In: „Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics“ 32.8 (1994), S. 1389–1397.
- [248] RIVIÈRE, L.; CAUSSÉ, N.; LONJON, A.; DANTRAS, É. und LACABANNE, C. *Specific heat capacity and thermal conductivity of PEEK/Ag nanoparticles composites determined by Modulated-Temperature Differential Scanning Calorimetry*. In: „Polymer Degradation and Stability“ 127 (2016), S. 98–104.
- [249] SOMBATSOMPOP, N. und WOOD, A. *Measurement of thermal conductivity of polymers using an improved Lee’s disc apparatus*. In: „Polymer Testing“ 16.3 (1997), S. 203–223.
- [250] COGSWELL, F. N. *Thermoplastic aromatic polymer composites: a study of the structure, processing and properties of carbon fibre reinforced polyetheretherketone and related materials*. Elsevier, 2013.
- [251] MARTIENSSEN, W. und WARLIMONT, H. *Springer handbook of condensed matter and materials data*. Springer Science & Business Media, 2006.
- [252] KADOYA, K.; MATSUNAGA, N. und NAGASHIMA, A. *Viscosity and Thermal Conductivity of Dry Air in the Gaseous Phase*. In: „Journal of Physical and Chemical Reference Data“ 14.4 (1985), S. 947–970.
- [253] VOICU, R.; TIBEICA, C. und MÜLLER, R. *Design and optimization study for a new SU-8 electro-thermally actuated microgripper*. In: „Proceedings of the 3rd International Conference on Manufacturing Engineering (ICMEN)“. Citeseer. 2008, S. 1–3.

-
- [254] CHENG, S. Z.; LIM, S.; JUDOVITS, L. H. und WUNDERLICH, B. *Heat capacities of high melting polymers containing phenylene groups*. In: „Polymer“ 28.1 (1987), S. 10–22. DOI: [https://doi.org/10.1016/0032-3861\(87\)90313-2](https://doi.org/10.1016/0032-3861(87)90313-2). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0032386187903132>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [255] LIDE, D. R. *CRC handbook of chemistry and physics*. Bd. 85. CRC press LLC, 2004.
- [256] ISLAM, S. *Entwicklung feinwerktechnisch hergestellter elektrothermischer Aktoren auf Basis von PEEK-Folien*. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [257] JOHNSON, B. C. *Electrical resistivity of copper and nickel thin-film interconnections*. In: „Journal of applied physics“ 67.6 (1990), S. 3018–3024.
- [258] GIERCZAK, M.; PRAŻMOWSKA-CZAJKA, J. und DZIEDZIC, A. *Thermoelectric mixed thick-/thin film microgenerators based on constantan/silver*. In: „Materials“ 11.1 (2018), S. 115.
- [259] GU, Y.; WU, A.; FEDERICI, J. F. und ZHANG, X. *Inkjet printable constantan ink for the fabrication of flexible and conductive film*. In: „Chemical Engineering Journal“ 313 (2017), S. 27–36.
- [260] KUBENZ, M.; OSTRZINSKI, U.; REUTHER, F. und GRUETZNER, G. *Effective baking of thick and ultra-thick photoresist layers by infrared radiation*. In: „Microelectronic engineering“ 67 (2003), S. 495–501.
- [261] CHRISTEN, D. S. *Praxiswissen der chemischen Verfahrenstechnik: Handbuch für Chemiker und Verfahreningenieure*. Springer-Verlag, 2009.
- [262] WEN, C.-D. und MUDAWAR, I. *Modeling the effects of surface roughness on the emissivity of aluminum alloys*. In: „International journal of heat and mass transfer“ 49.23-24 (2006), S. 4279–4289.
- [263] CHALMERS, J.; GASKIN, W. und MACKENZIE, M. *Crystallinity in poly (aryl-ether-ketone) plaques studied by multiple internal reflection spectroscopy*. In: „Polymer Bulletin“ 11.5 (1984), S. 433–435.
- [264] MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GMBH & Co. KG. *Grundlagen der berührungslosen Temperaturmessung*. URL: <https://www.micro-epsilon.de/download/products/dat--infrarot-grundlagen--de.pdf> (besucht am 2. Nov. 2018).
- [265] HOWELL, J. R.; MENGUC, M. P. und SIEGEL, R. *Thermal radiation heat transfer*. CRC press, 2015.
- [266] GOLZAR, M.; BEYREUTHER, R.; BRÜNIG, H.; TÄNDLER, B. und VOGEL, R. *Online temperature measurement and simultaneous diameter estimation of fibers by thermography of the spinline in the melt spinning process*. In: „Advances in Polymer Technology: Journal of the Polymer Processing Institute“ 23.3 (2004), S. 176–185.
- [267] KRAVCHUK, O.; BOBITSKI, Y. und REICHENBERGER, M. *Electrical sintering of inkjet printed sensor structures on polyimide substrate*. In: „2016 IEEE 36th International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO)“. IEEE. 2016, S. 104–106.
- [268] HUDJETZ, S. *Experimental Investigation of Heat Exchange between Thermal Mass and Room Environments*. In: (2012).
- [269] GALE, W. F. und TOTEMEIER, T. C. *Smithells metals reference book*. Elsevier, 2003.
- [270] BARRON, R. F. und BARRON, B. R. *Design for thermal stresses*. John Wiley & Sons, 2011.
- [271] BAEHR, H. D. und STEPHAN, K. *Wärme- und Stoffübertragung*. Bd. 7. Springer, 1994. DOI: [10.1007/978-3-642-10194-6_2](https://doi.org/10.1007/978-3-642-10194-6_2). URL: https://doi.org/10.1007/978-3-642-10194-6_2. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.

- [272] KIPP, B. *Analytische Berechnung thermischer Vorgänge in permanentmagneterregten Synchronmaschinen*. Dissertation. Helmut-Schmidt-Universität, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2008.
- [273] GOTTER, G. *Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen*. Springer-Verlag, 2013.
- [274] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE (VDI). *VDI-Wärmeatlas, 11. Auflage*. Springer, 2013.
- [275] TRENDE, A.; ÅSTRÖM, B. und NILSSON, G. *Modelling of residual stresses in compression moulded glass-mat reinforced thermoplastics*. In: „Composites Part A: Applied Science and Manufacturing“ 31.11 (2000), S. 1241–1254.
- [276] KÓNYA, L.; VÁRADI, K.; FLÖCK, J. und FRIEDRICH, K. *Finite-element heat-transfer analysis of a PEEK-steel sliding pair in a pin-on-disc configuration*. In: „Tribotest“ 8.1 (2001), S. 1–26.
- [277] HOLMES, S. T. und GILLESPIE JR, J. W. *Thermal analysis for resistance welding of large-scale thermoplastic composite joints*. In: „Journal of Reinforced Plastics and composites“ 12.6 (1993), S. 723–736.
- [278] GEISBERGER, A. A.; SARKAR, N.; ELLIS, M. und SKIDMORE, G. D. *Electrothermal properties and modeling of polysilicon microthermal actuators*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 12.4 (2003), S. 513–523.
- [279] HILL, D.; SZYSZKOWSKI, W. und BORDATCHEV, E. *On modeling and computer simulation of an electro-thermally driven cascaded nickel micro-actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 126.1 (2006), S. 253–263.
- [280] JAIN, A.; NESS, K.; MCCONNELL, A.; JIANG, L. und GOODSON, K. *Design, fabrication and thermal characterization of a MEMS device for control of nerve cell growth*. In: „ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition“. Bd. 37211. 2003, S. 251–257.
- [281] HU, X. J.; JAIN, A. und GOODSON, K. E. *Investigation of the natural convection boundary condition in microfabricated structures*. In: „International Journal of Thermal Sciences“ 47.7 (2008), S. 820–824.
- [282] MANGINELL, R. P.; ROSATO, D. A.; BENSON, D. A. und FRYE-MASON, G. C. *Finite element modeling of a microhotplate for microfluidic applications*. In: „Proceedings of Modeling and Simulation of Microsystems (MSM'99)“ (1999), S. 663–666.
- [283] PEIRS, J.; REYNAERTS, D. und VAN BRUSSEL, H. *Scale effects and thermal considerations for micro-actuators*. In: „Proceedings. 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No. 98CH36146)“. Bd. 2. IEEE. 1998, S. 1516–1521.
- [284] QIU, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. und WEBER, A. C. *A bulk-micromachined bistable relay with U-shaped thermal actuators*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.5 (2005), S. 1099–1109.
- [285] BOYRAZ, P.; RUNGE, G. und RAATZ, A. *An overview of novel actuators for soft robotics*. In: „Actuators“. Bd. 7. 3. MDPI. 2018, S. 48. URL: <https://www.mdpi.com/328012> (besucht am 18. Juni 2018).
- [286] MIRFAKHRAI, T.; MADDEN, J. D. und BAUGHMAN, R. H. *Polymer artificial muscles*. In: „Materials today“ 10.4 (2007), S. 30–38.
- [287] COSTA, F. A. R. *Thermo-Structural Analysis of a Reflectometry System for Nuclear Fusion*. Masterthesis. Universidade de Lisboa - Instituto Superior Técnico, 2016. URL: https://www.google.com/url?client=internal-element-cse&cx=000083917732021314123:pmmog5wdv5o&q=https://fenix.tecnico.ulisboa.pt/downloadFile/1407770020544920/Thesis.pdf&sa=U&ved=2ahUKEwjnxtHwiYD7AhXS_rsIHRNSDAMQFnoECAAQAg&usg=AOvVaw2W2wBBgOkjOMbw6dGEetvk (besucht am 27. Okt. 2022).

-
- [288] MAHONY, J. *Heat transfer at small Grashof numbers*. In: „Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences“ 238.1214 (1957), S. 412–423.
- [289] MATHWORKS. *normxcorr2 - Normalized 2-D cross-correlation*. URL: <https://de.mathworks.com/help/images/ref/normxcorr2.html> (besucht am 26. Okt. 2022).
- [290] MATHWORKS. *xcorr2 - 2-D cross-correlation*. URL: <https://de.mathworks.com/help/signal/ref/xcorr2.html> (besucht am 26. Okt. 2022).
- [291] SPURA, C. *Herleitung der Euler-Bernoulli-Balkentheorie*. In: „Einführung in die Balkentheorie nach Timoshenko und Euler-Bernoulli“. Springer, 2019, S. 17–18.
- [292] RUST, W. *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen mit ANSYS Workbench*. Springer, 2020.
- [293] CHRONIS, N. und LEE, L. P. *Electrothermally activated SU-8 microgripper for single cell manipulation in solution*. In: „Journal of Microelectromechanical systems“ 14.4 (2005), S. 857–863.
- [294] LEHNBERGER, C. *Mobiles Braille-Display auf Basis von integrierten elektrothermischen Mikroaktoren in Leiterplatten - MOBILIZE; Teilprojekt: Integration Mikroaktoren in Leiterplatten*. Abschlussbericht BMBF-Projekt 16SV6402. BMBF Bibliothek Forschung und Technologie, 2017. URL: <https://www.tib.eu/suchen/id/TIBKAT:1020138203/>.
- [295] SAHIN, S.; NAHAR, N. K. und SERTEL, K. *Thin-Film SUEX as an Anti-Reflection Coating for mmW and THz Applications*. In: „IEEE Transactions on Terahertz Science and Technology“ (2019).
- [296] WOUTERS, K. und PUERS, R. *Determining the Young's modulus and creep effects in three different photo definable epoxies for MEMS applications*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 156.1 (2009), S. 196–200.
- [297] BÜTTGEN, C. *Entwicklung einer auf bistabilen Mikrorelais basierenden Schaltmatrix für nachrichtentechnische Anwendungen*. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [298] SCHÄFER, N. J. *Programmierbare Leistungsquelle zur Untersuchung der Impulsfestigkeit elektrothermischer Aktoren*. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [299] GROTZ, U. und BAUMANN, U. *MOBiles Braille-Display auf Basis von Integrierten Elektrothermischen Mikroaktoren in Leiterplatten - MOBILIZE, Teilvorhaben: Ansteuerung und Aufbau Display*. Abschlussbericht BMBF-Projekt 16SV6401K. BMBF Bibliothek Forschung und Technologie, 2017. URL: <https://www.tib.eu/suchen/id/TIBKAT:1010926896/>.
- [300] DOPPELBAUER, M. *Grundlagen der Elektromobilität - Technik, Praxis, Energie und Umwelt (Tab. 6.3 Technische Daten der Batteriesysteme ausgewählter BEVs)*. Springer, 2020.
- [301] TME GERMANY GMBH. *FDME1024N2T ONSEMI*. URL: <https://www.tme.com/au/en/details/fdme1024nzt/multi-channel-transistors/onsemi/> (besucht am 9. Aug. 2022).
- [302] OLIVER NADIG. *Vorläufiger Bericht Projekt MOBILIZE, Probandentest 2*. Bericht. Reha-Beratungszentrum der Deutschen Blindenstudienanstalt Marburg, Nov. 2017.
- [303] SCHLAAK, H. F., RIEDEL, RALF. *ProHEAT - Polymere für robuste hocheffiziente elektrothermische Aktoren*. Eingereichter DFG-Forschungsantrag. TU Darmstadt - Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme und Institut für Materialwissenschaft, Fachgebiet Disperse Feststoffe, Dez. 2018.
- [304] SCHLAAK, H. F. *EASY-BRAILLE - Electrothermal Actuator System for bistable hybrid Braille area displays*. Eingereichter Antrag für das Schwerpunktprogramm „Kooperative Mehrstufige Multistabile Mikro-Aktorsysteme (KOMMMA)“ (SPP 2206). TU Darmstadt - Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme, Nov. 2018.

-
- [305] HUANG, C.; GREGORY, J. W. und SULLIVAN, J. P. *A modified schlieren technique for micro flow visualization*. In: „Measurement Science and Technology“ 18.5 (2007), N32.
- [306] SCHLICHTING, H. und GERSTEN, K. *Grundzüge der Grenzschicht-Theorie*. Springer, 2006.
- [307] CHRISTENSEN, A. und GRAHAM, S. *Thermal effects in packaging high power light emitting diode arrays*. In: „Applied thermal engineering“ 29.2-3 (2009), S. 364–371.
- [308] WIRTZ, R.; SOHAL, R. und WANG, H. *Thermal performance of pin-fin fan-sink assemblies*. In: „Journal of Electronic Packaging“ 119.1 (1997), S. 26–31.
- [309] LUO, X. und LIU, S. *A microjet array cooling system for thermal management of high-brightness LEDs*. In: „IEEE Transactions on Advanced Packaging“ 30.3 (2007), S. 475–484.
- [310] SUFIAN, S.; FAIRUZ, Z.; ZUBAIR, M.; ABDULLAH, M. und MOHAMED, J. *Thermal analysis of dual piezoelectric fans for cooling multi-LED packages*. In: „Microelectronics Reliability“ 54.8 (2014), S. 1534–1543.
- [311] KIM, L.; CHOI, J. H.; JANG, S. H. und SHIN, M. W. *Thermal analysis of LED array system with heat pipe*. In: „Thermochimica acta“ 455.1-2 (2007), S. 21–25.
- [312] LAUNAY, S.; SARTRE, V. und LALLEMAND, M. *Experimental study on silicon micro-heat pipe arrays*. In: „Applied Thermal Engineering“ 24.2-3 (2004), S. 233–243.
- [313] BRUNNE, J. und WALLRABE, U. *Tunable MEMS axicon mirror arrays*. In: „Optics letters“ 38.11 (2013), S. 1939–1941.
- [314] HARSHE, R.; BALAN, C. und RIEDEL, R. *Amorphous Si (Al) OC ceramic from polysiloxanes: bulk ceramic processing, crystallization behavior and applications*. In: „Journal of the European Ceramic Society“ 24.12 (2004), S. 3471–3482. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2003.10.016>. url: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0955221903008094>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [315] MORITA, Y.; TAJIMA, S.; SUZUKI, H. und SUGINO, H. *Thermally initiated cationic polymerization and properties of epoxy siloxane*. In: „Journal of applied polymer science“ 100.3 (2006), S. 2010–2019.
- [316] LI, Y.-L.; RIEDEL, R.; STEIGER, J. und SEGGERN, H. von. *Novel transparent polysilazane glass: Synthesis and properties*. In: „Advanced Engineering Materials“ 2.5 (2000), S. 290–293.
- [317] MARTÍNEZ-CRESPIERA, S.; IONESCU, E.; KLEEBE, H.-J. und RIEDEL, R. *Pressureless synthesis of fully dense and crack-free SiOC bulk ceramics via photo-crosslinking and pyrolysis of a polysiloxane*. In: „Journal of the European Ceramic Society“ 31.5 (2011), S. 913–919.
- [318] MARTÍNEZ-CRESPIERA, S.; IONESCU, E.; SCHLOSSER, M.; FLITTNER, K.; MISTURA, G.; RIEDEL, R. und SCHLAACK, H. F. *Fabrication of silicon oxycarbide-based microcomponents via photolithographic and soft lithography approaches*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 169.1 (2011), S. 242–249.
- [319] KRAMER, A.; SCHÄFER, N.; ALLEVATO, G.; TRAN, C. und TAMMEN, B. *Integrierte Dehnungsmessung bei einem elektrothermischen Aktor*. Praktische Entwicklungsmethodik II (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [320] LANTZ, M. A.; BINNIG, G. K.; DESPONT, M. und DRECHSLER, U. *A micromechanical thermal displacement sensor with nanometre resolution*. In: „Nanotechnology“ 16.8 (2005), S. 1089. url: <http://stacks.iop.org/0957-4484/16/i=8/a=016>.

- [321] FOWLER, A. G.; BAZAETI, A. und MOHEIMANI, S. O. R. *Design and Analysis of Nonuniformly Shaped Heaters for Improved MEMS-Based Electrothermal Displacement Sensing*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 22.3 (Juni 2013), S. 687–694. ISSN: 1057-7157.
- [322] PHINNEY, L. M.; BAKER, M. S. und SERRANO, J. R. *Thermal Microactuators*. In: „Microelectromechanical Systems and Devices, I. Nazul, ed., InTech“ (2012), S. 415–434.
- [323] COMTOIS, J. H. und BRIGHT, V. M. *Applications for surface-micromachined polysilicon thermal actuators and arrays*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 58.1 (1997), S. 19–25.
- [324] KOHLSTEDT, A.; DASSINGER, F.; SCHLAACK, F.; FRITZSCH, C. und JAKOBY, R. *Monolithic SU-8 based hollow waveguide with integrated electro thermally tunable iris filter for W-band applications*. In: „Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2012 IEEE 25th International Conference on“. IEEE. 2012, S. 713–716.
- [325] STAAB, M.; BÜTTGEN, C.; RIEMER, D. und SCHLAACK, H. F. *Miniaturisierte Signal-Schaltmatrix auf Basis von bistabilen Mikrorelais*. In: „MikroSystemTechnik“ (2011).
- [326] STAAB, M. und SCHLAACK, H. *Novel electrothermally actuated magnetostatic bistable microrelay for telecommunication applications*. In: „Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2011 IEEE 24th International Conference on“. IEEE. 2011, S. 1261–1264.
- [327] CHRONIS, N. und LEE, L. P. *Electrothermally activated SU-8 microgripper for single cell manipulation in solution*. In: „Microelectromechanical Systems, Journal of“ 14.4 (2005), S. 857–863.
- [328] WINTERSTEIN, T. und SCHLAACK, H. F. *Normally latched linear inchworm drive with electrothermal actuation for fluidic applications*. In: „ACTUATOR12, 13th International Conference on New Actuators and 7th International Exhibition on Smart Actuators and Drive Systems“. Juni 2012. URL: <http://tubiblio.ulb.tu-darmstadt.de/60019/>.
- [329] HUMMEL, J. *Entwicklung eines miniaturisierten elektrothermisch aktuierten Ventils*. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, Aug. 2013.
- [330] CHEN, W.-C.; YEH, P.-I.; HU, C.-F. und FANG, W. *Design and characterization of single-layer step-bridge structure for out-of-plane thermal actuator*. In: „Microelectromechanical Systems, Journal of“ 17.1 (2008), S. 70–77.
- [331] CHEN, W.-C.; CHU, C.-C.; HSIEH, J. und FANG, W. *A reliable single-layer out-of-plane micro-machined thermal actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 103.1 (2003), S. 48–58. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-4247\(02\)00315-1](https://doi.org/10.1016/S0924-4247(02)00315-1). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924424702003151>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [332] ZHENG, L.-S. und LU, M. S.-C. *A large-displacement CMOS-micromachined thermal actuator with capacitive position sensing*. In: „Asian Solid-State Circuits Conference, 2005“. IEEE. 2005, S. 89–92.
- [333] ELBUKEN, C.; TOPALOGLU, N.; NIEVA, P. M.; YAVUZ, M. und HUISOON, J. P. *Modeling and analysis of a 2-DOF bidirectional electro-thermal microactuator*. In: „Microsystem technologies“ 15.5 (2009), S. 713–722. DOI: [10.1007/s00542-009-0789-2](https://doi.org/10.1007/s00542-009-0789-2). URL: <https://doi.org/10.1007/s00542-009-0789-2>. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.
- [334] VENDITTI, R.; LEE, J. S.; SUN, Y. und LI, D. *An in-plane, bi-directional electrothermal MEMS actuator*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 16.10 (2006), S. 2067–2070. DOI: [10.1088/0960-1317/16/10/020](https://doi.org/10.1088/0960-1317/16/10/020). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/16/10/020>.

- [335] YANG, Y.-S.; LIN, Y.-H.; HU, Y.-C. und LIU, C.-H. *A large-displacement thermal actuator designed for MEMS pitch-tunable grating*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 19.1 (2009), S. 015001. DOI: [10.1088/0960-1317/19/1/015001](https://doi.org/10.1088/0960-1317/19/1/015001). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/19/1/015001>.
- [336] YAN, D.; KHAJEPOUR, A. und MANSOUR, R. *Design and modeling of a MEMS bidirectional vertical thermal actuator*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 14.7 (2004), S. 841–850. DOI: [10.1088/0960-1317/14/7/002](https://doi.org/10.1088/0960-1317/14/7/002). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/14/7/002>.
- [337] LUO, J. K.; FLEWITT, A. J.; SPEARING, S. M.; FLECK, N. A. und MILNE, W. I. *Comparison of microtweezers based on three lateral thermal actuator configurations*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 15.6 (2005), S. 1294. DOI: [10.1088/0960-1317/15/6/022](https://doi.org/10.1088/0960-1317/15/6/022). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/15/6/022>.
- [338] MOULTON, T. und ANANTHASURESH, G. *Micromechanical devices with embedded electro-thermal-compliant actuation*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 90.1 (2001), S. 38–48. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-4247\(00\)00563-X](https://doi.org/10.1016/S0924-4247(00)00563-X). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S092442470000563X>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [339] JUDY, J.; TAMAGAWA, T. und POLLA, D. *Surface micromachined linear thermal microactuator*. In: „Electron Devices Meeting, 1990. IEDM'90. Technical Digest., International“. IEEE. 1990, S. 629–632.
- [340] HUANG, Q.-A. und LEE, N. K. S. *Analytical modeling and optimization for a laterally-driven polysilicon thermal actuator*. In: „Microsystem Technologies“ 5.3 (1999), S. 133–137. DOI: [10.1007/s005420050152](https://doi.org/10.1007/s005420050152). URL: <https://doi.org/10.1007/s005420050152>. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.
- [341] QUE, L.; PARK, J.-S. und GIANCHANDANI, Y. *Bent-beam electro-thermal actuators for high force applications*. In: „Micro Electro Mechanical Systems, 1999. MEMS'99. Twelfth IEEE International Conference on“. IEEE. 1999, S. 31–36.
- [342] LUO, J. K.; FLEWITT, A. J.; SPEARING, S. M.; FLECK, N. A. und MILNE, W. I. *Modelling of microspring thermal actuator*. In: „Technical Proceedings of the 2004 NSTI Nanotechnology Conference and Trade Show (Boston)“ 1 (2004), S. 355–358. URL: <https://briefs.techconnect.org/papers/modelling-and-fabrication-of-microspring-thermal-actuator/>.
- [343] LERCH, P.; SLIMANE, C. K.; ROMANOWICZ, B. und RENAUD, P. *Modelization and characterization of asymmetrical thermal micro-actuators*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 6.1 (1996), S. 134. DOI: [10.1088/0960-1317/6/1/033](https://doi.org/10.1088/0960-1317/6/1/033). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/6/1/033>.
- [344] UNAMUNO, A.; YAO, J. und UTTAMCHANDANI, D. *Alignment and fixing of fiber optics based on electrothermal MEMS actuators*. In: „Photonics Technology Letters, IEEE“ 17.4 (2005), S. 816–818.
- [345] ISHIKAWA, K.; ZHANG, J.; TUANTRANONT, A.; BRIGHT, V. M. und LEE, Y.-C. *An integrated micro-optical system for VCSEL-to-fiber active alignment*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 103.1 (2003), S. 109–115. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0924-4247\(02\)00313-8](https://doi.org/10.1016/S0924-4247(02)00313-8). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924424702003138>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [346] DUC, T. C.; LAU, G.-K. und SARRO, P. M. *Polymeric thermal microactuator with embedded silicon skeleton: Part II - Fabrication, characterization, and application for 2-DOF microgripper*. In: „Microelectromechanical Systems, Journal of“ 17.4 (2008), S. 823–831.

-
- [347] YANG, P.; STEVENSON, M.; LAI, Y.; MECHEFSKE, C.; KUJATH, M. und HUBBARD, T. *Design, modeling and testing of a unidirectional MEMS ring thermal actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 143.2 (2008), S. 352–359. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.sna.2007.10.085>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924424707008163>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [348] STEVENSON, M.; YANG, P.; LAI, Y. und MECHEFSKE, C. *Development of a bidirectional ring thermal actuator*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 17.10 (2007), S. 2049–2054. DOI: [10.1088/0960-1317/17/10/017](https://doi.org/10.1088/0960-1317/17/10/017). URL: <https://dx.doi.org/10.1088/0960-1317/17/10/017>.
- [349] ADAM, B. *Das Buch der Blindenschrift*. Marix Verlag, 2009. ISBN: 9783865392176. URL: <http://www.fakoo.de/braillebuch/> (besucht am 31. Aug. 2019).
- [350] OLIVER NADIG. *Abschlussbericht zum „Probantentest 1“ im Rahmen des Projekts MOBILIZE*. Bericht. Reha-Beratungszentrum der Deutschen Blindenstudienanstalt Marburg, Apr. 2015.
- [351] WINKLER, F. *2600 Definitionen technischer Begriffe nach DIN*. In: „Acta Polymerica“ 31.5 (1980).
- [352] ASHBY, M. F. *Chapter 4 - Material Property Charts*. In: „Materials Selection in Mechanical Design (Fourth Edition)“. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2011, S. 57–96. ISBN: 978-1-85617-663-7. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-1-85617-663-7.00004-7>. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9781856176637000047>. Reproduziert mit Genehmigung von Elsevier.
- [353] DESIGN, G. *Granta CES 2010 EDUPACK - 2 Material and Process Selection Charts*. URL: <http://users.fs.cvut.cz/libor.benes/vyuka/engineeringmaterials/2-Materials-Charts-2010.pdf> (besucht am 31. Okt. 2022).
- [354] TERADA, Y. *Thermophysical Properties of L1 2 Intermetallic Compounds of Iridium*. In: „Platinum Metals Review“ 52.4 (2008), S. 208–214.
- [355] FREUDENBERGER, J.; GÖLLNER, J.; HEILMAIER, M.; MOOK, G.; SAAGE, H.; SRIVASTAVA, V. und WENDT, U. *Materials Science and Engineering*. In: „Springer Handbook of Mechanical Engineering“. Springer, Berlin, Heidelberg, 2009, S. 73–222. ISBN: 978-3-540-49131-6 978-3-540-30738-9. DOI: [10.1007/978-3-540-30738-9_3](https://doi.org/10.1007/978-3-540-30738-9_3). URL: https://doi.org/10.1007/978-3-540-30738-9_3. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.
- [356] MARTINEZ-DUARTE, R. und MADOU, M. *SU-8 photolithography and its impact on microfluidics*. In: „Microfluidics and nanofluidics handbook“ 2006 (2011), S. 231–268.
- [357] FENG, R. und FARRIS, R. J. *Influence of processing conditions on the thermal and mechanical properties of SU8 negative photoresist coatings*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 13.1 (2002), S. 80.
- [358] DELLMANN, L. u. a. *Fabrication process of high aspect ratio elastic and SU-8 structures for piezoelectric motor applications*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 70.1-2 (1998), S. 42–47.
- [359] CHUNG, S. und PARK, S. *Effects of temperature on mechanical properties of SU-8 photoresist material*. In: „Journal of Mechanical Science and Technology“ 27.9 (2013), S. 2701–2707.
- [360] SCHLAAK, H. F.; JUNGSMANN, M.; JUNGNICHEL, U. und RÖSE, A. *Technologie der Mikro- und Feinwerktechnik; Skriptum zur Vorlesung*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, 2009.
- [361] SCHLAAK, H. F. *Mikrosystemtechnik I - Grundlagen zu Aufbau und Funktionsweise von Mikrosystemen wie Mikrosensoren, Mikroaktoren, mmikrofluidische und mikrooptischen Komponenten; Skriptum zur Vorlesung*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, 2008.

- [362] NAMHATA, S.; SANTOLINI, L. und LOCATI, G. *Rationalisation of Vicat softening point measurements*. In: „Polymer testing“ 9.2 (1990), S. 75–89.
- [363] ULLRICH, C. und BODMER, T. *Thermophysikalische Stoffwerte von Metallen und Metalllegierungen*. In: „VDI-Wärmeatlas: Fachlicher Träger VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen“ (2018), S. 1–14.
- [364] KIKUCHI, M.; TAKAHASHI, M. und OKUNO, O. *Elastic moduli of cast Ti–Au, Ti–Ag, and Ti–Cu alloys*. In: „Dental Materials“ 22.7 (2006), S. 641–646.
- [365] KOHLRAUSCH, F. *Praktische Physik*. Bd. 3. Teubner, 1976.
- [366] BRÜCKNER, W. *Biaxial modulus and coefficient of thermal expansion of Cu₀. 57Ni₀. 42Mn₀. 01 (constantan) films*. In: „physica status solidi (a)“ 148.2 (1995), K89–K91.
- [367] DAVIS, J. R. u. a. *Copper and copper alloys*. ASM international, 2001.
- [368] MACIONCZYK, F.; BRÜCKNER, W.; PITSCHE, W. und REISS, G. *Young’s modulus and tensile strength of CuNi (Mn) thin films on polyimide foils by tensile testing*. In: „Journal of materials research“ 13.10 (1998), S. 2852–2858.
- [369] ISERMANN, R. *Identifikation dynamischer Systeme 1: Grundlegende Methoden*. Springer-Verlag, 2013.
- [370] LI, T. -L. und HSU, S. L. -C. *Enhanced thermal conductivity of polyimide films via a hybrid of micro-and nano-sized boron nitride*. In: „The Journal of Physical Chemistry B“ 114.20 (2010), S. 6825–6829.
- [371] KÖGL, B. und MOSER, F. *Stoffaustausch und chemische Reaktion*. In: „Grundlagen der Verfahrenstechnik“. Springer, 1981, S. 346–368.
- [372] ZÜRICHER HOCHSCHULE FÜR ANGEWANDTE WISSENSCHAFTEN. *Ltspice - Einführung ins Simulations-Tool*. URL: https://nanopdf.com/download/ltspice-einfhrung_pdf (besucht am 2. Aug. 2022).
- [373] WOLFRAM RESEARCH. *WolframAlpha*. URL: <https://www.wolfram.com> (besucht am 15. Jan. 2021).
- [374] ANSYS INC. *ANSYS meshing user’s guide Release 15.0*. 2013. URL: <https://pdfslide.net/documents/ansys-meshing-users-guide.html> (besucht am 21. Feb. 2021).
- [375] ANSYS INC. *ANSYS meshing user’s guide Release 13.0*. 2010. URL: https://www.google.de/url?sa=t&rct=j&q=&esrc=s&source=web&cd=&cad=rja&uact=8&ved=2ahUKEwj9qo754_ruAhWIHuwKHR1mA8EQFjAAegQIARAD&url=https%3A%2F%2Fwww.researchgate.net%2Fprofile%2FMohamed_Mourad_Lafifi%2Fpost%2FHow_to_remove_warpage_angle_and_violation_of_heuristic_criterion_warning_in_LS-Dyna%2Fattachment%2F5d0c0713cfe4a7968dacddf1%2FAS%253A771994878496770%25401561069330997%2Fdownload%2FMeshing_Tutorial_Ans_sys.pdf&usg=AOvVaw3hBSv-QIsIovhowHX0vBBj (besucht am 21. Feb. 2021).
- [376] ULTIMAKER B.V. *Ultimaker² Extended+ - Installation and user manual*. URL: https://cdn-reichelt.de/documents/datenblatt/E400/ULTIMAKER_UM2_EXTENDED-PLUS_MANUAL.pdf (besucht am 13. Aug. 2022).
- [377] B9CREATIONS. *B9Creator v1.2*. URL: <https://the3dconnectors.com/wp-content/uploads/2019/07/B9-Creator.pdf> (besucht am 13. Aug. 2022).
- [378] FORMLABS. *Form 1+ - Introducing Desktop SLA*. URL: <https://docs.rs-online.com/c678/0900766b8142fad2.pdf> (besucht am 13. Aug. 2022).
- [379] QUADRANT. *EPP Bearbeitungsrichtlinien*. URL: <https://docplayer.org/21639616-Quadrant-epp-bearbeitungsrichtlinien-you-inspire-we-materialize.html> (besucht am 24. Aug. 2018).

Datenblätter, Materialdatenbanken, Kunststoff-Tabellen

- [380] RÖCHLING SE & Co. KG. *Polystone® GAST natur; PE-HD / PE 300; Datenblatt*. URL: <https://www.roechling.com/de/industrie/werkstoffe/thermoplastische-kunststoffe/detail/polystone-g-ast-natur-52/> (besucht am 17. Juli 2018).
- [381] KERN GMBH. *Polyetheretherketon (PEEK); Datenblatt*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyetheretherketon-peek?n=1701_1 (besucht am 26. Apr. 2021).
- [382] AHLBORN KUNSTSTOFFE. *Dauergebrauchstemperatur | Technische Eigenschaften | Technische Informationen Halbzeug Fertigteile*. URL: <https://www.akuplastics.com/technische-informationen-kunststoffbearbeitung-bearbeitungsrichtlinien-chemischen-bestaendigkeiten-eigenschaften/technische-werte-kunststoffe/technische-werte-dauergebrauchstemperatur.html> (besucht am 24. Juli 2018).
- [383] BONNET, M. *Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung*. Springer, 2009. DOI: 10.1007/978-3-8348-9303-1_1. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-8348-9303-1_1. Reproduziert mit Genehmigung von Springer Nature.
- [384] MARK, J. E. *Physical properties of polymers handbook, second edition*. Bd. 1076. Springer, 2007.
- [385] DUPONT DE NEMOURS (DEUTSCHLAND) GMBH. *VESPEL®Konstruktionshandbuch*. URL: <https://www.dupont.com/content/dam/dupont/products-and-services/plastics-polymers-and-resins/parts-and-shapes/vespel/documents/h53668d.pdf> (besucht am 21. Sep. 2019).
- [386] LITE GMBH. *LITE TK (PEEK); Produkt-Webseite*. URL: <https://www.lipp-terler.com/lite-tk> (besucht am 7. Juni 2020).
- [387] EVONIK. *VESTAKEEP® 2000G*. 2011. URL: <https://industrial.vestakeep.com/product/peek-industrial/downloads/pi-vestakeep-2000g-de.pdf> (besucht am 9. März 2021).
- [388] MÜLLER ALHORN. *Tecfilm® PEEK TC 00601*. 2014. URL: https://www.mueller-ahlhorn.com/fileadmin/Downloads/PDF/PDFDateien/TC_00601_pl.pdf (besucht am 9. März 2021).
- [389] VICTREX. *APTIV® 1000 Series Films*. URL: https://www.victrex.com/~media/datasheets/victrex_aptiv-1000-datasheet-mar-12.pdf (besucht am 9. März 2021).
- [390] VICTREX. *APTIV® 1000 Series Films; Datenblatt*. URL: https://www.victrex.com/~media/datasheets/victrex_aptiv-1000-datasheet-mar-12.pdf (besucht am 20. Sep. 2018).
- [391] DJ MICROLAMINATES. *SUEX Epoxy Thick Film Sheets (TDFS); Preliminary Data Sheet*. URL: <https://djmicrolaminates.com/datasheets/DJ-MicroLaminates-SUEX-Data-Sheet-7142017.pdf> (besucht am 6. Juli 2019).
- [392] MICROCHEM. *SU-8 2000 Permanent Epoxy Negative Photoresist; Datenblatt*. URL: https://kayakuam.com/wp-content/uploads/2019/09/SU-82000DataSheet2000_5thru2015Ver4-2.pdf (besucht am 4. Mai 2021).
- [393] LITE GMBH. *LITE TK (PEEK); Datenblatt*. URL: <https://www.lipp-terler.com/produkteigenschaften> (besucht am 20. Sep. 2018).
- [394] MARK, H. F. *Encyclopedia of polymer science and technology, Third edition*. John Wiley & Sons, 2013.

-
- [395] TETENAL EUROPE GMBH. *Tetenal Kameralack Spray; Datenblatt*. URL: <http://www.ars-imago.ch/pdf/auto/ars-imago-000530.pdf> (besucht am 25. Okt. 2018).
- [396] ISABELLENHÜTTE HEUSLER GMBH & Co. KG. *ISOTAN®; Datenblatt*. URL: https://www.isabellenhuette.de/fileadmin/Daten/Praezisionslegierungen/Datenblaetter_Widerstand/ISOTAN.pdf (besucht am 17. Jan. 2019).
- [397] DUPONT. *Datasheet – DuPont™ Pyralux® LF - Acrylic Sheet Adhesive*. URL: <https://www.dupont.com/content/dam/dupont/amer/us/en/products/ei-transformation/documents/EI-10119-Pyralux-LF-SA-Data-Sheet.pdf> (besucht am 17. Mai 2022).
- [398] DJ MICROLAMINATES. *Preliminary Lamination Guidelines*. URL: <https://djmicrolaminates.com/datasheets/Preliminary-Lamination-Guidelines-DS.pdf> (besucht am 6. Juli 2019).
- [399] DJ MICROLAMINATES. *Tips & Tricks for SUEX Processing*. URL: <https://djmicrolaminates.com/datasheets/SUEX-Tips-and-Tricks-WP.pdf> (besucht am 6. Juli 2019).
- [400] DJ MICROLAMINATES. *ADEX-SUEX Average Best Processing Conditions*. URL: <https://djmicrolaminates.com/datasheets/ADEX-SUEX-Processing-Conditions.pdf> (besucht am 6. Juli 2019).
- [401] ELGA EUROPE. *ORDYL SY 300 - product data sheet – Edition 08 –28 August 2019*. URL: https://www.microchemicals.com/public_tds/tds_en_rt_ordyl_sy300_dry_film.pdf (besucht am 25. Mai 2022).
- [402] BUNGARD ELEKTRONIK GMBH & Co.KG. *Tentingresist 1.5mil - Laminat Resist - Instructions for Use*. URL: <https://www.tme.eu/Document/f1ade6ac0fcd499879f524ea8c827c02/Laminat%20Resist%20E%20neu.pdf> (besucht am 25. Mai 2022).
- [403] CRC INDUSTRIES EUROPE KONTAKT-CHEMIE®. *POSITIV 20 - Technisches Merkblatt*. URL: <https://www.pkelektronik.com/media/downloads/d/a/datenblatt%20crc%20kontakt%20chemie%20positiv-f1%C3%83%C2%BCssigresist%20positiv%2020.pdf> (besucht am 25. Mai 2022).
- [404] CHOLLET, F. *SU-8: Thick Photo-Resist for MEMS*. 2020. URL: <http://www.memscyclopedia.org/su8.html> (besucht am 4. Apr. 2021).
- [405] ABTS, G. *Kunststoff-Wissen für Einsteiger: Grundlagen, Eigenschaften und Recycling polymerer Werkstoffe*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2020. URL: <https://www.hanser-elibrary.com/doi/pdf/10.3139/9783446424265.bm> (besucht am 13. März 2021).
- [406] CARLOWITZ, B.; WIERER, J. u. a. *Kunststoffe: Technische Daten von Handelsprodukten*. Bd. 1. Springer-Verlag, 2014.
- [407] ALOIS SCHMITT GMBH. *Eisen Schmitt Kunststoffe*. URL: https://www.eisen-schmitt.de/fileadmin/user_upload/flipping-books/kunststoffe/index.html#44 (besucht am 21. März 2021).
- [408] AHLBORN KUNSTSTOFFE. *Akuplastics - Technische Datenblattsammlung A-Z*. 2014. URL: <https://www.akuplastics.com/attachments/article/5/AKU%C2%AETechnische%20Datensammlung.pdf> (besucht am 20. März 2021).
- [409] *Material Property Search; ThermTest, Inc.; Fredericton, Canada*. URL: <http://www.thermtest.com/matsearch.aspx>.
- [410] GMBH, C. I. S. *Acrylnitril-Butadien-Styrol; Online-Lexikon*. URL: <https://www.chemie.de/lexikon/Acrylnitril-Butadien-Styrol.html> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [411] HARPER, C. A. *Handbook of plastics, elastomers, and composites*. McGraw-Hill Education, 2002.

-
- [412] PROTOTEC. *Datenblatt –ASA für den 3D-Druck; Acrylnitril-Styrol-Acrylat*. URL: <https://www.prototec.de/wp-content/uploads/2021/01/PROTOTEC-3D-Druck-Datenblatt-ASA-FDM-Filament.pdf> (besucht am 13. März 2021).
- [413] ENDRES, H.-J. und SIEBERT-RATHS, A. *Technische Biopolymere*. In: „Rahmenbedingungen, Marktsituation, Herstellung, Aufbau und Eigenschaften. 1st ed. München: Hanser“ (2009). URL: <https://www.hanser-elibrary.com/doi/pdf/10.3139/9783446421042.bm> (besucht am 14. März 2021).
- [414] SPECIALCHEM. *Omnexus, the material selection platform – Glass Transition Temperature*. URL: <https://omnexus.specialchem.com/polymer-properties/properties/glass-transition-temperature> (besucht am 14. März 2021).
- [415] M-BASE ENGINEERING + SOFTWARE. *Material Data Center - Tenite™ Butyrate 264A3720013*. URL: <https://www.materialdatacenter.com/ms/de/tradenames/Tenite/Eastman+Chemical+Co/Tenite%E2%84%A2+Butyrate+264A3720013/9f828d7e/889> (besucht am 15. März 2021).
- [416] MATMATCH. *Cellulose acetate butyrate (CAB)*. URL: <https://matmatch.com/de/materials/mbas047-cellulose-acetate-butyrate-cab-> (besucht am 15. März 2021).
- [417] BRINKMANN, S.; OBERBACH, K.; BAUR, E.; SCHMACHTENBERG, E. und OSSWALD, T. A. *International Plastics Handbook*. Carl Hanser Verlag München, 2006.
- [418] AUER KUNSTSTOFFTECHNIK. *ECTFE - Technisches Datenblatt*. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Technisch.Datenblatt%20ECTFE%2070142.pdf> (besucht am 15. März 2021).
- [419] REIFF TECHNISCHE PRODUKTE. *Technisches Wissen*. URL: https://www.reiff-tp.de/fileadmin/Resources/Public/Images/Gesamtkatalog_Kapitel/REIFF-Gesamtkatalog_TechnischesWissen.pdf.
- [420] *Symalit®1000 ECTFE; Technisches Datenblatt; Quadrant EPP Deutschland GmbH; Sinsheim, Germany*. URL: http://www.quadrantplastics.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/EU/Product_Data_Sheets_PDF/Symalit/Symalit_ECTFE1000_D_PDS_0907.pdf.
- [421] ROSINSKY KUNSTSTOFFE. *ECTFE Ethylen-Chlortrifluorerthylen - Technische Daten*. URL: https://rosinsky-kunststoffe.de/pdf/ECTFE_Datenblatt.pdf (besucht am 15. März 2021).
- [422] RENERGY FOODS. *Key ETFE Characteristics*. URL: <http://renergyfoods.bit3.net/wp-content/uploads/2011/01/Key-ETF-Properties.pdf> (besucht am 16. März 2021).
- [423] *Poly-Ethylen/Tetrafluorethylen ETFE; Datenblatt; Auer GmbH & Co. KG; Heilbronn, Germany*. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Datenblatt%20ETFE,%20natur.pdf>.
- [424] *Symalit®1000 ETFE; Technisches Datenblatt; Quadrant EPP Deutschland GmbH; Sinsheim, Germany*. URL: http://www.quadrantplastics.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/EU/Product_Data_Sheets_PDF/Symalit/Symalit ETFE1000_D_PDS_0907.pdf.
- [425] *Polytron ETFE 1000; Materialdatenblatt; Polytron Kunststofftechnik GmbH & Co. KG; Bergisch Gladbach, Germany*. URL: <http://www.polytron-gmbh.de/datenblatt-polytron-etfe.pdf?forced=true>.
- [426] *Polytron FEP 1000; Materialdatenblatt; Polytron Kunststofftechnik GmbH & Co. KG; Bergisch Gladbach, Germany*. URL: <http://www.polytron-gmbh.de/datenblatt-polytron-fep.pdf?forced=true>.
- [427] POLYTRON KUNSTSTOFFTECHNIK. *Datenblatt Vectra® A950*. 2002. URL: <http://www.hipolymers.com.ar/pdfs/vectra/datos/vectra%20A950.pdf>.

-
- [428] PA 12 - Halbzeuge; Datenblatt; Auer GmbH & Co. KG; Heilbronn, Germany. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Datenblatt%20PA%2012%20natur%2070064.pdf>.
- [429] Werkstoffdatenblatt: PA 12; KHP Kunststofftechnik e. K.; Aurachtal, Germany. URL: http://www.khp-kunststoffe.de/Downloads/Konstruktionskunststoffe/Datenblatt_13_PA_12.pdf (besucht am 31. Okt. 2013).
- [430] ARNOLD, B. *Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure*. Springer-Verlag, 2017.
- [431] PA 6 - Halbzeuge; Datenblatt; Auer GmbH & Co. KG; Heilbronn, Germany. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Datenblatt%20PA%206,%20natur%2070064.pdf>.
- [432] Ultramid®Polyamid (PA) Sortimentsübersicht; BASF SE; Ludwigshafen, Germany. URL: http://www.plasticsportal.net/wa/plasticsEU%5C~%7B%7Dde_DE/function/conversions:/publish/common/upload/engineering_plastics/Ultramid_range_chart.pdf.
- [433] KHP KUNSTSTOFFTECHNIK. Werkstoffdatenblatt: PAI 4203. URL: <https://www.khp-kunststoffe.de/wb-data/datenblatt-15-pai-4203-v2.pdf> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [434] POLYTRON KUNSTSTOFFTECHNIK. Materialdatenblatt TORLON® 4203. URL: <https://www.polytron-gmbh.de/datenblatt-torlon-4203.pdf> (besucht am 20. März 2021).
- [435] Polybutylenterephthalat (PBT); Datenblatt; Kern GmbH, Technische Kunststoffteile; Großmaischeid, Germany. URL: <http://www.kern-gmbh.de/cgi-bin/riweta.cgi?nr=1311%5C&%7B%7Dlng=1>.
- [436] Technische Kunststoffe für die E / E-Industrie, Normen und Prüfverfahren; BASF SE; Ludwigshafen, Germany. URL: https://www.albis.com/dam/jcr:9153db7e-817d-4167-acb7-7cf68ea7cd51/Engineering_plastics_E_E_industry_brochure.pdf.
- [437] MÜLLER ALHORN. Tecfilm® TC 00081. 2014. URL: https://www.mueller-ahlhorn.com/fileadmin/Downloads/PDF/PDFDateien/TC_00081_de.pdf (besucht am 20. März 2021).
- [438] AG, A. F. Polycarbonat - Technisches Datenblatt. URL: https://www.amsler-frey.ch/resources/td_pc.pdf (besucht am 10. Apr. 2021).
- [439] POLYTRON KUNSTSTOFFTECHNIK. Materialdatenblatt Polytron PCTFE1000. 2014. URL: <https://www.polytron-gmbh.de/datenblatt-polytron-pctfe.pdf> (besucht am 20. März 2021).
- [440] BALANI, K.; VERMA, V.; AGARWAL, A. und NARAYAN, R. *Physical, thermal, and mechanical properties of polymers*. In: „Biosurfaces: A Materials Science and Engineering Perspective“ 329 (2015).
- [441] AUER KUNSTSTOFFTECHNIK. PE-LD natur - Technisches Datenblatt. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Technisch.Datenblatt%20PE%20-LD%20natur%2070093.pdf> (besucht am 21. März 2021).
- [442] ALBIS DISTRIBUTION GMBH. Lupolen 1800 H (PE-LD). URL: <https://www.albis.com/de/products/download/doc/de/SI/LyondellBasell/Lupolen1800H.pdf> (besucht am 21. März 2021).
- [443] ROSINSKY KUNSTSTOFFE. PE Polyethylen - Technische Daten. URL: https://www.rosinsky-kunststoffe.de/pdf/PE_Datenblatt.pdf (besucht am 21. März 2021).
- [444] KERN GMBH. Polyethylen hoher Dichte (PE-HD). URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyethylen-pe-hd?n=1411_1 (besucht am 21. März 2021).

- [445] VICTREX. VICTREX™ PEEK 450G™. URL: https://www.victrex.com/~media/datasheets/victrex_tds_450g.pdf (besucht am 9. März 2021).
- [446] ENSINGER. TECAPEEK Halbzeuge. 2019. URL: <https://www.ensingerplastics.com/de-de/halbzeuge/produkte/peek-tecapeek-natural> (besucht am 9. März 2021).
- [447] AHLBORN KUNSTSTOFFE. Akuplastics - Technical Properties PSU, PES, PEI. URL: <https://www.akuplastics.com/gehrfile/tech6e.htm> (besucht am 21. März 2021).
- [448] Werkstoffkennwerte / Technische Daten - Polyetherimid PEI extrudiert; Technisches Datenblatt; KTK Kunststofftechnik Vertriebs GmbH; Germering, Germany. URL: <http://www.ktkgmbh.de/pdf/Datenblatt/PEI.pdf>.
- [449] Supplier Data - Polyetherimide (PEI) (Goodfellow); Online-Materialdatenbank; AZoNetwork UK Ltd.; Cheshire, UK. URL: <http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=1883>.
- [450] KERN GMBH. Polyethersulfon (PES). URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyethersulfon-pes?n=2441_1 (besucht am 21. März 2021).
- [451] Polyethylenterephthalat (PET); Werkstoffdatenblatt; Auer GmbH & Co. KG; Heilbronn, Germany. URL: <http://www.auer-kunststofftechnik.de/pdf/Datenblatt%20PET%2070156.pdf>.
- [452] WILHELM HERM. MÜLLER GMBH & Co. KG. Werkstoffdatenblatt PET weiß. URL: https://whm.net/wp-content/uploads/2018/11/pet_weiss_0.pdf (besucht am 10. Apr. 2021).
- [453] ERIKS - SOLUTIONS IN PLASTICS. PET Datasheet. URL: <https://o-ring.info/nl-be/datasheets/transparante%20kunststoffen/eriks%20-%20pet%20datasheet.pdf> (besucht am 21. März 2021).
- [454] Symalit®1000 PFA; Technisches Datenblatt; Quadrant EPP Deutschland GmbH; Sinsheim, Germany. URL: http://www.quadrantplastics.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/EU/Product_Data_Sheets_PDF/Symalit/Symalit_PFA1000_D_PDS_0907.pdf.
- [455] VESPEL - DuPont - Konstruktionshandbuch; DuPont de Nemours (Deutschland) GmbH; Neu-Isenburg, Germany. URL: http://www2.dupont.com/Vespel/en_US/assets/downloads/language/h53668d.pdf.
- [456] Polyimid; Datenblatt; Kuhn Kunststoff - Fertigteile; Marsberg, Germany. URL: http://www.kuhn-marsberg.de/464351-kuhn-de-wAssets/docs/werkstoffe/hochleistungswerkstoffe/pi/64.Vespel_PI_SP-1.pdf (besucht am 31. Okt. 2013).
- [457] MATMATCH. EXTEM™ Resin VH1003 - Americas. URL: <https://matmatch.com/de/materials/sabi005280-extem-resin-vh1003-americas> (besucht am 30. März 2021).
- [458] GOODFELLOW. Polyimid (PI) Materialinformationen. URL: <http://www.goodfellow.com/G/Polyimid.html> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [459] KERN GMBH. Polymethylmethacrylat (PMMA). URL: <https://www.kern.de/cgi-bin/riweta.cgi?lng=1&nr=2610> (besucht am 4. Apr. 2021).
- [460] Werkstoffdatenblatt POM schwarz; Datenblatt; Wilhelm Herm. Müller GmbH & Co. KG; Garbsen, Germany. URL: <http://www.whm.net/content/de/download/res/14531-3.pdf>.
- [461] Polypropylen (Homopolymer); Technisches Datenblatt; Jurima Dichtungen GmbH; Augsburg, Germany. URL: <http://www.jurima-gmbh.de/uploads/media/pp.pdf>.
- [462] FRIEDRICH KICHERER GMBH. Kunststoffkatalog - Industrie / Bedachung / Bau. URL: https://www.kicherer.de/fileadmin/user_upload/bilder/pdf/Kunststoff_Bau.pdf (besucht am 30. März 2021).

-
- [463] IDMC - INNOVATION DEVELOPMENT MATERIALS COMPOSITES. *Polyphenylenether Grau PPE*. URL: http://www.idmcomposites.com/fichiers/PPE_151.pdf (besucht am 30. März 2021).
- [464] KERN GMBH. *Polyphenylenoxid mod. (PPO)*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyphenylenoxid-ppo?n=2201_1 (besucht am 30. März 2021).
- [465] KHP KUNSTSTOFFTECHNIK. *Werkstoffdatenblatt: PPO*. URL: <https://www.khp-kunststoffe.de/wb-data/datenblatt-28-ppo-v2.pdf> (besucht am 30. März 2021).
- [466] *Werkstoffdatenblatt: PPS GF 40; KHP Kunststofftechnik e. K.; Aurachtal, Germany*. URL: http://www.khp-kunststoffe.de/Downloads/Hochleistungskunststoffe/Datenblatt_8_PPS_GF_40.pdf (besucht am 31. Okt. 2013).
- [467] *Polyphenylsulfid + Festschmierstoff; Datenblatt; Kuhn Kunststoff - Fertigteile; Marsberg, Germany*. URL: http://www.kuhn-marsberg.de/464351-kuhn-de-wAssets/docs/werkstoffe/hochleistungswerkstoffe/pps/49.PPS_HP.V.pdf (besucht am 31. Okt. 2013).
- [468] KERN GMBH. *Polyphenylsulfon (PPSU)*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyphenylsulfon-ppsu?n=2461_1 (besucht am 30. März 2021).
- [469] POLYTRON KUNSTSTOFFTECHNIK. *Materialdatenblatt Radel® 1000*. 2018. URL: <https://www.polytron-gmbh.de/datenblatt-radel-1000-ppsu-.pdfx> (besucht am 30. März 2021).
- [470] *Polystyrol (PS) Materialdatenblatt; Technisches Datenblatt; Häfner & Krullmann GmbH; Leopoldshöhe, Germany*. URL: <http://www.hafner-spoils.com/de/geschaeftsbereiche/data/Werkstoffblatt%20PS%2012%202005.pdf>.
- [471] *Polystyrol (PS); Datenblatt; Kern GmbH, Technische Kunststoffteile; Großmaiseid, Germany*. URL: <http://www.kern-gmbh.de/cgi-bin/riweta.cgi?nr=2101%5C&%7B%7Dlng=1>.
- [472] *Werkstoffdatenblatt: PSU; KHP Kunststofftechnik e. K.; Aurachtal, Germany*. URL: http://www.khp-kunststoffe.de/Downloads/Hochleistungskunststoffe/Datenblatt_13_PSU.pdf (besucht am 31. Okt. 2013).
- [473] *Datenblatt PTFE-Fluorkunststoffe Eigenschaften und Kenndaten; Datenblatt; PTFE-Spezialvertrieb GmbH; Stuhr, Germany*. URL: http://www.ptfe-spezialvertrieb.de/pdf-dateien/PTFE_Fluorkunstst-Eigen.pdf.
- [474] *PUR-Elastomer Polyuretan, Technische Daten; Datenblatt; Rosinsky Kunststoffe Handels GmbH; Röthenbach/Pegnitz, Germany*. URL: <http://www.rosinsky-kunststoffe.de/news-service/kunststoffkunde.html?download=30:pur-polyurethan>.
- [475] AG, A. F. *Polyurethan - Technisches Datenblatt*. URL: https://www.amsler-frey.ch/resources/td_pur.pdf (besucht am 10. Apr. 2021).
- [476] FRICK, A. und STERN, C. *Praktische Kunststoffprüfung*. Hanser München, 2011. URL: <https://www.hanser-elibrary.com/doi/pdf/10.3139/9783446425750.bm> (besucht am 13. März 2021).
- [477] KERN GMBH. *Polyurethan Gießsystem (PUR GS)*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyurethan-pur-gs?n=2851_1 (besucht am 1. Apr. 2021).
- [478] *Trovidur®PVC-U; Technisches Datenblatt; Gebr. Röchling KG; Mannheim, Germany*. URL: <http://www.roechling.com/fileadmin/downloads/Roechling%20Sustaplast/Datenblaetter/DE/Datenblatt-Trovidur-PVC-U-DE.pdf>.
- [479] MÜLLER ALHORN. *Tecfilm® PVDF TC 00130*. 2014. URL: https://www.mueller-ahlhorn.com/fileadmin/Downloads/PDF/PDFDateien/TC_00130_de.pdf (besucht am 2. Apr. 2021).

-
- [480] KERN GMBH. *Polyvinylidenfluorid (PVDF)*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/polyvinylidenfluorid-pvdf?n=1651_1 (besucht am 2. Apr. 2021).
- [481] QUADRANT. *Technisches Datenblatt Symalit PVDF 1000*. URL: https://www.mcam.com/fileadmin/quadrant/documents/QEPP/EU/Product_Data_Sheets_PDF/Symalit/Symalit_PVDF1000_D_PDS_0907.pdf (besucht am 2. Apr. 2021).
- [482] VINK KÖNIG DEUTSCHLAND GMBH. *Technisches Datenblatt SAN - Styrol-Acrylnitril*. URL: <https://www.koenig-kunststoffe.de/technisches-datenblatt-san.pdf> (besucht am 10. Apr. 2021).
- [483] KERN GMBH. *Styrol/Acrylnitril (SAN)*. URL: https://www.kern.de/de/technisches-datenblatt/styrol-acrylnitril-san?n=2120_1 (besucht am 2. Apr. 2021).
- [484] DR. DIETRICH MÜLLER GMBH. *Flexiso™PI FI 16000; Datenblatt*. http://www.mueller-ahlhorn.com/fileadmin/Downloads/PDF/PDFDateien/FI_16000_de.pdf und http://www.mueller-ahlhorn.com/fileadmin/Downloads/PDF/PDFDateien/FI_16000_cn.pdf. (Besucht am 21. Sep. 2019).
- [485] B9CREATIONS. *Black Resin - Photopolymer Resin for B9 Core Series*. URL: <https://cdn2.hubspot.net/hubfs/4018395/Material%20Data%20Sheets/B9Creations%20Black%20Material%20Properties.pdf> (besucht am 13. Aug. 2022).

Eigene Veröffentlichungen

- [486] NAKIC, C. *Prozess zur Integration metallischer Mikro- und Nano-drähte für magnetoresistive Inertialsensoren*. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [487] NAKIC, C. *Mikropositionierplattform für Lasertargets mit zwei Freiheitsgraden zur Einmalverwendung im Vakuum*. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [488] NAKIC, C.; WINTERSTEIN, T. und SCHLAAK, H. F. *Mobiles Braille-Display auf Basis von integrierten elektrothermischen Mikroaktoren in Leiterplatten - MOBILizE*. BMBF-Fachtagung „KMU-innovativ: IKT - Gemeinsam zu intelligenten Lösungen“. Poster. Berlin, 17.–18. Nov. 2014.
- [489] NAKIC, C.; STAAB, M.; DÖRR, R. und SCHLAAK, H. F. *Polymer in-plane electrothermal actuators fabricated by UV-lithography versus micro-milling of PEEK*. In: „Conference proceedings: Actuator 2014“. Juni 2014, S. 398–401. URL: <http://www.xinxii.com/actuator-2014-manuskript-c43-p-363563.html>.
- [490] WINTERSTEIN, T.; STAAB, M.; NAKIC, C.; FEIGE, H. - J.; VOGEL, J. und SCHLAAK, H. F. *SU-8 Electrothermal Actuators: Optimization of Fabrication and Excitation for Long-Term Use*. In: „Micromachines, Special Issue Microactuators“ (2014), S. 1310–1322.
- [491] WINTERSTEIN, T.; ISLAM, S.; EL KHOURY, M.; NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Integration kostengünstiger elektrothermischer Polymeraktoren in Leiterplattensysteme*. In: „Mikrosystemteknikkongress 2015“. Karlsruhe, Deutschland, 26. Okt. 2015. URL: <https://www.vde-verlag.de/proceedings-de/454100201.html>.
- [492] EL KHOURY, M.; WINTERSTEIN, T.; NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Cost-Efficient Manufacturing of a High Deflection Electrothermal Drive for Switching Applications*. In: „ACTUATOR 2016, 15th International Conference on New Actuators & 9th Exhibition on Smart Actuators and Drive Systems“. Juni 2016, S. 336–339. URL: <http://www.xinxii.com/actuator-2016-manuscript-c33-p-371127.html>.
- [493] NAKIC, C.; BIEKER, J.; LÄMMLER, D.; WINTERSTEIN, T.; SCHLAAK, H. F.; SCHAUMANN, G. und ABEL, T. *Development of an electrothermal micro positioning platform for laser targets with two degrees of freedom*. In: „International Conference on Manipulation, Automation and Robotics at Small Scales“. Paris, France, 2016.
- [494] HATZFELD, C.; EL KHOURY, M.; NAKIC, C.; STAAB, M.; WINTERSTEIN, T. und SCHLAAK, H. F. *Electrothermal Actuators for Portable Braille Devices*. Work in Progress. 2016. URL: https://www.researchgate.net/publication/305655960_Electrothermal_Actuators_for_Portable_Braille_Devices.
- [495] EL KHOURY, M.; NAKIC, C.; WINTERSTEIN, T. und SCHLAAK, H. F. *Electrothermal Out-of-plane drive with novel bistable mechanism for portable Braille displays*. In: „29th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. Shanghai, China, 24. Jan. 2016.
- [496] NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Mobiles Braille-Display auf Basis von integrierten elektrothermischen Mikroaktoren in Leiterplatten - MOBILizE; Teilprojekt: Design und Charakterisierung von elektrothermischen Aktoren für ein Braille-Flächendisplay*. Abschlussbericht BMBF-Projekt 16SV6403. BMBF Bibliothek Forschung und Technologie, Nov. 2017. URL: <https://www.tib.eu/de/suchen/id/TIBKAT%3A1011384604/>.
- [497] NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Motion analyzer for characterization of micro actuators with movements in 3 degrees of freedom*. In: „Proceedings - Mikrosystemtechnik Kongress 2017“. Okt. 2017, S. 743–746.

-
- [498] ABEL, T.; SCHAUMANN, G.; ROTH, M.; BIEKER, J.; DÖRR, R.; NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Hochintegrierte aktiv justierbare Lasertargets zur Untersuchung von Materie im Plasma-zustand (JUMP)*. Forum interdisziplinäre Forschung „Tag der Interdisziplinarität“. Poster. Technische Universität Darmstadt, 5. Nov. 2018.
- [499] NAKIC, C.; DÖRR, R.; ABEL, T. und SCHLAAK, H. F. *Polymer electrothermal positioning platforms for laser targets made of SUEX and PEEK*. In: „7th Target Fabrication Workshop“. Poster. Darmstadt, Germany, 5. Sep. 2018. URL: http://www.targetfabrication.eu/wp-content/uploads/2018/09/TFW_Booklet.pdf.
- [500] NAKIC, C.; STUCKERT, A.; BEYRICH, T.; NICKEL, D.; OECHSNER, M. und SCHLAAK, H. F. *Polymer materials for cost-efficient manufacturing of electrothermal actuators*. In: „ACTUATOR 2018, 16th International Conference on New Actuators & 10th Exhibition on Smart Actuators and Drive Systems“. Poster. Technische Universität Darmstadt, 5. Juli 2018, S. 184–187.
- [501] NAKIC, C.; LELLINGER, D.; FEIGE, H.-J.; VOGEL, J.; WINTERSTEIN, T. und SCHLAAK, H. F. *Thermomechanische Charakterisierung von PEEK-Folien für elektrothermische Aktoren*. In: „Fachtagung Mikrosystemtechnik Chemnitz '18“. Poster. Technische Universität Darmstadt, 5. Okt. 2018. ISBN: 978-3-00-060648-9.

Angemeldete Patente

- [502] NAKIC, C.; EL KHOURY, M.; WINTERSTEIN, T.; STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Aktor-anordnung*. Patent DE102015120430 (angemeldet am 25.11.2015) und EP3173374 (angemeldet am 24.11.2016, Patent erteilt am 01.05.2019). 2015.
- [503] NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Verbindungselement und Verbindungssystem mit einem Verbindungselement*. Patent DE102018125807.0 (angemeldet am 17.10.2018). 2018.
- [504] NAKIC, C. und SCHLAAK, H. F. *Bistabiles Aktorsystem und Braille-Anzeige*. Patent DE102019109192 (angemeldet am 08.04.2019, Patent erteilt am 12.11.2020). 2019.

Betreute studentische Arbeiten

- [505] BARTENSCHLAGER, M.; DAO, S. D.; ELGNER, S.; JAHNKE, P. und SASSMANN, C. *Intelligente Mehrzweckleiter*. Praktische Entwicklungsmethodik II (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2014.
- [506] BIRKENBACH, S.; RUTSCH, M.; GROSSKURTH, D. und FREUND, D. *Characterization of the Motion Analyzer regarding the position of the sample based on static measurement error*. Weiterführende Kapitel der Mess- und Sensortechnik. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [507] CICEK, R.; HOFFMANN, D.; MYLAND, P. und TIRYAKI, M. *Elektrothermisch angetriebene Uhr*. Praktische Entwicklungsmethodik II (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [508] EL KHOURY, M. *Elektrothermischer Out-Of-Plane-Antrieb mit bistabilen Mechanismen für ein Braille-Flächendisplay*. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [509] FAHIM, M.; FAUL, N.; LINDER, J.; PUMPLUN, L. und RUPPEL, A. *Entwicklung eines elektromechanischen Geräts zur senkrechten Fortbewegung innerhalb einer Beleuchtungstraverse - EMKletterer*. Praktische Entwicklungsmethodik I (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [510] SONG, J. *Messstand zur Charakterisierung von elektrothermischen Out-of-plane-Aktoren*. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2015.
- [511] KARGAR, I. *Analyse bestehender Vorgehensweisen der methodischen Softwareentwicklung*. Seminararbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [512] ECER, M. *Prozess zur Herstellung polymerer elektrothermischer Aktoren basierend auf einem generativen Fertigungsverfahren mit DLP (digital light processing)*. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [513] RUPPEL, A. *Prozess zur Herstellung von Verformungskörpern für polymere elektrothermische Aktoren basierend auf generativen Fertigungsverfahren*. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2016.
- [514] STUCKERT, A. *Materialien zur Herstellung polymerer elektrothermischer Aktoren in Leiterplattentechnologie*. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [515] BENDEL, Y.; BLUM, I.; BRABENDER, M.; DEMUTH, N.; KAISER, H.; NIEWALDA, T. und WEIFENBACH, P. *NFC-Warensicherung mit elektrothermischen Antrieben - EMKindersicherung*. Praktische Entwicklungsmethodik II (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [516] BÖLKER, T.; GEIS, D.; GREBE, L.; KOKA, T.; SCHLÜRSCHIED, T. und THIELMANN, J. *Entwicklung eines elektromechanischen Boulespielers - EMKrossboule*. Praktische Entwicklungsmethodik I (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2018.

Wissenschaftlicher Werdegang



Christian Nakić

geboren am 26. Mai 1986 in Frankfurt am Main

Berufliche Tätigkeit

2019 - 2022	R&D Projektleiter und Teamleiter R&D Produktentwicklung ISRA VISION, Darmstadt
2014 - 2019	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme Technische Universität Darmstadt

Studium

2006 - 2013	Elektrotechnik und Informationstechnik Technische Universität Darmstadt Diplomarbeit: Mikropositionierplattform für Lasertargets mit zwei Freiheitsgraden zur Einmalverwendung im Vakuum [487] Studienarbeit: Prozess zur Integration metallischer Mikro- und Nano-drähte für magnetoresistive Inertialsensoren [486]
-------------	--

Auszeichnungen

2014	Förderpreis Mikrosystemtechnik des mst-Netzwerk Rhein Main
2014	EMKlub Förderpreis 2014

Praktika

2012	KHS AG, Kriftel
2006	Mechatronic AG, Darmstadt

Schulbildung

1996 - 2005	Goethe-Gymnasium, Frankfurt am Main
1992 - 1996	Grundschule, Frankfurt am Main