

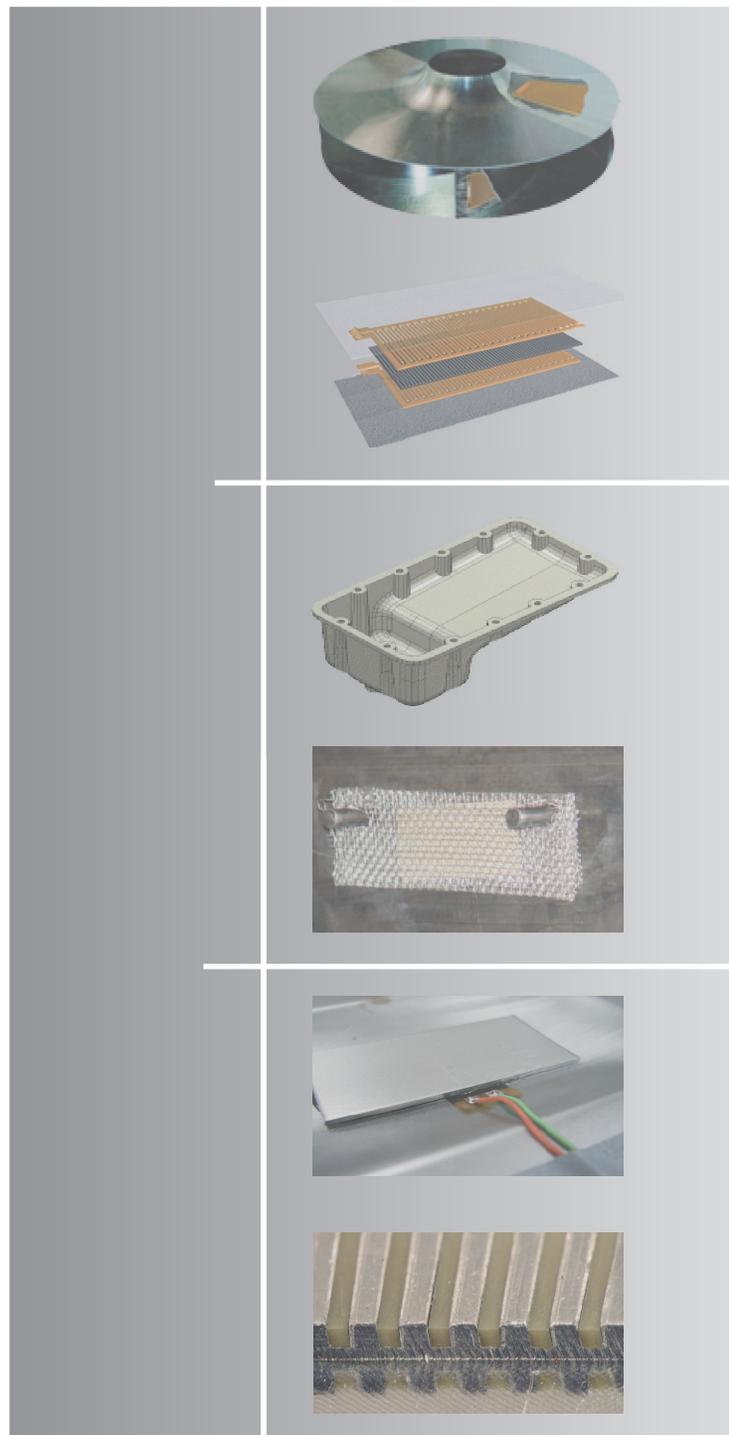
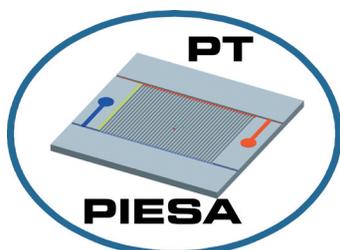
1. Wissenschaftliches Symposium des SFB/Transregio 39

“Großserienfähige Produktionstechnologien für leichtmetall-
und faserverbundbasierte Komponenten mit integrierten
Piezosensoren und -aktoren”

14. November 2007

Tagungsband

Herausgegeben von
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil.
Prof. E. h. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c.
R. Neugebauer



SFB/Transregio 39

**“Großserienfähige Produktionstechnologien für
leichtmetall- und faserverbundbasierte
Komponenten mit integrierten
Piezosensoren und -aktoren”**

PT-PIESA

**Tagungsband des
1. Wissenschaftlichen Symposiums
14. November 2007**

Leitung: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. E. h.
Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. R. Neugebauer

SFB/Transregio 39 – PT-PIESA
Technische Universität Chemnitz
Fakultät für Maschinenbau
09107 Chemnitz

Dieser Tagungsband enthält die schriftlichen Fassungen der Vorträge zum 1. Wissenschaftlichen Symposium des Sonderforschungsbereiches/Transregio 39 PT-PIESA am 14. November 2007 in Chemnitz. Die einzelnen Beiträge der Veranstaltung werden in diesem Tagungsband inhaltlich unverändert in der von den Autoren zur Verfügung gestellten Fassung veröffentlicht.

Die Ausrichter des Symposiums danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung der Arbeit des Sonderforschungsbereiches/Transregio 39 PT-PIESA.

Impressum

ISBN 978-3-00-023339-5

SFB/Transregio 39 – PT-PIESA

Sprecher:
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. E. h.
Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Reimund Neugebauer

Technische Universität Chemnitz
Fakultät für Maschinenbau
Professur Werkzeugmaschinenkonstruktion
und Umformtechnik

D-09107 Chemnitz

Tel.: +49 (0)371 531-23500
Fax: +49 (0)371 531-23509
E-Mail: wzm@mb.tu-chemnitz.de

Geschäftsführer:
Dr.-Ing. Andreas Schlegel

Technische Universität Chemnitz
Fakultät für Maschinenbau
Professur Werkzeugmaschinenkonstruktion und
Umformtechnik

D-09107 Chemnitz

Tel.: +49 (0) 371) 531-38065
Fax +49 (0) 371) 531-23509
E-Mail andreas.schlegel@mb.tu-chemnitz.de

Einführung	3
Prozesskette Umformen	
Berechnungsmodell für das elektromechanische Verhalten von flächigen Piezofaser-Metall-Modulen	7
<i>B. Kranz, Dr. W.-G. Drossel; Fraunhofer IWU Chemnitz</i>	
1. Einleitung	7
2. Finite-Elemente-Modell	7
3. Homogenisierung und Lokalisierung	8
4. Ausblick	10
5. Literatur	11
Untersuchungen zur umformtechnischen Herstellung von Präzisionskavitäten in Aluminiumwerkstoffen	12
<i>Prof. A. Schubert, R. Pohl; Technische Universität Chemnitz</i>	
1. Einleitung	12
2. Prozessauslegung und Versuchsplanung	12
3. Experimentelles	13
4. Literatur	17
Entwicklung von Isolatorschichten für metallbasierte Piezomodule	18
<i>Dr. S. Peter, P. Belsky, M. Herrmann, Prof. F. Richter; Technische Universität Chemnitz</i>	
1. Einleitung	18
2. Schichtabscheidung und Untersuchungsverfahren	18
3. Mechanische und elektrische Schichteigenschaften und Schichtstruktur	19
4. Schichtabscheidung in Mikrostrukturen	20
5. Literatur	22
Laserstrahlbasierte elektrisch-mechanische Kontaktierung von Piezokeramiken	23
<i>F. Albert, M. Kastens, Dr. M. Schmidt, Prof. M. Geiger; Bayerisches Laserzentrum gGmbH</i>	
1. Integration von Sensor-Aktor-Modulen	23
2. Kontaktierungsverfahren	23
3. Laserstrahl-Mikrolöten	24
4. Laser Droplet Welding	27
5. Zusammenfassung und Ausblick	29
Experimentelle und numerische Untersuchungen zu MFC-Metall-Schichtverbunden	31
<i>Prof. R. Neugebauer¹, Prof. R. Kreißig², Dr. L. Lachmann¹, T. Lieber¹, S. Meinel¹, R. Müller¹;</i>	
<i>¹Fraunhofer IWU Chemnitz</i>	
<i>²Technische Universität Chemnitz</i>	
1. Einleitung	31
2. Experimentelle Untersuchungen	32
3. Untersuchungen zur Simulation des MFC-Metall-Verbundes	37
4. Simulation von technologischen Umformexperimenten	39
5. Zusammenfassung	40
6. Literatur	41
Prozesskette Gießen	
Entwicklung piezokeramischer Lamine und Fasern für die Integration in Leichtbaustrukturen	45
<i>M. Flössel¹, U. Scheithauer¹, Dr. S. Gebhardt², Prof. A. Michaelis²;</i>	
<i>¹Technische Universität Dresden</i>	
<i>²Fraunhofer IKTS Dresden</i>	
1. Entwicklung piezokeramischer Lamine für die Integration in Leichtbaustrukturen	45
2. Entwicklung piezokeramischer Fasern für die Integration in Leichtbaustrukturen	48
3. Literaturverzeichnis / Quellen	50
Druckgießtechnische Integration von piezokeramischen Modulen in Aluminiumbauteile	51
<i>V. Bräutigam, M. Rübner, Dr. C. Körner, Prof. R. F. Singer;</i>	
<i>Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg</i>	
1. Einleitung	51
2. Bauteilherstellung	51
3. Ergebnisse	52
4. Diskussion	54
5. Quellen	56

Numerische Simulation und Charakterisierung von piezokeramischen Modulen	57
<i>Dr. M. Kaltenbacher, Prof. R. Lerch, T. Hegewald; Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg</i>	
1. Einleitung	57
2. Modellierung des nichtlinearen Verhaltens von Piezokeramiken	57
3. Messtechnische Validierung des numerischen Verfahrens	58
4. Charakterisierung von piezokeramischen Modulen in Aluminium-Druckgusstechnik	60
5. Zusammenfassung und Ausblick.....	61
6. Literatur	61
Prozesskette Faserverbund	63
Numerische und experimentelle Studien zur Entwicklung thermoplastverbundkompatibler Piezokeramik-Module.....	65
<i>Prof. W. Hufenbach, Dr. M. Gude, C. Kirvel, T. Heber; Technische Universität Dresden</i>	
1. Abstract	65
2. Einleitung.....	65
3. Numerische Untersuchung geometrischer Einflüsse	66
4. Simulation des Konsolidierungsprozesses	67
5. Experimentelle Fertigungsstudien	68
6. Zusammenfassung	70
7. Danksagung	70
8. Referenzen	70
Untersuchungen zur Integration von werkstoffkompatiblen Piezokeramik-Modulen in faserverstärkte Thermoplastverbunde	71
<i>Prof. W. Hufenbach, Dr. O. Träger, A. Winkler; Technische Universität Dresden</i>	
1. Abstract	71
2. Konzeption einer werkstoffgerechten Prozesskette	71
3. Pressversuche	72
4. Untersuchungen zur Einbettung von Piezokeramik-Elementen in Filmstacking-Verbunde.....	73
5. Zusammenfassung und Ausblick	74
6. Quellen	75
Untersuchungen zur Polarisierung piezoelektrischer Keramiken unter.....	76
<i>Dr. A. Schönecker, M. Nicolai; Fraunhofer IKTS Dresden</i>	
1. Einleitung	76
2. Auswahl der Piezokeramik und Prüfkörper	76
3. Experimentelle Untersuchungen zum Polarisations- und Deformationsverhalten	76
4. Experimentelle Erkundung der Formierungs- und Schädigungsprozesse	79
5. Kopplung der experimentellen Untersuchungen an die Anforderungen der Modellierung	80
6. Literatur	80

Einführung

Der effektive Einsatz von Ressourcen, insbesondere auch von Material und Energie, ist unter den Bedingungen der Globalisierung zwingend. Aktuelle Diskussionen zum Klimawandel zeigen die Brisanz der Thematik. Aktive Systeme können dazu einen wertvollen Beitrag leisten, da sie eine örtliche und zeitliche Steuerung der Eigenschaften von mechanischen Strukturen ermöglichen. Das heißt, hohe Steifigkeiten oder Dämpfungen werden nur an dem Ort und nur zu dem Zeitpunkt des tatsächlichen Bedarfes in einer Baugruppe eingestellt. Ein passiver und damit verlustreicher Systemvorrat, z.B. durch große Materialquerschnitte im Kraftfluss und hohe bewegte Massen entfällt.

Leichtbau bei flächigen Strukturen ist besonders im Maschinen- und Fahrzeugbau relevant. Mit integrierten Sensoren und Aktoren kann die verstärkte Neigung von Leichtbauteilen zu Strukturschwingungen und zu hoher Schallabstrahlung wirksam unterdrückt werden. Klassische Problembaugruppen sind z.B. großflächige Karosseriebauteile bei Kraftfahrzeugen. Dort verhindern heute passive akustische Sekundärmaßnahmen durch den Einsatz schwerer Dämmstoffe einen deutlicheren Gewichtsvorteil des stofflichen Leichtbaus. Aktive Strukturbauteile erreichen hier eine höhere Wirksamkeit bei niedrigerem Komponentengewicht. Ökonomische Vorteile verspricht die über die Beherrschung der Strukturmechanik der Bauteile hinausgehende Mehrfachnutzung integrierter Sensoren und Aktoren z.B. für ein integriertes Health-Monitoring oder die aktive Veränderung der Bauteilfestigkeit im Crashfall.

Diese Effekte und damit der Funktionsnachweis von aktiven Systemkonzepten der Adaptronik wurde durch eine Vielzahl von Forschungsgruppen weltweit im Labormaßstab erbracht. Ein entscheidendes Defizit für eine industrielle Umsetzung ist der Mangel an Fertigungstechnologien für die Herstellung derartiger Bauteile in Serie. Damit verbunden sind grundsätzliche Fragestellungen in der Werkstoffwissenschaft, Fertigungstechnologie und Qualitätssicherung.

Forschungsziel des SFB/TR 39 „Großserienfähige Produktionstechnologien für leichtmetall- und faserverbundbasierte Komponenten mit integrierten Piezosensoren und –aktoren – PT PIESA“ ist die Erarbeitung der wissenschaftlichen Grundlagen für serienfähige Produktionstechnologien aktiver Strukturbauteile, im Speziellen für Leichtbaukomponenten mit stofflich integrierten piezokeramischen Fasern und Laminaten. Den Schwerpunkt bilden im ersten Antragszeitraum dünnwandige, flächige Strukturen aus Aluminium und Faserverbundwerkstoff. Die aktiven Strukturbauteile auf Aluminiumbasis werden mit den Serientechnologien Blechumformung und Druckguss hergestellt. Durch den Einsatz von thermoplastischen Matrices in den Faserverbunden sollen Prozesszeiten auf Serienniveau erreicht werden.

Vision ist die Großserie. Die grundlegende materialwissenschaftliche und produktionstechnische Aufgabe besteht dabei darin, das mechatronische Systemkonzept in die Werkstoff- und Bauteilebene zu überführen. Zur Überwindung funktioneller und ökonomischer Grenzen müssen die bisher getrennten Prozessketten der Fertigung des mechanischen Bauteils und der Fertigung der Sensor-Aktor-Module fusionieren. Die stoffliche Integration des Wandlerwerkstoffs muss direkt im Prozess der Bauteilfertigung erfolgen (Bild 1).

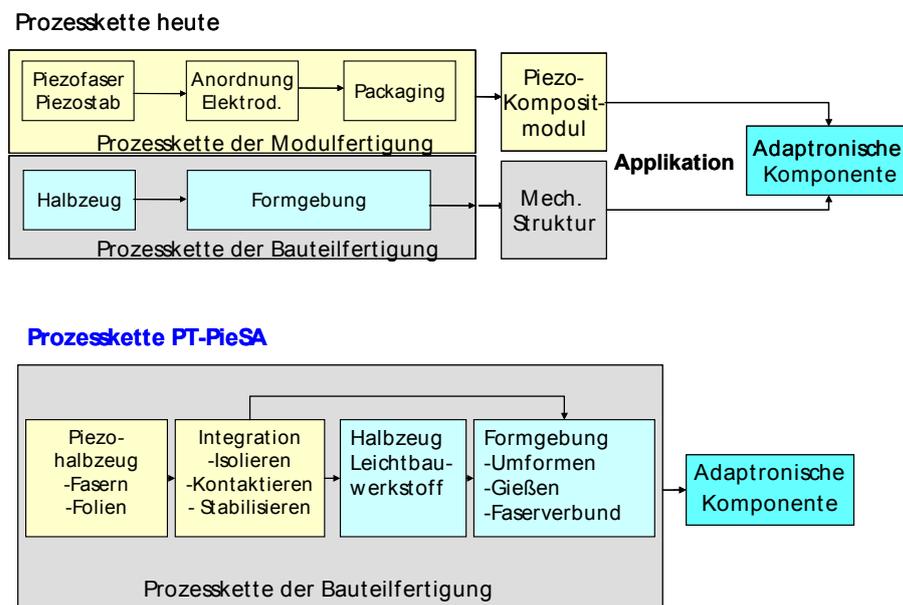


Bild 1: Veränderung der Prozessketten bei der Fertigung aktiver Strukturbauteile

Damit werden die lokale Empfindlichkeit der sensorischen Aufnahme des Bauteilzustands, die Wirksamkeit der integrierten Aktoren, die Zuverlässigkeit der Bauteilfunktion und die Wirtschaftlichkeit der Bauteilfertigung, als entscheidende Voraussetzung für den industriellen Einsatz von adaptiven Komponenten, wesentlich erhöht. Es erfolgt der Übergang von der heute montageorientierten Herstellung multifunktionaler Komponenten zu einer ganzheitlichen Werkstofftechnologie für aktive Systeme, in der die heute getrennten Technologieebenen für mechanische Fertigung, Oberflächen- und Schichttechnologien, Sensorik und Aktorik bis hin zur Elektroniktechnologie inklusive der Aufbau und Verbindungstechnik optimal integriert und aufeinander abgestimmt wirken.

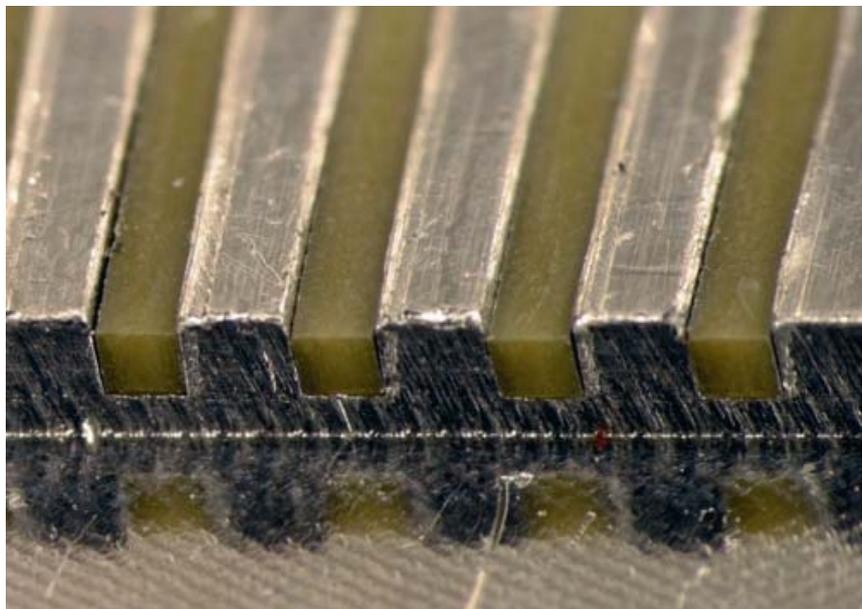
Der SFB/TR stellt sich dabei der Herausforderung, die bisher zwischen dem mechanischen Bauteil und dem Sensor-Aktor-Modul mit einem Füge- oder Montageprozess eingebrachte funktionelle Bindung von Bauteil und Modul mit dem Prozess der Bauteilfertigung in das Innere des aktiven Strukturbauteils zu verlagern. Damit ist ein grundlegender Paradigmenwechsel im Grenzsichtdesign verbunden. Über den stofflichen Zusammenhalt hinaus müssen jetzt die Übertragbarkeit von Dehnung und Kraft und die elektrische Isolation im Betriebsfall nach der Belastung durch einen mechanischen Fertigungsprozess sichergestellt werden. Damit entstehen besondere Anforderungen bei der Ausbildung des Werkstoffverbundes. Es gilt die Reaktions- und Diffusionsprozesse und die Ausbildung der Eigenspannungszustände in der Kontaktzone von Funktions- und Konstruktionswerkstoff zu beherrschen. Schwerpunkt der technologischen Forschung ist die Sicherung der mechanischen Integrität der Piezokeramik während der hohen mechanischen und thermischen Belastungen im Prozess der Bauteilherstellung. Ziel ist eine optimale Aktorfunktion durch hohe Anbindungssteifigkeiten bei gleichzeitiger bestmöglicher Ableitung der Belastungen aus dem Fertigungsprozess. Die Werkstoffauswahl, Auslegung des Bauteils und Fertigungstechnologie können dafür nur im engen Zusammenspiel miteinander betrachtet werden. Dies beinhaltet die Bereitstellung integrierbarer piezokeramischer und Verbundhalbzeuge, die Technologien für Isolation und Kontaktierung sowie wie die Erforschung von Prozessfenstern und Variationen der Fertigungstechnologien Druckguss, Blechumformung und Faserverbund zur Minimierung der Belastungen auf Piezokeramik, Isolation und Kontaktierung. Zur Sicherung der Sensor-Aktor-Funktion werden Grundlagenuntersuchungen zur Auslegung des Materialverbundes hinsichtlich der elektro-mechanischen Interaktion von Piezokeramik und Konstruktionswerkstoff im Bauteil durchgeführt, die die Wechselwirkung zwischen der mechanisch-geometrischen Auslegung mit der elektro-mechanischen Funktion, u.a. hinsichtlich der Verteilung des elektrischen Ansteuerfeldes, für die Piezokeramik klären sollen. Von grundsätzlicher Bedeutung ist der Einsatz der elektro-mechanischen Aktivierungsprozesse für die Erweiterung der fertigungstechnischen Prozessfenster. Ziel ist es, den Verlust von Sensor-Aktor-Eigenschaften der Piezokeramik aufgrund der mechanischen und thermischen Belastungen während der Bauteilfertigung durch Repolarisation rückgängig zu machen und eine gezielte Einstellung des Kontaktspannungszustandes zu erreichen. Die Komplexität der Aufgabenstellung in der Prozesskette erfordert eine ganzheitliche Simulationsumgebung. Die bisher verwendeten, teilweise kommerziellen, Simulationstools sind für den jeweiligen speziellen Prozessschritt optimiert. Ziel ist die schrittweise Integration der Ergebnisse der Teilprojekte in eine ganzheitliche Simulationsumgebung, welche die Technologiesimulation der Bauteilfertigung mit der durchgängigen Beschreibung der verkoppelten Feldphänomene der Sensor-Aktor-Funktion verbindet.

Die Projekte und damit auch die Darstellung im vorliegenden Vortragsband orientieren sich am Stofffluss innerhalb der Prozessketten

- Umformen von Aluminiumblech mit integrierten Piezomodulen
- Eingießen von Piezokeramik in Aluminium
- Herstellung aktiver Strukturbauteile auf der Basis aus Faserverbundwerkstoffen mit thermoplastischen Matrices.

Das erste wissenschaftliche Symposium stellt einen ersten Meilenstein nach 18 Monaten intensiver Forschungsarbeiten dar. Ziel ist die Diskussion der Ergebnisse mit Fachkollegen aus der Wissenschaft und Praxis. Vielversprechende Teilergebnisse zeigen die Richtigkeit des anvisierten Forschungsziels, aber auch die Fülle der noch im ersten Antragszeitraum bis zum 30.6.2010 zu bewältigenden Fragestellungen.

Prozesskette Umformen



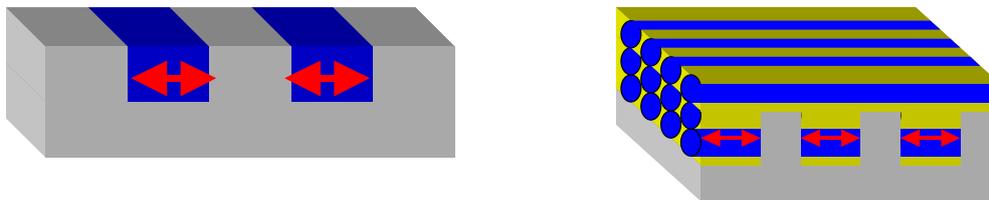
Berechnungsmodell für das elektromechanische Verhalten von flächigen Piezofaser-Metall-Modulen

Burkhard Kranz, Welf-Guntram Drossel

Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik IWU Chemnitz/Dresden

1. Einleitung

Die Prozesskette *Umformen/Blech* des Sonderforschungsbereiches/Transregio 39 PT-PIESA beschäftigt sich mit der Gestaltung eines in eine flächige Metallstruktur integrierten Sensor/Aktor-Funktionsbereiches durch das direkte Einbringen von Piezofasern bzw. Piezofaserkompositelementen in die Blechstruktur mit dem Potential einer nachfolgenden plastischen Formgebung der umgebenden Bereiche des Konstruktionswerkstoffs. In Bild 1 sind zwei prinzipielle Ausführungsformen von Piezo-Metall-Verbunden dargestellt, zum einen unter Verwendung von massiven Einzelfasern bzw. -stäben und zum anderen unter Verwendung von Piezofaserkomposit. Im Weiteren wird das einzubringende piezoelektrische Material vorerst als homogenes Material betrachtet und als Piezofaser bezeichnet.



Einzelfaser quer

Komposit geschlitzt

Bild 1: Prinzipielle Ausführungsformen von Piezo-Metall-Verbunden

Ziel des Teilprojektes C1 ist die Entwicklung eines methodischen Vorgehens auf der Grundlage der Finiten-Elemente-Methode, mit dessen Hilfe die Auslegung der elektro-mechanischen Interaktion für die funktionelle und geometrische Gestaltung eines solchen Piezofaser-Metall-Verbundes möglich ist.

Dabei bildet die Homogenisierung der Parameter zur Materialbeschreibung des Verbundes einen Schwerpunkt. Die *Homogenisierung der Materialparameter* ist notwendig, um den Piezofaser-Metall-Verbund mit vertretbarem Berechnungsaufwand in Modelle übergeordneter Strukturebenen (Bauteil, Maschinen-/Anlagenkomponenten, Gesamtmaschine) integrieren zu können.

Andererseits soll das Berechnungsverfahren auch Aussagen zu den Beanspruchungen des Piezofaser-Metall-Verbundes und seiner Einzelkomponenten, insbesondere des Piezomaterials, infolge äußerer Belastung z. B. durch Umformen des Halbzeugs liefern. Dies soll durch *Lokalisierung der Beanspruchungen* erreicht werden.

2. Finite-Elemente-Modell

Ausgehend von der periodischen Struktur des Piezofaser-Metall-Verbundes (vgl. Bild 2) werden die Untersuchungen mithilfe eines repräsentativen Teilvolumens (Einheitszelle) durchgeführt.

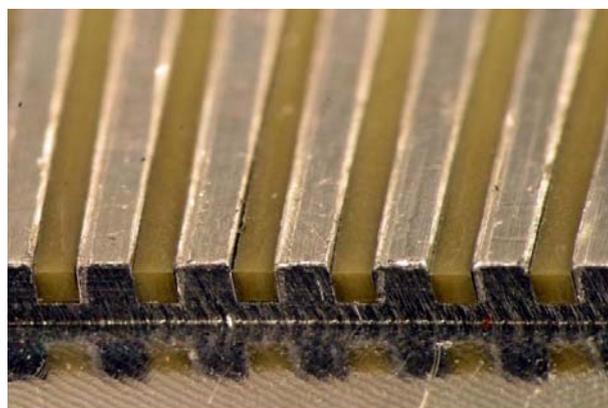


Bild 2: Versuchsmuster eines Piezofaser-Metall-Verbundes (aus [1], Vorarbeiten zum Teilprojekt A2: Mikrostrukturierung und Integrationstechnologie)

Die methodische Entwicklung erfolgt anhand eines 2-D-Modells der Einheitszelle (vgl. Bild 3). Die Geometrie des Piezofaser-Metall-Verbundes wird durch den entsprechenden Querschnitt repräsentiert. Die elektrische Ansteuerung des in der aktuellen Bearbeitungsphase favorisierten Designs mit elektrischer Kontaktierung der Piezofasern an den mechanischen Kontaktflächen zwischen Piezofaser und isoliertem Metall führt zu Verformungen in der Querschnittsebene, die ebenfalls durch ein 2-D-Modell abgebildet werden können.

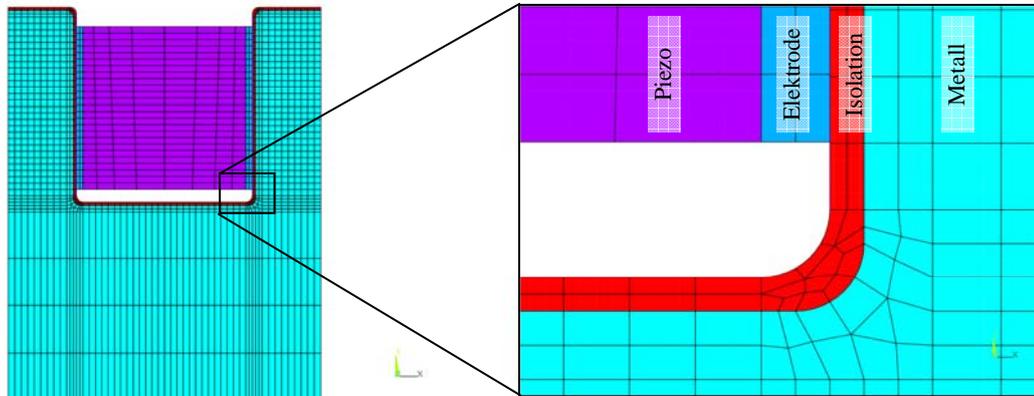


Bild 3: Finite-Elemente-Modell der Einheitszelle (ANSYS)

Wie aus Bild 3 ersichtlich ist, werden im Modell folgende Modulbestandteile geometrisch berücksichtigt:

- metallischer Grundkörper,
- Isolationsschicht,
- Elektroden,
- Piezofaser.

Dabei werden metallischer Grundkörper und Isolationsschicht als unmittelbar mechanisch verbunden betrachtet, ebenso wie Piezofaser und Elektroden. Zwischen Elektroden und Isolationsschicht sind im Finite-Elemente-Modell Kontaktelemente angeordnet, die sowohl lösbaren mechanischen Kontakt als auch elektrischen Kontakt abbilden und damit die Veränderung der elektrischen Feldverteilung bei partiellem Abheben der Piezofaser von der Wandung der Kavität beschreiben können.

Um die Kompatibilität des elektrischen Freiheitsgrades (elektrisches Potential) und der zugehörigen Kraftgröße (elektrische Ladung) auch zwischen den verschiedenen Modellbestandteilen gewährleisten zu können, ist es erforderlich, alle Materialien als piezoelektrisch zu vereinbaren. Damit wird sichergestellt, dass die entsprechende Kraftgröße im gesamten Modell die *negative* elektrische Ladung ist. Dies resultiert aus der entsprechenden Umsetzung des piezoelektrischen Materialverhaltens im verwendeten Programmsystem ANSYS [2]. Nicht-piezoelektrisches Verhalten ist durch Nullsetzen der entsprechenden Materialparameter bzw. Verwendung vernachlässigbar kleiner Werte zu definieren.

3. Homogenisierung und Lokalisierung

Ansatzpunkt der methodischen Entwicklung zur Homogenisierung der Materialparameter und Lokalisierung der Beanspruchungen für die Piezofaser-Metall-Verbunde ist das in [3] für elastische Komposite vorgestellte und in [4] und [5] für piezoelektrische Materialien erweiterte Verfahren.

Kernpunkt dieser Einheitszellenmethode ist die Gleichheit der Formänderungsenergie der betrachteten Einheitszelle und des effektiven (gemittelten) Materials. Dabei müssen für piezoelektrische Materialien sowohl der elastische, der dielektrische und der piezoelektrische Energieanteil betrachtet werden. Durch geeignete Verwendung von Einheitslastfällen am Modell der Einheitszelle, die Richtungskomponenten der Verzerrung bzw. des elektrischen Feldes betreffend, können die entsprechenden homogenisierten Materialparameter (Elastizitätskonstanten, piezoelektrische Konstanten und Dielektrizitätskonstanten) bestimmt werden. Die bei Berechnung der Einheitslastfälle ermittelten Phasenkonzentrationstensoren (z. B. Dehnungsverteilung in den Komponenten/Phasen des repräsentativen Volumens infolge äußerem elektrischem Feld) werden als Skalierungsfaktoren für die mit homogenisiertem Material bestimmten Beanspruchungen verwendet, um die Beanspruchungen der Komponenten/Phasen der Einheitszelle zu berechnen. Für eine detailliertere Beschreibung der Methode sei auf die angegebene Literatur [3] und [4] verwiesen.

Voraussetzung für die Anwendung dieses Vorgehens ist, dass am Rand der Einheitszelle kein wesentlicher Beanspruchungsgradient auftritt. Das bedeutet, dass die Einheitszelle klein in Bezug auf die globalen Beanspruchungsgradienten sein muss.

Diese Voraussetzung ist für den Piezofaser-Metall-Verbund in Blechausführung, wie er im Rahmen des SFB/TR 39 untersucht wird, nicht gegeben. In Bild 4 wird beispielhaft die mechanische Spannungsverteilung bei Wirken eines elektrischen Feldes an den Piezofasern für ein 2-D-Gesamtmodell eines Piezofaser-Metall-Moduls und im Bereich eines repräsentativen Teilvolumens dargestellt.

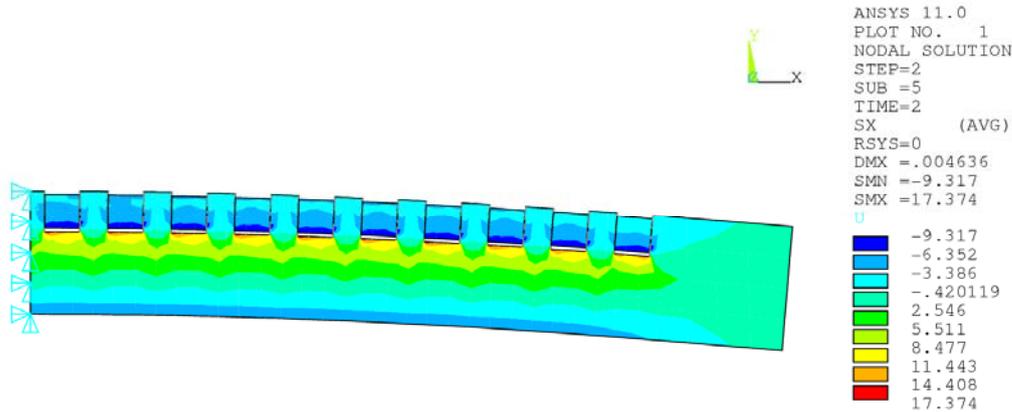


Bild 4: Mechanische Spannungen eines Piezofaser-Metall-Verbundes infolge elektrischer Ansteuerung

Das repräsentative Teilvolumen erstreckt sich über die Gesamthöhe des Blechmoduls. Das Modell der Einheitszelle muss dementsprechend nicht nur homogene Beanspruchung an den Rändern abbilden können, sondern auch Biegebeanspruchung.

Die Beziehungen zwischen den Freiheitsgraden (Verschiebungen und elektrisches Potential) an gegenüberliegenden Rändern der Einheitszelle müssen in einem ersten Ansatz so modifiziert werden, dass sie nicht nur die Periodizität (periodische Randbedingungen) abbilden, sondern auch linear über dem Rand verlaufende Verzerrungen einprägen können. Für die Zwangsbedingung zwischen den Verschiebungen in x-Richtung an zugeordneten Knoten gegenüberliegender Ränder $x = x_0 = \text{const}$ ergibt sich beispielhaft¹:

$$-u_{x,l} + u_{x,r} = S_{xx,0} \cdot l_{EZ,x} + S_{xx,1} \cdot l_{EZ,x} \cdot \left(\frac{y}{l_{EZ,y}} - \frac{1}{2} \right)$$

- mit
- $u_{x,l}$ Verschiebung in x-Richtung am linken Rand
 - $u_{x,r}$ Verschiebung in x-Richtung am rechten Rand
 - $l_{EZ,x}$ Länge der Einheitszelle in x-Richtung
 - $l_{EZ,y}$ Länge der Einheitszelle in y-Richtung
 - $S_{xx,0}$ Einheitsdehnung Membrananteil
 - $S_{xx,1}$ Einheitsdehnung Biegeanteil

Bild 5 gibt die Verteilung der mechanischen Spannungen infolge Einheitsbiegebelastung der Einheitszelle sowie den mechanischen Kontaktstatus zwischen Piezofaser/Elektrode und Grundkörper/Isolationsschicht bei vorspannungsfreier Integration der Piezofasern wieder.

¹ Der Anteil aus der Schubverzerrung wurde nicht mit angegeben.

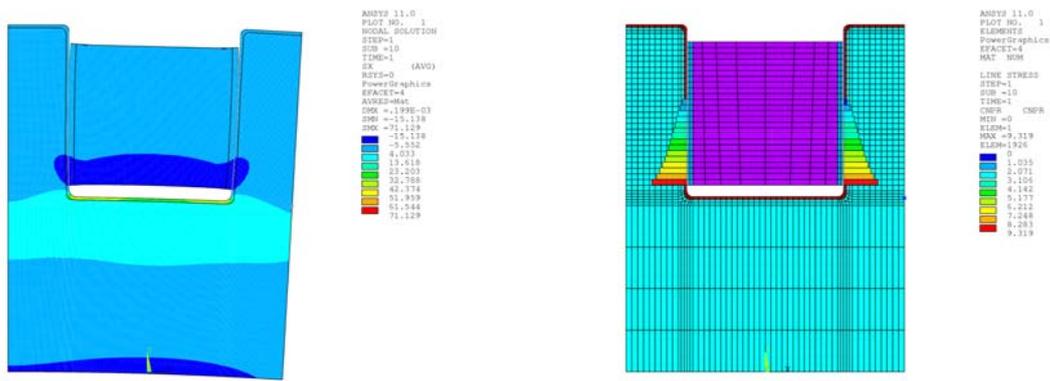


Bild 5: Mechanische Spannungen und mechanischer Kontaktdruck in der Einheitszelle infolge Einheitsbiegebelastung

Vorspannungsfreie Integration der Piezofasern führt infolge der Biegeverformung des Grundkörpers zu nur partiellem mechanischem Kontakt, d. h. die Lastübertragung erfolgt nur über Teilflächen der Piezofasern.

Auch eine gleichmäßige mechanische Vorspannung der Piezofasern z. B. durch ein gleichmäßiges Übermaß (Piezofaserbreite bzgl. Kavitätsbreite) führt zu diesem Effekt, da bereits diese mechanische Vorspannung zu einer Biegeverformung führt (vgl. Bild 6).

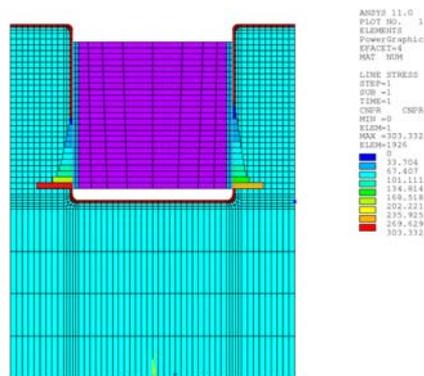


Bild 6: Mechanischer Kontaktdruck bei Integration der Piezofasern mit Vorspannung (geometrisches Übermaß Piezofaser – Kavität)

Im Weiteren sind also Möglichkeiten zu suchen, die ein partielles mechanisches Lösen der Piezofasern von den Wänden der Kavitäten verhindern. Die aus den Überlegungen zur Simulation resultierende Idee, die Kavitäten mit einem Hinterschnitt zu versehen (keine senkrechten Wände, oben engere Öffnung als unten), bereitet sowohl bei der Mikrostrukturierung (Teilprojekt A2) als auch bei dem Aufbringen der Isolatorschicht (Teilprojekt A3) Schwierigkeiten.

4. Ausblick

Mit dem vorgestellten Modell der Einheitszelle des Piezofaser-Metall-Moduls steht ein parametrisiertes Finite-Elemente-Modell zur Verfügung, mit dem homogenisierte Materialparameter zur Beschreibung des elektro-mechanischen Verhaltens der Piezofaser-Metall-Module ermittelt werden können. Bei dieser Homogenisierung ist zu beachten, dass durch elektrische Ansteuerung des homogenisierten Modells eine Biegeverformung hervorgerufen wird. Dies ist möglicherweise durch ein geschichtetes/gradientes Material abzubilden.

Bei der Lokalisierung der Beanspruchungen sind die Beanspruchungen am homogenisierten Modell in Membran- und Biegebeanspruchungen aufzuteilen, um eine entsprechende Zuordnung zu den Phasenkonzentrationstensoren der Einheitslastfälle an der Einheitszelle vornehmen zu können.

Mit den Aussagen zu den Beanspruchungen der Komponenten des Piezo-Metall-Verbundes wird eine Bewertung konkreter Parameter dieser Module (Abmessungen, Materialien) hinsichtlich günstiger Gestaltung der Integration (Teilprojekt A2: Mikrostrukturierung und Integrationstechnologie) sowie zulässiger Belastung z. B. bei Umformung (Teilprojekte B1/B2: Formgebung) möglich sein.

5. Literatur

- [1] Schubert, A.: Technologiestudie zum Fügen von Piezofasern und Blech; Interner Bericht, Fraunhofer IWU/TU Chemnitz 2006
- [2] ANSYS, Rev. 11.0, SAS IP, Inc., 2007
- [3] Schmidt, R.: Berechnung elastischer Konstanten für inhomogene Bauteile mit periodischer Struktur, 19. CAD-FEM Users' Meeting, Potsdam (2001)
- [4] Kranz, B.; Drossel, W.-G.: Homogenisierung von Materialkennwerten und Lokalisierung von Beanspruchungen bei Kompositen mit Piezohohlfasern, 37. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge "Technische Sicherheit, Zuverlässigkeit und Lebensdauer", 22./23. Februar 2005, TU Hamburg-Harburg
- [5] Drossel, W.-G.; Neugebauer, R.; Kranz, B.: Study about possibilities for direct integration of piezo-fibers in sheet metal, in: Dapino, M.J.: Behavior and Mechanics of Multifunctional and Composite Materials 2007 : 18-23 March 2007, San Diego. Bellingham, WA: SPIE, 2007. (SPIE Proceedings Series 6526), Paper 65260J

Untersuchungen zur umformtechnischen Herstellung von Präzisionskavitäten in Aluminiumwerkstoffen

A. Schubert, R. Pohl

1. Einleitung

Aufgrund der fortschreitenden technischen Entwicklung und der Forderung nach immer kleiner werdenden Systemen vor allem im Bereich der Mikrosystem- und Feinwerktechnik werden mehr und mehr metallische Kleinstteile, deren Abmaße und Strukturgrößen im Bereich weniger Millimeter bis hin zu einigen Mikrometern liegen, in hohen Stückzahlen benötigt. Um diesem Trend gerecht zu werden, sind vor allem die Verfahren der Umformtechnik der fortschreitenden Miniaturisierung anzupassen. Im Mittelpunkt der aktuellen Forschung steht die Entwicklung und Erprobung neuer Mikrostrukturierungsverfahren für Aluminiumwerkstoffe. Vorzugsweise sind die Massivumformverfahren Fließpressen und Durchsetzen hinsichtlich der Eignung zur großflächigen Einbringung von aneinander gereihten Präzisionskavitäten der Größe $0,25 \times 0,25 \times 10 \text{ mm}^3$ ($b \times t \times l$) in dünne Aluminium-Bleche zu untersuchen und geeignete Prozessparameter zu ermitteln. Die Verfahren unterscheiden sich im Wesentlichen hinsichtlich der im Laufe des Umformvorgangs wirksamen Spannungen. Wird beim Fließpressen die Struktur hauptsächlich durch den Werkstofffluss entgegengesetzt zur Wirkrichtung der Maschine erzeugt, geschieht dies beim Durchsetzen durch die parallele Verlagerung benachbarter Schnittflächen des Werkstücks infolge einer geradlinigen Bewegung in Krafrichtung.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sind für die gewählten Verfahren Werkzeugsysteme zu entwickeln und den Prozessbedingungen, insbesondere den Belastungen infolge der hohen Umformkräfte aber auch den hohen Präzisionsanforderungen bei modularem Aufbau, anzupassen. Ziel dieser Arbeit ist, anhand von elementaren Kanal-/ Steg- Strukturen die Eignung des Verfahrens Fließpressen zur großflächigen Mikrostrukturierung festzustellen und charakteristische Verfahrensparameter in Abhängigkeit vom umzuformenden Werkstoff zu ermitteln. Die Ergebnisse bilden die Grundlage zur Beurteilung des Potenzials des Verfahrens für eine großflächige und serientaugliche Mikrostrukturierung von Blechen zur Integration von Piezoelementen, mit dem Ziel der Anwendung solcher Werkstoffhybride in adaptiven Systemen.

2. Prozessauslegung und Versuchsplanung

Grundlage für die Prozessauslegung bilden die in der Makrotechnik wirkenden und erforschten Gesetzmäßigkeiten. Wie jedoch wissenschaftliche Arbeiten zur umformtechnischen Herstellung von Komponenten im Millimeterbereich gezeigt haben, kann das Know-how der Umformtechnik nicht ohne weiteres aus dem Makro- in den Mikrobereich übertragen werden [1, 2]. Engel und Eckstein beschreiben verschiedene Problemfelder (Umformprozess, Werkstoff, Werkzeug und Maschine), welche sich bei der Herabskalierung, der im Makrobereich beherrschten Umformprozesse, ergeben [3].

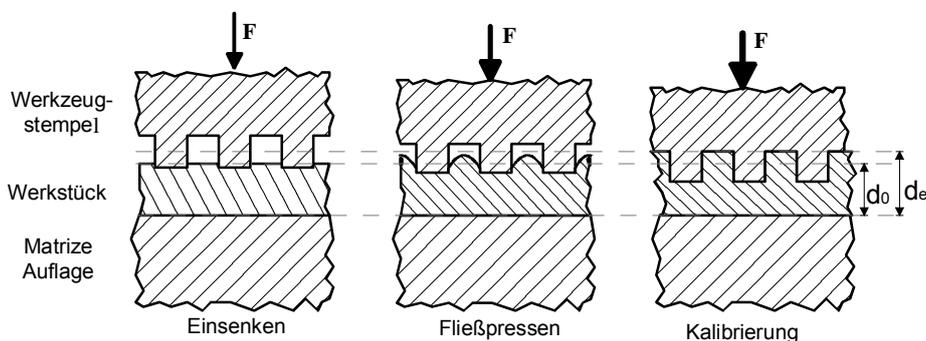


Bild 1: Arbeitsablauf beim Rückwärtsfließpressen von Präzisionskavitäten

Im vorliegenden Fall soll das konventionelle Kaltfließpressen hinsichtlich der Eignung zur Herstellung von Präzisionskavitäten in dünnen Platinen aus Aluminium untersucht werden. Hierbei handelt es sich um ein Kernverfahren der Massivumformung, mit dem sowohl Hohl- als auch Vollkörper hergestellt werden können. Damit der Umformvorgang erfolgen kann, muss das gesamte zu strukturierende Volumen in einen Spannungszustand versetzt werden. Die im Material erzeugten Spannungen müssen so hoch sein, dass eine bleibende plastische Formänderung hervorgerufen wird.

Beim Fließpressen erfolgt der Umformvorgang durch hohen Druck auf einen in das Werkzeug eingelegten Rohling. Dieser Druck zwingt den Werkstoff zum Fließen, wobei die gewünschte Form durch die im Stempel befindliche Geometrie bestimmt wird. Abbildung 1 zeigt eine mögliche Prozessfolge zur Erzeugung von präzisen Mikrokanälen. Hierzu wird ein mit einer flächigen Kanal-Steg-Struktur versehener Stempel in das Werkstück eingepresst. Unter der Bedingung, dass ein Werkstofffluss quer zur bzw. mit der Bewegungsrichtung des Stempels unterbunden wird, erfolgt dieser entgegengesetzt zur Stempelbewegung (Rückwärtsfließpressen). Idealerweise fließt der Werkstoff in die Kanäle des Stempels und bildet so die Kavitäten aus. Ein seitlicher Materialfluss ist bei diesem Verfahren unbedingt zu vermeiden und muss gegebenenfalls durch Hilfsstrukturen unterbunden werden.

Die Zielstruktur selbst wird durch die angestrebte Applikation, in diesem Fall die Einlegekavität für den Piezostab gegeben. Das System soll später in seiner Funktionsweise eine sichere Kraftübertragung vom Piezoelement auf den Werkstoff ermöglichen. Zur Verankerung des Piezoelementes über Kraft- bzw. Formschluss in der Kavität soll das Fügen durch Umformen genutzt werden. Dies ist bei der Erarbeitung der Zielstruktur zu berücksichtigen. Potentielle Zielstrukturen sind in der folgenden Abbildung dargestellt.

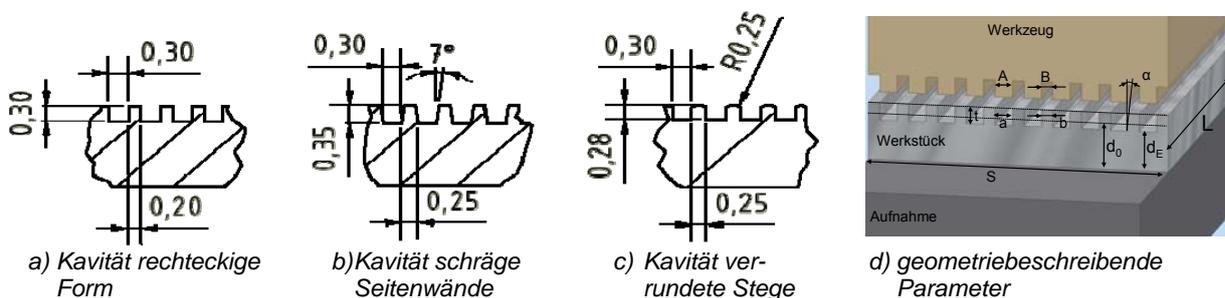


Bild 2: Potentielle Varianten der Zielstruktur und geometrische Verhältnisse

Zur Versuchsplanung und später für die Bewertung der Versuchsergebnisse wurden die geometriebeschreibenden Parameter, wie in Bild 2 d dargestellt, festgelegt. Hieraus lassen sich bestimmte Verhältnisse definieren, welche die Interpretation der Ergebnisse erleichtern. Zu nennen ist hier vor allem das Verhältnis Kavitätsbreite (a) zu Stegbreite (b) und das Aspektverhältnis Kavitätsbreite (a) zu Kavitätstiefe (t), da diese maßgeblich die spätere Funktion des Systems beeinflussen. Neben den geometrischen Größen sind in der Versuchsplanung noch die zu bearbeitenden Werkstoffe, die Maschinenparameter und die Anzahl der Kavitäten zu berücksichtigen.

3. Experimentelles

Der Erfolg des Fließpressens wird, aufgrund der hohen Beanspruchung der Fließpresswerkzeuge, hauptsächlich durch die Gestaltung, die Werkstoffwahl und die Einbauhärte der Fließpresswerkzeuge bestimmt [4]. Zudem unterliegt die Umformung im Mikrobereich unterschiedlichsten Anforderungen u. a. nach hoher Formgenauigkeit, nach engsten Toleranzen und nach hoher Oberflächengüte.

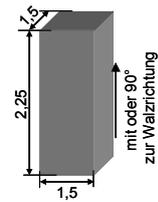
Werkstoffcharakterisierung

Im Rahmen des SFB 39 wurden als Versuchswerkstoffe die Aluminiumlegierung AlMg4,5Mn0,4 und AlSi1,2Mg0,4 mit verschiedenen Dicken (von 0,8 bis 1,5 mm) ausgewählt. Diese Werkstoffe werden vorwiegend im Automobilbau für Komponenten der Karosserie und im Schienenfahrzeugbau bei Teilen der Wagenverkleidung eingesetzt. Neben der stofflichen Zusammensetzung unterscheiden sich die beiden Probenwerkstoffe bezüglich des Herstellungsprozesses, dem Gefüge, der Oberfläche und der Werkstoffkennwerte. Zur Prozess- bzw. Werkzeugauslegung ist vor allem die Fließspannung der Werkstoffe von Relevanz. Diese ist für beide Werkstoffe in Abhängigkeit vom Umformgrad anhand von Rechteckproben in Anlehnung an den Zylinderstauchversuch ermittelt worden. Die daraus resultierenden Fließkurven können über das Verfahren der linearen Regression der Form $k_f = C \cdot \phi^n$ nach Ludwik-Hollomon angenähert und als Eingangsdaten für die Werkzeugauslegung verwenden werden. Die Proben für die Ermittlung der Fließkurven wurden aus den Blechen der Stärke 1,5 mm in Abhängigkeit von der Walzrichtung der Bleche herausgetrennt. Die Gleichungen mit den Regressionskoeffizienten, welche für die Güte der Näherung stehen, in Abhängigkeit von der Entnahmerichtung gibt die folgende Tabelle an.

Tab. 1: Fließkurven des Probenmaterials (angenähert, nach Ludwik-Hollomon)

Werkstoff	Entnahme- richtung	$K_f(\varphi)$ [N/mm ²]	R ²
AlMg4,5Mn0,4	1	$429 \cdot \varphi^{0,261}$	0,961
	2	$393 \cdot \varphi^{0,268}$	0,933
AlSi1,2Mg0,4	1	$401 \cdot \varphi^{0,232}$	0,934
	2	$399 \cdot \varphi^{0,231}$	0,930

1: Probenentnahme mit Walzrichtung; 2: Probenentnahme 90° zur Walzrichtung



Die Ergebnisse des Druckversuches zeigen, dass die Fließspannung bei beiden Legierungen nahezu unabhängig von der Richtung der Probenentnahme ist. Dies lässt auf ein isotropes Umformverhalten schließen, welches einen von der Position der Umformung unabhängigen Werkstofffluss besitzt.

Aus dem ermittelten Fließverhalten der Werkstoffe können anhand bekannter Gleichungen aus der Makroumformung [5] die Kräfte für das Fließpressen wie folgt abgeschätzt werden:

$$F_{St} = \frac{1}{\eta_F} \cdot k_{fm} \cdot \Delta\varphi \cdot \frac{V}{s_w} \quad (1)$$

Hierbei ist F_{St} die erforderliche Stempelkraft, k_{fm} die mittlere Fließspannung, φ der Umformgrad, V das Werkstoffvolumen, s_w der Stempelweg und η_f der Wirkungsgrad. Demnach wird zur Formgebung einer Einzelkavität, nach Variante Bild 2a, bei Blechen der Dicke von 0,8 mm eine Kraft von ca. 3000 N benötigt. Dies entspricht einer Flächenpressung von 1200 N/mm².

Werkzeugsystem

Den Rahmen des Versuchswerkzeuges bildet ein aus einer Ober- und Unterplatte bestehendes Säulenführungsgestell. Durch dieses kann der Einfluss von Führungsungenauigkeiten oder eine mögliche Verkipfung der Maschine auf den Umformprozess unterbunden werden. Die Rückstellbewegung der Oberplatte wird über vier Druckfedern realisiert, welche hierfür in das Säulenführungsgestell integriert sind.

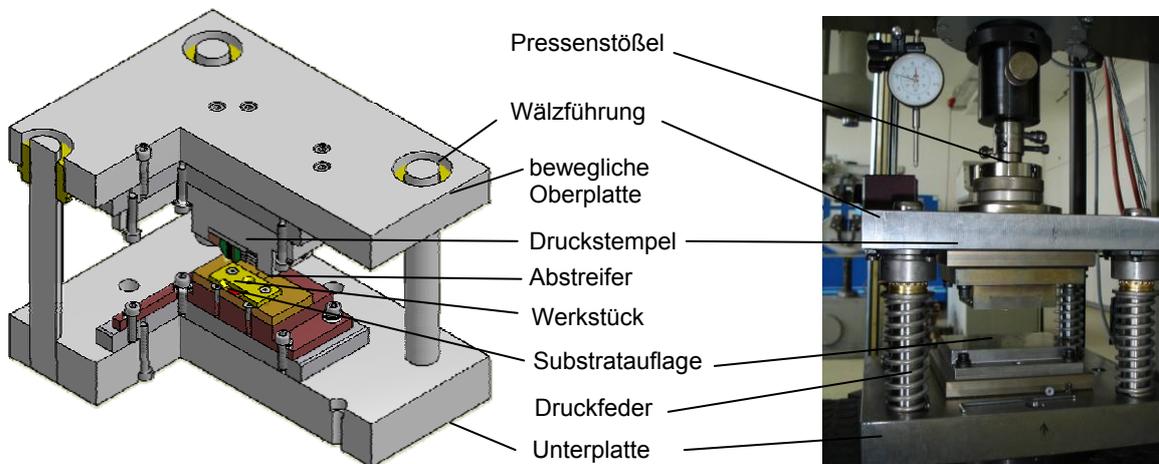


Bild 3: Schematischer Aufbau eines modularen Werkzeugsystems (links); Foto Werkzeugsystem (rechts)

Auf der Unterplatte befindet sich die Aufspannung für die Probeplättchen. Zur Vereinfachung wird bei den ersten Versuchen auf einen komplizierten Niederhalter- bzw. eine Abstreifer- Vorrichtung verzichtet. Die Aufspannung der Probe erfolgt über eine Abstreiferplatte, welche nach Einlegen der Probe mit der Substratauflage verschraubt wird.

Der Umformstempel wird über eine Zwischenplatte mit der Oberplatte des Gestells verschraubt und kann so über diese geführt werden. Für den Stempel wurden auf Basis der ermittelten Kräfte und Pressungen verschiedene Konzepte entworfen. Im ersten Fall handelt es sich um ein Vollstempel-Konzept. Hierbei muss die komplette Struktur durch abtragende Verfahren in den Stempelwerkstoff eingebracht werden. Dies führt aufgrund der hohen Genauigkeitsanforderungen, den geforderten hohen Oberflächengüten und den Werkzeugwerkstoffen oft zu Komplikationen, wie Arbeiten zu diesem Thema belegen [6]. Weiterhin ist bei einem solchen Werkzeugaufbau die Verschleißanalyse aufgrund der geringen Dimensionen oft schwierig. Das zweite Konzept bearbeitet den Ansatz eines modularen Werkzeugaufbaus.

Hierbei werden einzelne strukturierte Geometrielemente aneinandergereiht und miteinander verspannt. Dies ist gerade im Bereich der Grundlagenforschung von Vorteil, da die Anpassung der Stempelstruktur an die jeweiligen Versuche durch einfaches Austauschen der Formsegmente erfolgen kann. Nach den Versuchen kann das Werkzeug, beispielsweise zur Charakterisierung des Werkzeugverschleißes demontiert und anhand der einzelnen Segmente analysiert werden.

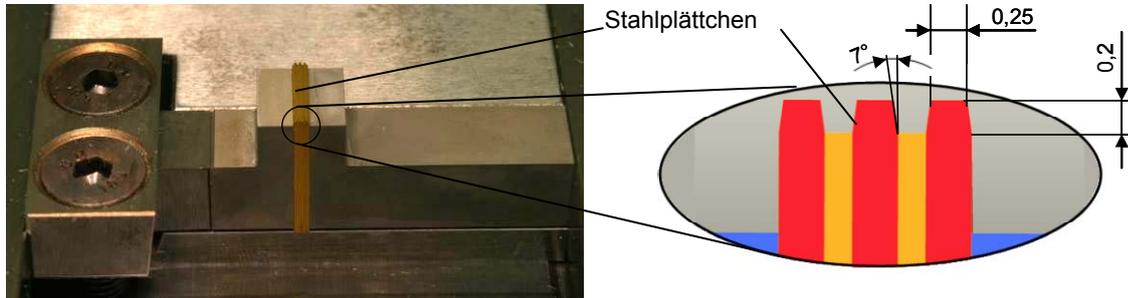


Bild 4: Foto des modularen Werkzeugstempels (links) und schematische Darstellung des Stempels (rechts)

Im Bild 4 ist der für erste Untersuchungen genutzte modulare Stempelaufbau dargestellt. Die jeweils gewünschte Kanal- bzw. Kanal-Steg-Struktur, hier 3 Stege, wird über nebeneinander angeordnete kurze und lange Stahlplättchen realisiert. Diese werden durch ein Keilsystem miteinander verspannt. Zur Verringerung des Werkzeugverschleißes und zur Vermeidung von Reibschweißung zwischen Werkstück und Werkzeug sind die Plättchen gehärtet und mit Titanitrid beschichtet.

Das Werkzeugsystem wurde nach der Montage für die Untersuchungen in eine Universalprüfmaschine der Firma Zwick eingebaut. Für die Bewertung des Umformergebnisses wurde zu jedem Versuch die Kraft-Weg-Verläufe über die presseninterne Messtechnik erfasst und aufgezeichnet.

Experimentelle Ergebnisse und Diskussion

Zur Ermittlung der für die Umformung der Aluminiumlegierungen notwendigen Umformkräfte und Beurteilung der Eignung des Werkzeugsystems wurden zunächst Versuche anhand der Formgebung von Einzelkanälen durchgeführt. Der Stempel wurde bei diesen Experimenten mit einer Kraft von 5 kN in den Werkstoff gepresst. Die Diagramme in Bild 5 zeigen den Mittelwert der Kraft-Weg-Verläufe aus jeweils fünf Einzelmessungen, wobei die Maschinenauffederung kompensiert wurde. Der Materialfluss setzt bei beiden Legierungen ab einer Kraft von ca. 500 N ein. Im Kraftbereich über 2700 N steigt die Kraft schnell an, wobei der Stempel kaum noch vorwärts bewegt wird. Ursache hierfür ist das Aufsetzen des Stempelgrundes auf der Probenoberfläche nach vollständigem Eindringen des Stempelsteges in das Material. Hierdurch erhöht sich die Berührungsfläche zwischen Werkzeug und Werkstück, so dass die Flächenpressung abnimmt und das weitere Eindringen des Stempels unterbunden wird.

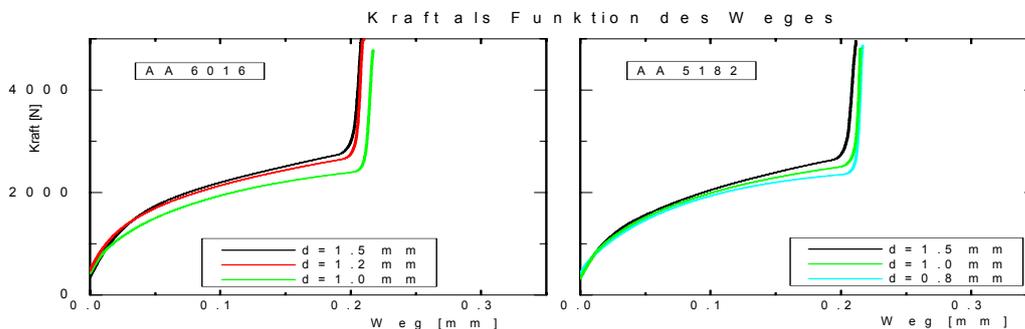


Bild 5: Kraft-Weg-Verläufe beim Einsenken von Einzelkavität (links: AA6016; rechts: AA 5182)

Die experimentell ermittelten Kräfte stimmen bei beiden Legierungen in guter Näherung mit den analytisch ermittelten Werten überein. Der prozentuale Fehler liegt bei der Legierung AA6016 ($F_{\text{ana}}(d=1,5 \text{ mm}) \approx 2900 \text{ N}$) bei 5 % und bei der Legierung AA5182 ($F_{\text{ana}}(d=1,5 \text{ mm}) \approx 3000 \text{ N}$) bei 10 %. Weiterhin wird deutlich, dass ein direkter Zusammenhang zwischen maximal notwendiger Umformkraft und Dicke des Platinenwerkstoffs besteht. Evident ist, dass trotz des höheren Umformgrades bei den dünneren Blechen geringere Maximalkräfte notwendig sind.

Die Topografiemessungen zeigen, bezüglich der Einzugszonen und der geformten Tiefen, bei der Gegenüberstellung keine nennenswerten Unterschiede. Demnach sind die Ursachen für diesen Effekt im Fließverhalten des Materials zu suchen. Zur endgültigen Klärung und Beschreibung für dieses Verhalten sind jedoch weitere Untersuchungen notwendig.

Neben dem Einsenken von Einzelkavitäten wurden Versuche zum Pressen komplexerer Strukturen, das heißt dreier Kavitäten im Abstand von 0,25 mm durchgeführt. Hierbei zeigt sich, dass der Stempel bis zur vollständigen Kalibrierung sehr tief und somit mit sehr hohen Kräften in das Material gepresst werden muss. Das Schlifffbild der gefertigten Struktur ist in Bild 6 dargestellt.

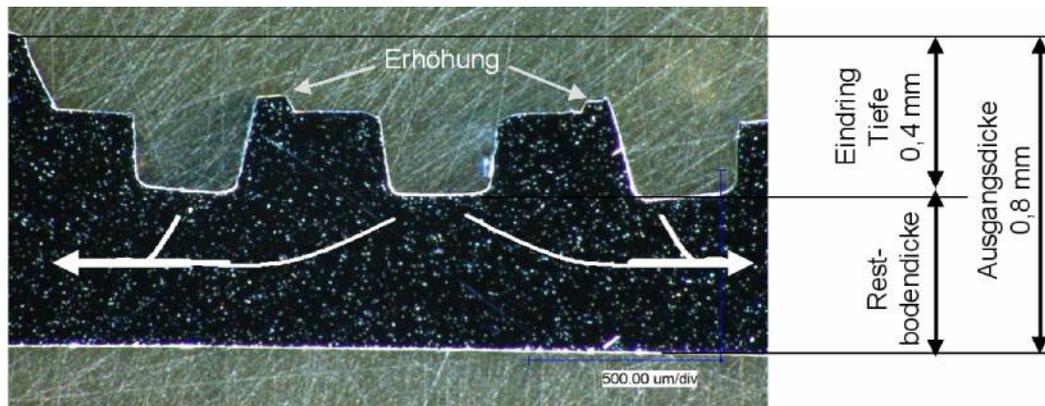


Bild 6: Gepresste Kanalstruktur in AA5182 mit angedeuteter Haupttrichtung des Materialflusses (weiß)

Es ist zu erkennen, dass sich bei vollständiger Kalibrierung der Struktur an den Kanten der mittleren Stege Erhöhungen ausbilden. Diese weisen darauf hin, dass die verspannten Werkzeugplättchen im Stempel auseinandergedrückt werden, wodurch das Material zwischen diese fließen kann. Als Hauptursache kann hier das Wegfließen des Werkstoffes quer zur Bewegungsrichtung des Stempels genannt werden. Durch diese Effekte entstehen Querkräfte, welche auf die Seitenflächen der Werkzeugplättchen wirken und diese auseinanderpressen.

Die Auswertung der durchgeführten Versuche hat gezeigt, dass die geformte Kavitätstiefe (t) sowohl beim Einsenken der Einzelkavität als auch beim Pressen der komplexeren Struktur der Steghöhe des Stempels entspricht. Die für die Stahlblättchen verwendeten Werkstoffe genügen den Prozessanforderungen bezüglich der Druckfestigkeit. Die Oberfläche der Blättchen bzw. die Titannitridschicht weist keinen Verschleiß auf.

Zusammenfassung

Die gezeigten Ergebnisse verdeutlichen die grundsätzliche Nutzbarkeit eines modularen Werkzeugaufbaus zur umformtechnischen Herstellung von Präzisionskavitäten. Ferner konnte nachgewiesen werden dass die Herstellung von Präzisionskavitäten mittels der Massivumformung in den gegebenen Legierungen prinzipiell möglich ist.

Die Weiterentwicklungen des Werkzeugsystems müssen vor allem unter dem Gesichtspunkt des Werkstoffflusses erfolgen. Das Werkzeugsystem ist so umzugestalten, dass der seitliche Werkstofffluss minimiert und somit ein Fließen entgegengesetzt der Stempelrichtung begünstigt wird. Durch die Anpassung sollte die Anwendung des Fließpressens, für die Herstellung einer oberflächennahen großflächigen und präzisen Strukturierung grundsätzlich möglich sein.

4. Literatur

- [1] Tiesler, N.: Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile. Bamberg: Meisenbach, 2002
- [2] Gau, Jenn-Terng: An experimetal study on size effect on flow stress and formability of aliminm and brass for microforming. Z. Journal of Materials Processing Technologiy, 184 (2007), S.42-46
- [3] Engel, U.; Eckstein, R.: Microforming – from basic research to its realization. Z. Journal of Materials Processing Technologiy, 125-126 (2002), S.35-44
- [4] Tschätsch, H.: Praxis der Umformtechnik. 8. Aufl. Wiesbaden: Vieweg, 2005
- [5] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren Umformen. 5.Aufl. Heidelberg: Springer, 2006
- [6] Schubert, A.; Böhm, J.; Burkhardt, T.: Mikroprägen – Herstellen metallischer Mikrostrukturbauteile durch Kaltprägen. Z. wt Werkstattstechnik, 90 (2000) H.11-12, S.479-483

Entwicklung von Isolatorschichten für metallbasierte Piezomodule

Siegfried Peter, Petr Belsky, Matthias Herrmann, Frank Richter

1. Einleitung

Ziel des Teilprojektes ist die Erzeugung und Optimierung der Isolatorschicht innerhalb der PIEESA-Prozesskette „Umformen“. Den Schwerpunkt bildet die Abscheidung von sowohl elektrisch als auch mechanisch hochbelastbaren Dünnschichten auf mikrostrukturierten Leichtmetallträgern. Die Sicherung der Funktionalität der Schichten auch auf den Seitenwänden der ca. $250 \times 250 \mu\text{m}^2$ großen Mikrokavitäten stellt besondere Anforderungen an das Beschichtungsverfahren. In der Mikroelektronik und Mikrosystemtechnik werden Stufen- und Grabenstrukturen sehr erfolgreich mit thermisch aktivierten CVD-Verfahren beschichtet, jedoch schließt die geringe thermische Belastbarkeit von Aluminium-Konstruktionswerkstoffen die Anwendung derartiger Prozesse aus. Es kann somit auf keine erprobten und publizierten Schichtabscheidemethoden zurückgegriffen werden. Die Isolatorschichten sollen im Projekt in einem Nichtgleichgewichtsprozess mittels plasmagestützter chemischer Dampfphasenabscheidung (PECVD) erzeugt werden. Neben elektrischen Schichtparametern, wie Durchschlagsfeldstärke und Leckstromdichte, sind mechanische Eigenschaften der Isolatorschicht und des Isolator-Piezomaterial-Kontaktes zu messen und zu optimieren. Plasmadiagnostische Messungen fördern ein besseres Verständnis und die gezielte Optimierung der Schichtbildungsprozesse.

2. Schichtabscheidung und Untersuchungsverfahren

Die Schichtabscheidung erfolgte in einer Hochvakuum-Beschichtungsanlage MicroSys400 (Roth&Rau AG), die über eine differentiell gepumpte Probenschleuse („load-lock“) verfügt. Für die Abscheidung der Isolatorschichten wurde ein kapazitiv gekoppeltes 13.56 MHz-Hochfrequenzplasma genutzt. Bei diesem Verfahren werden bei Drücken im Pascal-Bereich Elektronen durch das angelegte äußere HF-Feld beschleunigt und sind dadurch in der Lage schichtbildende Radikale und Ionen zu erzeugen. Das Plasmapotential und die sogenannte Selbstbias-Spannung, die sich bei asymmetrischer Elektrodenkonfiguration ausbildet, beschleunigen wiederum die Ionen. Die auf die wachsende Schicht auftreffenden energiereichen Ionen bestimmen die sich ausbildende Schichtstruktur maßgeblich. Bei geeigneter Parameterwahl können aus kohlenstoffhaltigen Precursoren, wie den hier verwendeten Gasen Methan (CH_4) und Acetylen (C_2H_2), sehr harte und isolierende a-C:H Schichten (wasserstoffhaltige Kohlenstoffschichten) erzeugt werden.

Die wichtigsten funktionalen Parameter der zunächst auf ebenen Si-Wafern erzeugten a-C:H- Schichten wurden mit den folgenden Methoden und Ausrüstungen erfasst:

- Schichtdicke und Schichtspannungen (letztere aus der Substratdurchbiegung nach Stoney [1]):
Tastschnittgerät Form Talysurf 50 (Rank Taylor Hobson), Vertikal-Auflösung < 10 nm
- Härte, Elastizitätsmodul und weitere mechanische Materialeigenschaften:
Nanoindentation System UMIS 2000: Hochgenaues Eindruckmessgerät mit zusätzlicher Lateralkrafteinheit; Tiefenauflösung 0,1 nm, Tiefenmessbereich 0- 20 μm , Kraftauflösung 0,75 μN , Kraftmessbereich 0-500 mN, Diamantindenter: Berkovich, Vickers sowie Kugeln mit 2...200 μm Radius
- Oberflächenrauigkeit:
Rasterkraftmikroskop CP 100 (Park Scientific Instruments) mit Meßköpfen für Contact- und Lateral Force-Mode und für Non Contact- und Intermittant Contact-Mode
- Durchschlagsfeldstärke u. Leckströme:
Eigenbau-Spannungsversorgung $0 - \pm 300 \text{ V}$, Digitales Speicheroszilloskop (LeCroy LT344)

Für die Messung mechanischer Schichtparameter mit elastischer Deformation (E-Modul der Schichten) wurden Kugelindentoren eingesetzt. Die Auswertung erfolgte durch Anpassung theoretischer Simulationen an die experimentellen Messkurven ([2], [3]). Weitere, an ausgewählten Proben untersuchte Schichteigenschaften sind die Dichte (Röntgenreflektometrie), der Wasserstoffgehalt (Nukleare Reaktionsanalyse/FZ Rossendorf), die Infrarotabsorption (FTIR) und die Raman-Spektren. Die Charakterisierung der zur Abscheidung genutzten Plasmen umfasste die Registrierung der Selbstbias-Spannung, die Messung von Ionenströmen und –energien, die Aufnahme von Massenspektren des Reaktivgases und die Messung der Dicke des Dunkelraumes, innerhalb dessen die Ionen auf die Substratelektrode hin beschleunigt werden.

3. Mechanische und elektrische Schichteigenschaften und Schichtstruktur

Die Abscheidungsprozesse und resultierenden Schichteigenschaften mit den Precursoren CH_4 und C_2H_2 zeigten sich sehr verschieden, was einerseits eine breite Eigenschaftsvariation aber andererseits auch eine vertiefere Analyse der Elementarprozesse ermöglicht [4].

Folgende Tendenzen wurden ermittelt:

- Die *Abscheiderate* mit dem Precursor C_2H_2 beträgt bei sonst gleichen Prozessparametern etwa das drei- bis vierfache als bei Verwendung von CH_4 . Die Maximalwerte betragen $0,2 \mu\text{m}/\text{min}$. für C_2H_2 und $0,05 \mu\text{m}/\text{min}$. für CH_4 .
- Die Schichten mit dem größten *Elastizitätsmodul* wurden im Acetylenplasma erzeugt. Beim niedrigsten angewandten Abscheidendruck von 2 Pa erreichte der E-Modul 220 GPa. Der entsprechende maximale E-Modul von a-C:H aus dem CH_4 - Prozess betrug nur 150 GPa. Bei beiden Prozessen hatte die HF-Leistung nur geringen Einfluss auf den E-Modul. Mit ansteigendem Druck verringerte sich der E Modul in den untersuchten Parameterbereichen jedoch auf jeweils 80 GPa. Bei Verwendung von Acetylen erfolgt dieser Abfall des E-Moduls in einem wesentlich kleineren Druckintervall (Bild 1).
- Ebenso variierte die *Schichthärte* bei Verwendung von CH_4 wenig und lag typisch im Bereich von 15 bis 17 GPa. Beim Acetylen-Prozess variierte sie dagegen zwischen 25 GPa (Abscheidendruck $p = 2 \text{ Pa}$) und 10 GPa ($p = 15 \text{ Pa}$).
- Die *RMS-Oberflächenrauigkeit* (Messfläche $1 \mu\text{m} \times 1 \mu\text{m}$) des mit Methan abgeschiedenen a-C:H war geringer als die der verwendeten Si-Wafer und lag an der Messgrenze des Profilometers. Solche geringen, als „ultrasmoothness“ bezeichneten Rauigkeitswerte können sowohl mit a-C- [5] als auch a C:H- Schichten [6] erreicht werden. Im C_2H_2 - Plasma entstehen rauere Schichten. Steigender Abscheidendruck führt bei Verwendung von Acetylen zu stark ansteigenden RMS- Oberflächenrauigkeiten ($1,4 \text{ nm}$ bei 15 Pa und 20 W HF- Leistung), eine Erhöhung der HF-Leistung reduziert sie jedoch.
- Die Massendichte der a-C:H- Schichten liegt im Bereich $1,6$ bis $2,1 \text{ g}/\text{cm}^3$ und korreliert linear mit deren Härte [4].
- Die *Leckströme und die elektrischen Durchschlagfeldstärken* (siehe Bild 2 und 3) verhalten sich in Übereinstimmung mit Literaturangaben ([7], [8]) umgekehrt zu den mechanischen Eigenschaften (Bild 1), d.h. die weicheren Schichten sind die besseren Isolatoren. Über mit steigender Schichtdicke abnehmende Durchschlagfeldstärken und geringere Schichtwiderstände wurde auch in [8] berichtet. Als Ursache vermuten wir das Wachstum leitfähiger graphitischer Cluster.

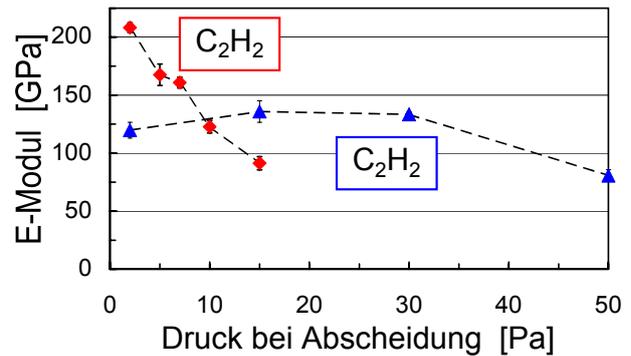


Bild 1: Abhängigkeit des E-Moduls von a-C:H- Schichten vom Precursor und vom Druck (60 W HF-Leistung)

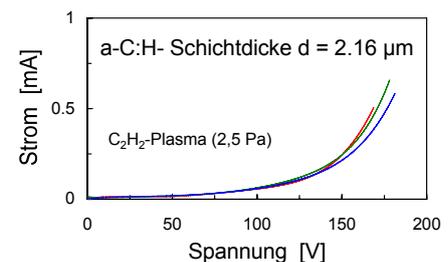


Bild 2: U-I- Kennlinien einer Schicht

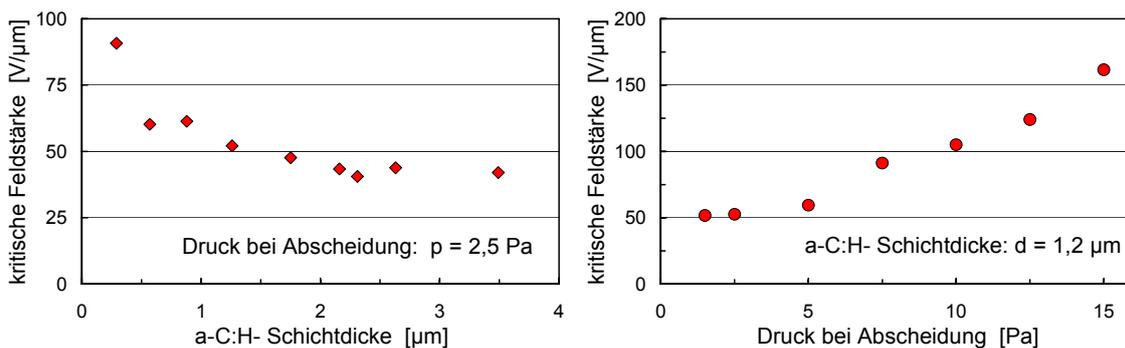


Bild 3: Kritische Feldstärke ($I = 50 \mu\text{A}$) von a-C:H in Abhängigkeit von Schichtdicke (links) und Druck (rechts)

4. Schichtabscheidung in Mikrostrukturen

Als Vorstufe zur Beschichtung mikrostrukturierter Aluminiumsubstrate wurden Versuche mit nasschemisch in Siliziumwafer geätzten Strukturen (Zentrum für Mikrotechnologien der TU Chemnitz) durchgeführt. Die Gräben von ca. $200\ \mu\text{m} \times 200\ \mu\text{m} \times 15\ \mu\text{m}$ sind in $200\ \mu\text{m}$ Abstand angeordnet. An Bruchflächen beschichteter Proben wurden mit einem Rasterelektronenmikroskop („REM“; Professur Festkörperanalytik / Institut für Physik der TU Chemnitz) die Schichtdickenverteilung vermessen und die Schichtmorphologie untersucht. Die Messungen ergaben, dass die Schichtdicke am Grabenboden etwa nur ca. $2/3$ und an den Seitenwänden der Gräben weniger als $1/4$ der Schichtdicke beträgt, die sich auf einem ebenen Substraten ergibt (siehe Beispielverteilung in Bild 4). Dabei gibt es wiederum deutliche Unterschiede zwischen den Precursoren. Beim Methan-Prozess ist die Abscheiderate auf den Seitenwänden besonders gering. Andererseits entstehen nur bei Verwendung von Methan zumindest bei niedrigen Drücken auch auf den Seitenwänden dichte und glatte Schichten (Bild 5 oben links). Aus Acetylen auf den Grabenwänden abgeschiedene Schichten weisen auch beim niedrigsten angewandten Druck von $2,5\ \text{Pa}$ zahlreiche Defekte auf (Bild 5 links unten).

(Anm.: Bedingt durch den nasschemischen Ätzprozess, sind die unteren Grabenkanten nicht rechteckig)

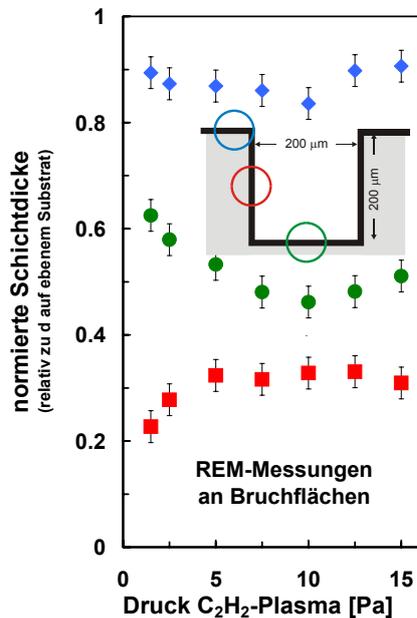


Bild 4: Abhängigkeit der Schichtdicke an drei Orten einer Grabenstruktur vom Druck für das C_2H_2 -Plasma (HF-Leistung 60 W)

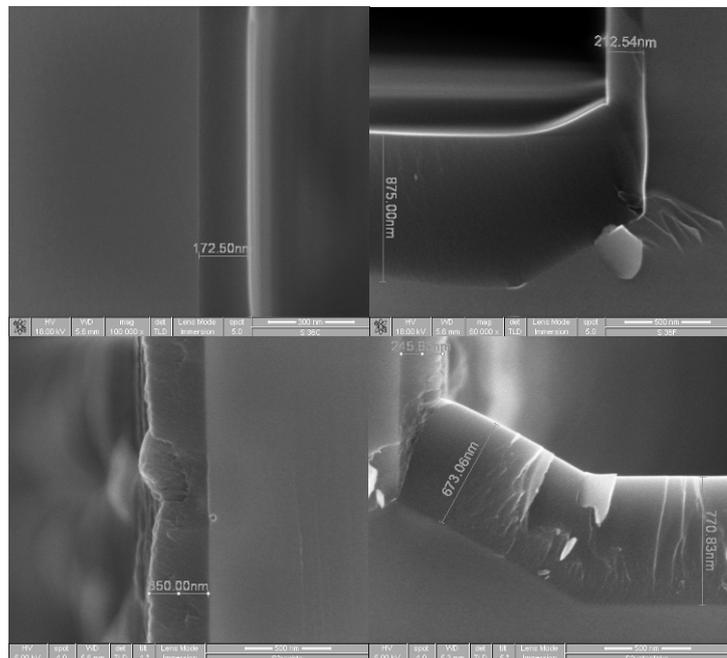


Bild 5: REM-Aufnahmen von Brüchen beschichteter Gräben; links: Mitte Seitenwand; rechts: untere Kante; Abscheidung mit CH_4 (oben) und C_2H_2 (unten); $2,5\ \text{Pa} / 60\ \text{W}$

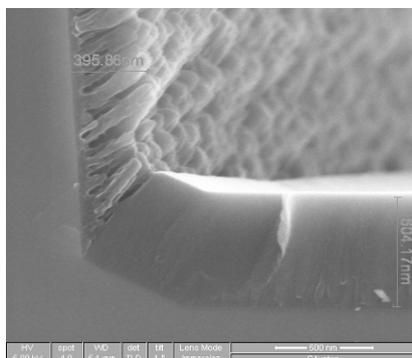


Bild 6: Übergang von einer dichten a-C:H-Schicht am Grabenboden in eine poröse Struktur an der Wand (C_2H_2 -Plasma; $7,5\ \text{Pa} / 60\ \text{W}$)

Wird C_2H_2 bei höheren Drücken eingesetzt, so entstehen auf den Seitenwänden der Mikrostrukturen keine geschlossenen Schichten mehr, sondern nur noch poröse Strukturen. Wie in Bild 6 deutlich sichtbar, erfolgt dieser Übergang sehr abrupt. Dieses räumlich sehr definierte „Umklappen“ des Schichtwachstumsprozesses ist sicher durch die Unterschiede im Ionenbombardement dieser Bereiche begründet. Die Ionen werden im Plasmavolumen erzeugt und innerhalb der sich an der Substratelektrode ausbildende Randschicht beschleunigt. Die Dicke der Randschicht s beträgt bei $2\ \text{Pa}$ fast $2\ \text{cm}$. Sie hängt nur wenig von der HF-Leistung ab, fällt jedoch mit dem Druck p entsprechend $s \sim p^{-n}$ (CH_4 : $n = 0,33$; C_2H_2 : $n = 0,36$; [4]). Messungen der Ionenstromdichte auf die Substratelektrode ergaben bei $2\ \text{Pa}$ für beide Precursoren vergleichbare Werte ($\approx 0,2\ \text{mA/cm}^2$ bei $100\ \text{W}$). Die bei Verwendung von C_2H_2 gemessenen Ionenstromdichten stiegen jedoch nicht monoton mit dem Druck an.

Die Ionenstromdichten bei 10 Pa waren geringer als die Werte bei 5 Pa [4]. Da gleichzeitig mit Acetylen höhere Abscheideraten erzielt werden, ergeben sich die in Bild 7 dargestellten großen Unterschiede im Anteil von Ionen an der Kohlenstoffabscheiderate.

Die Eingangsgrößen und Formeln für die Berechnung des durch Ionen abgeschienen Anteils an der Gesamtdepositionsrate von Kohlenstoffatomen sind in [4] angegeben.

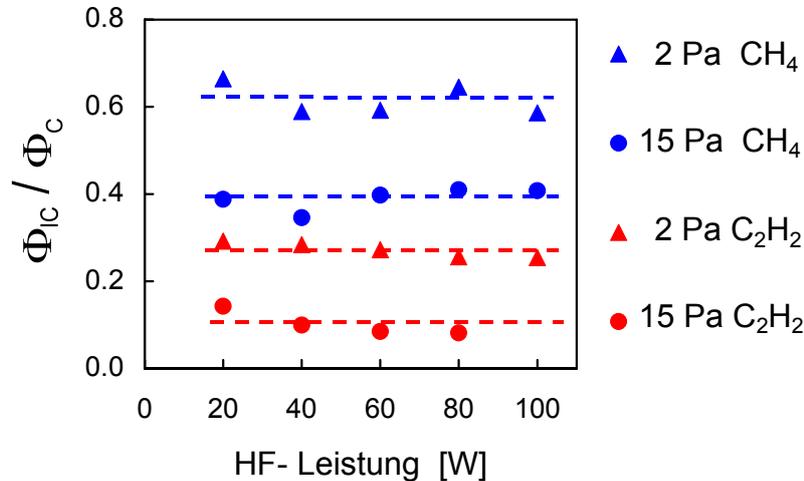


Bild 7: Anteil der Ionen an der Kohlenstoffabscheiderate in Abhängigkeit vom Precursor, vom Druck und von der Hochfrequenzleistung

Aus Bild 7 ist ersichtlich, dass das Schichtwachstum aus dem Acetylenplasma vorrangig durch Radikale, es handelt sich insbesondere um C₂H [9], erfolgt. Beim Methanplasma sind es dagegen auch Ionen, die Kohlenstoff deponieren. Bei kleinen Drücken (2 Pa) erfolgt hier die Schichtabscheidung sogar bevorzugt durch kohlenstoffhaltige Ionen.

Messungen [4] ergaben, dass ein Mindesteintrag an Ionenenergie erforderlich ist, um hartes a-C:H abzuschleiden. Bild 8 zeigt den Zusammenhang zwischen dem Energieeintrag pro abgeschiedenes C-Atom und dem E-Modul der Schichten für beide Precursoren.

Beim Acetylen erreicht dieser Energieeintrag durch den hohen Anteil von Radikalen an der Abscheiderate und auch durch generell kleinere Ionenenergien (größere Stossquerschnitte Ionen-Neutralgas) nur Werte unter 100 eV. Die Mehrfachbindungen in den schichtbildenden Radikalen (C₂H) und Ionen (C₂H₂⁺) können dennoch zu einer sehr guten räumlichen Vernetzung und damit zu sehr harten Schichten führen.

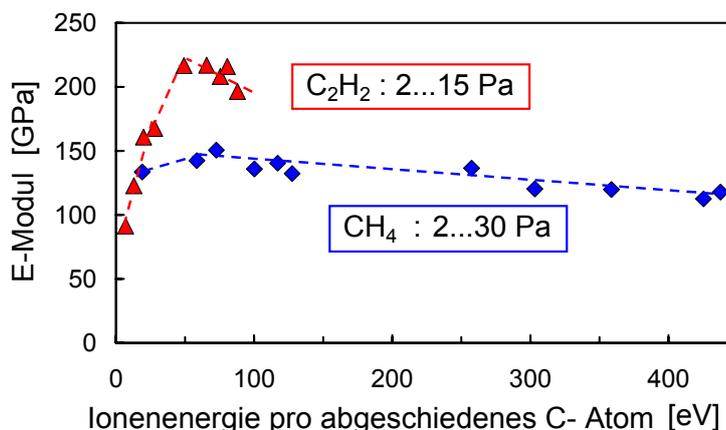


Bild 8: Elastizitätsmodul der aus Methan und Ethin abgeschiedenen a-C:H-Schichten in Abhängigkeit von der Ionenenergie pro abgeschiedenes Kohlenstoffatom

Verringert sich der Ionenenergieeintrag pro abgeschiedenes C-Atom unter einen Wert in der Größenordnung 10 eV, so entstehen nur weiche, polymerartige Schichten.

Diese, an ebenen Proben ermittelten Zusammenhänge wirken auch bei der Beschichtung von Grabenstrukturen. Die Ionen treffen bevorzugt auf den Grabenboden und nur in geringerem Maße auf die Seitenwände. Bei den auf die Wände auftreffenden Ionen sollte es sich zudem vor allem um am Neutralgas gestreute, und damit niederenergetische Ionen handeln.

Beim Acetylen können dadurch auf den Grabenwänden keine harten Schichten mehr entstehen. Die besondere säulenartige Morphologie (Bild 7) hängt ebenfalls mit der Ionenenergie zusammen. Niederenergetische Ionen (< 50 eV; [6]) können nicht in das a-C:H eindringen und dort die Struktur modifizieren, sondern sie erhöhen nur die Oberflächenbeweglichkeit. Dadurch können Atome und Radikale auf der Oberfläche wandern und die beobachteten Säulen bilden.

Der beim Methanplasma bei 2 Pa geringe Anteil von Radikalen am Schichtwachstum wirkt sich positiv auf die an den Grabenwänden entstehenden a-C:H-Schichten aus. Die bevorzugte Abscheidung durch Ionen ist generell mit einem höheren Energieeintrag verbunden.

Durch das sehr ungünstige Verhältnis der Abscheideraten auf Grabenwand und Grabenboden und die zusätzlich kleinen Absolutwerte der Rate bei der Kombination Methan - kleiner Druck erscheint das bisher untersuchte kapazitiv gekoppelte Hochfrequenzplasma für eine effektive und homogene Beschichtung von kleinen dreidimensionalen Strukturen wenig geeignet.

Es ist erforderlich, die Ionenstromdichte auf die Grabenwände deutlich zu erhöhen. Dazu wurde eine Lösung angedacht und mit deren Realisierung begonnen. Die Substratelektrode soll, bis auf Mikrosekundenintervalle, geerdet sein und an ein intensives Plasma grenzen. Dadurch wird sich über den Grabenstrukturen nur ein sehr dünner Dunkelraum ausbilden und dieser teilweise in die Gräben eindringen. Durch Anlegen kurzer negativer Hochspannungsimpulse sollen Ionen in die Gräben gezogen beschleunigt werden. Bei den dann sehr hohen Stromdichten sollte sich der Strom homogener über alle Flächen verteilen und die Abscheidung harter Isolatorschichten auch auf den Seitenwänden sichern. Die Pulseinheit, basierend auf einem schnellen Hochspannungs-Transistorschaltmodul (Fa. Behlke), ist für Spannungen bis $-2,5$ kV und Pulsströme bis 30 A konzipiert und befindet sich in der Erprobung.

5. Literatur

- [1] G.G. Stoney: The tension of metallic films deposited by electrolysis, Proc. Roy. Soc. London A 82 (1909) 172
- [2] T. Chudoba, N. Schwarzer, F. Richter: Determination of elastic properties of thin films by indentation measurements with a spherical indenter, Surf. Coat. Technol. 127 (2000) 9
- [3] T. Chudoba, M. Griepentrog, A. Dück, M. Schneider, F. Richter: Young's modulus measurements on ultra-thin coatings, J. Mater. Res. 19 (2004) 1, 301
- [4] S. Peter, K. Graupner, D. Grambole, F. Richter: Comparative experimental analysis of the a-C:H deposition processes using CH₄ and C₂H₂ as precursors, Journal of Applied Physics 102, 053304, 2007
- [5] M. Moseler, P. Gumbsch, C. Casiraghi, A. Ferrari J. Robertson: The Ultrasoothness of Diamond-like Carbon Surfaces, Science, 309 (2005) 1545
- [6] X. L. Peng, Z. H. Barber, T. W. Clyne: Surface roughness of diamond-like carbon films prepared using various techniques, Surface and Coatings Technology, 138 (2001) 23
- [7] E. Saryga, G.W. Bak: Relation between physical structure and electrical properties of diamond-like carbon thin films, Diamond and Related Materials, 14 (2005) 23
- [8] P. D. Maguire, u. a.: The insulating properties of a-C:H on silicon and metal substrates, Diamond and Related Materials, 10 (2001) 216
- [9] J. R. Doyle : Chemical kinetics in low pressure acetylene radio frequency glow discharges, Journal of Applied Physics, 82 (1997) 10, 4763

Laserstrahlbasierte elektrisch-mechanische Kontaktierung von Piezokeramiken

F. Albert, M. Kastens, Dr. M. Schmidt, Prof. M. Geiger

1. Integration von Sensor-Aktor-Modulen

Das Forschungsziel ist die Entwicklung von Produktionstechnologien für aktive Strukturbauteile. Für eine ökonomisch und funktional sinnvolle Serienproduktionstechnologie ist es erstrebenswert, eine direkte stoffliche Integration von Sensor-Aktor-Materialien in einen Leichtbaukonstruktionswerkstoff zu realisieren. Um die Funktionalität dieser adaptronischen Komponenten zu garantieren, ist es dabei erforderlich, dass nicht nur die Technologien für die stoffliche Integration, sondern auch Technologien für die elektro-mechanisch funktionelle Integration der Piezokeramikwandler erforscht werden. Die Produktionstechnologien, die für die Herstellung der Werkstoffverbunde mit integrierten multifunktionalen Grenzflächen in Frage kommen, sind die Verfahren Blechumformung und Aluminiumdruckguss, da sie bewährte Serienfertigungstechnologien darstellen, sowie die Faserverbundfertigung, bei welcher durch den Einsatz von thermoplastischen Matrices eine Serienanwendung in größeren Stückzahlen realisiert werden kann. Auf den Bildern 1 bis 3 sind mögliche Realisierungen der Einbettung von Piezomodulen in Trägerstrukturen im Rahmen der drei Fertigungsverfahren dargestellt.

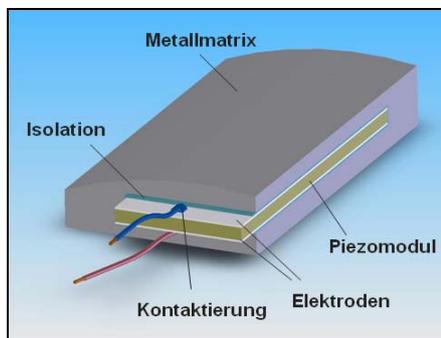


Bild 1: Integration von Wandlermodulen im Verfahren „Druckguß“

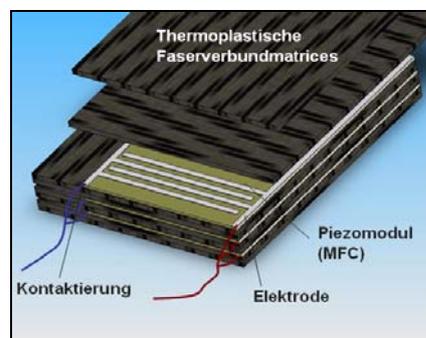


Bild 2: Integration von Wandlermodulen im Verfahren „Faserverbund“

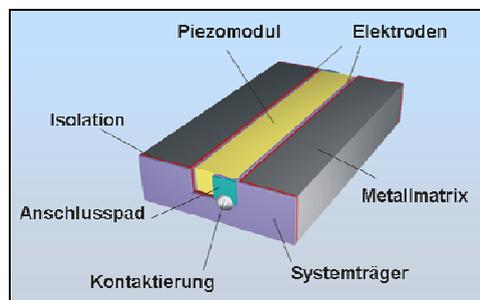


Bild 3: Integration von Wandlermodulen im Verfahren „Umformen“

2. Kontaktierungsverfahren

Eine zu klärende Fragestellung ist die Form der elektrischen Kontaktierung der Wandlermodule, um eine optimale Funktionalität der Adaptronikkomponenten sicherzustellen. Das Bayerische Laserzentrum stellt sich mit dem Teilprojekt A4 im Rahmen des SFB/TR 39 der Herausforderung, dauerhaft zuverlässige Fügeverbindungen zwischen der elektrodierten Piezokeramik und den Zuleitungen (Drähte, Stanzgitter, etc.) unter Einsatz des Werkzeugs Laser herzustellen. Hierbei müssen die Kontaktierungen sowohl elektrische als auch mechanische Anforderungen erfüllen und vor allem hinsichtlich der Folgeprozesse qualifiziert werden. So bilden die hohe Temperaturbelastung bei den gieß- oder thermoplasttechnischen Verfahren, sowie auftretende mechanische Belastungen bei der Integration und Weiterverarbeitung durch Umformung einen gründlich zu erforschenden Problembereich. Des Weiteren ist bekannt, dass Keramik sehr sensibel auf Hitzeeinwirkung reagiert und es deshalb zu Rissbildung oder Zersetzungserscheinungen durch hohe Temperaturgradienten beim Fügevorgang kommen kann.

Die Elektroden auf Piezowandlern werden herkömmlich durch zwei verschiedene Techniken aufgebracht. Zum einen gibt es das Siebdruckverfahren, bei welchem man Dickschichtelektroden (Schichtdicke ca. 4 μm) erzeugt. Das hierzu am häufigsten eingesetzte Material ist eine Paste aus Silber mit Glasfritte zur Verbesserung der Haftung auf der Keramik. Das zweite Verfahren ist Sputtering. Hierbei stellt man Dünnschichtelektroden (Schichtdicke ca. 400 nm) her, die hauptsächlich entweder aus Kupfer, Kupfer-Nickel oder Gold bestehen. Das laserbasierte Fügen an solch dünnen Beschichtungen und temperaturempfindlichen Substraten, sowie Effekte die zur Delamination der Metallisierung und Beschädigung des Substrates durch die Laserstrahlung führen können, sind bisher weitestgehend nicht geklärt und sind Gegenstand der laufenden Untersuchungen. Zum Einsatz kommen die Verfahren Laserstrahl-Mikrolöten, Laser Droplet Welding und Laserstrahl-Mikroschweißen. Der derzeitige Fokus der Untersuchungen liegt auf den beiden erstgenannten Verfahren. Im Folgenden wird auf den aktuellen Forschungsstand bezüglich der elektrisch-mechanischen Kontaktierung von Piezomodulen näher eingegangen. Ein zu Beginn der Arbeiten aufgebauter Arbeitsplatz mit Fügeeinrichtung und Handhabungselementen wird an dieser Stelle nicht näher betrachtet.

3. Laserstrahl-Mikrolöten

Das Laserstrahl-Mikrolötverfahren ist in der Elektronikproduktion schon seit längerem etabliert. Es wird vor allem zum Kontaktieren von Anschlüssen elektronischer Bauelemente sowie zum Reparaturlöten von fehlerhaften Lötverbindungen auf Leiterplatten aus Kunststoff eingesetzt. In Bezug auf die hier relevante Kontaktierung von Piezomodulen mit dünnen Metallisierungen werden die Prozessvorgänge beim Einsatz von höher schmelzenden Weichloten bzw. Hartloten und deren Auswirkungen auf die Eigenschaften der jeweiligen Kontaktstelle untersucht. Dabei spielen vor allem stattfindende Diffusions- als auch Benetzungsvorgänge eine übergeordnete Rolle. Als geometrische Anordnung für die Grundlagenuntersuchungen wird ein Kupferdraht auf einer metallisierten Piezokeramik gewählt (Bild 4). Der Kupferdraht wird auf einem Depot aus Lotpaste platziert und die Fugestelle mit dem Laser bestrahlt. Während des Fügeprozesses kommt es zuerst zur Aktivierung des Flussmittels und anschließend zur Benetzung von Metallisierung und Draht durch das Lot.

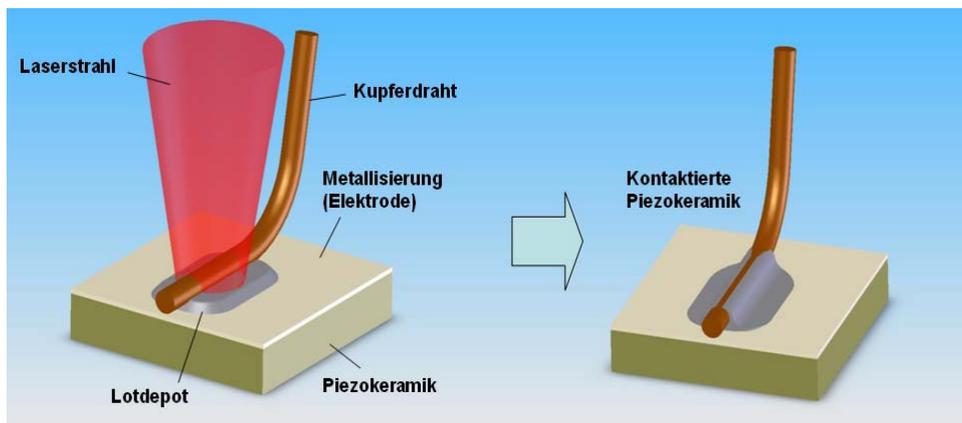


Bild 4: Versuchsgeometrie zur Kontaktierung von Piezoelementen mittels Laserlöten

In experimentellen Untersuchungen unter Verwendung von Weichloten werden verschiedene Drahtdurchmesser auf verschiedenen Metallisierungen gefügt, vgl. Bild 5 bis Bild 8.

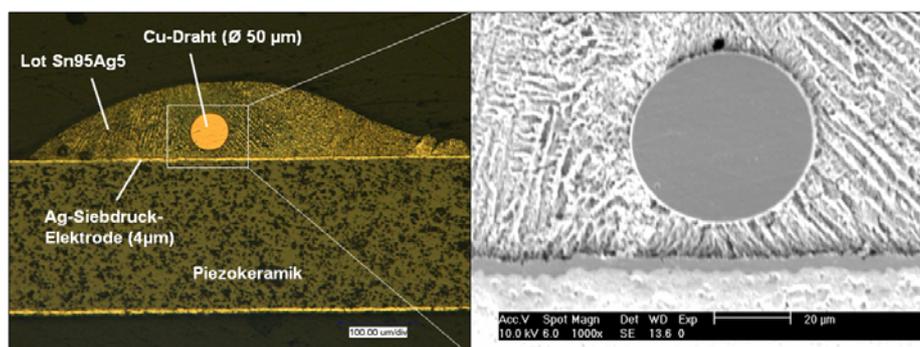


Bild 5: Durch Laserlöten kontaktierte Piezokeramik mit Ag-Siebdruckelektrode

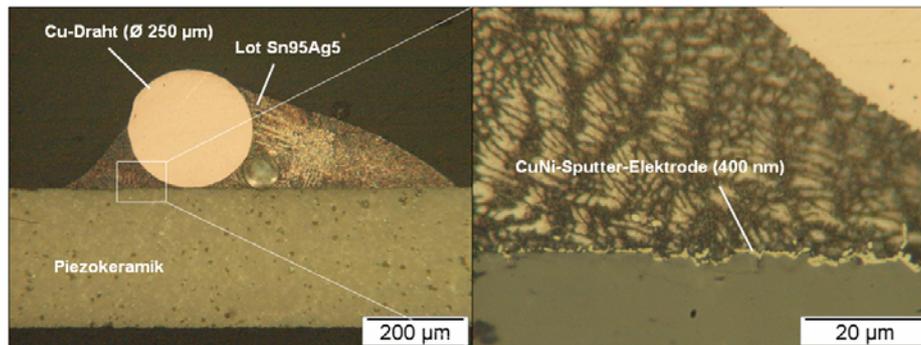


Bild 6: Durch Laserlöten kontaktierte Piezokeramik mit CuNi-Sputterelektrode

In enger Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer-Institut IKTS Dresden (TP A1) sowie dem Lehrstuhl für Werkstoffkunde und Technologie der Metalle (TP B3) werden neu entwickelte Keramiksubstrate mit Metallisierung vom Bayerischen Laserzentrum auf ihre Fügeignung untersucht. Ausgangsmaterial sind LTCC-Keramiken mit im Siebdruckverfahren aufgetragenen Silber- sowie durch Sputtering aufgetragenen CuNi-Metallisierungspads, vgl. Bild 5 und Bild 6. Im Fall der aufgetragenen Metallisierungen im Siebdruckverfahren sind die Pads je ein bis mehrmals mit Silberleitpaste bedruckt. Dadurch ergeben sich unterschiedliche Schichtdicken zwischen 16 µm und 41 µm. Die durch Sputtering metallisierten Proben besitzen eine CuNi-Schicht mit einer angegebenen Schichtdicke von 400 nm. Als Draht kommt unbeschichtetes Material Cu99,99 mit einem Reinheitsgrad von 99,99% zum Einsatz.

Es erfolgt die Erstellung von Weichlötmustern auf diesen LTCC-Substraten mit unterschiedlichen Metallisierungsdicken. Dabei werden das Lötverhalten beobachtet sowie die Metallurgie der Lötstellen untersucht. Die Belotung der Pads erfolgt mit dem Lot Sn96,5Ag3Cu0,5; NoClean ($T_S = 217\text{ °C}$, $T_L = 219\text{ °C}$) durch manuelles Dispensieren. Der Lötvorgang wird an einem Single-Point-Laser (Diodenlaser, Wellenlänge $\lambda = 810\text{ nm}$, Brennweite $f = 30\text{ mm}$, Fokusabmessungen: $0,75\text{ mm} \times 0,5\text{ mm}$, Maximalleistung $P = 50\text{ W}$) mit folgenden Parametern vorgenommen:

- Vorheizen mit $P = 1,5\text{ W}$ über $t = 500\text{ ms}$
- Löten mit $P = 7\text{ W}$; Dauer (3-lagige Metallisierung: 2800 ms , 2-lagige M.: 2600 ms , 1-lagige M.: 2500 ms)

Beim Löten erkennt man ein Zerfließen der Lotpaste, ein Verbinden der Lotpaste zu einer Lotkugel und ein Benetzen der Lotkugel auf der Substratoberfläche. Dieser Vorgang dauert für die vorliegenden Metallisierungen eine Zeit von $t = 2500$ bis 2800 ms . Eine geringere Lötzeit führt nicht zu einem vollständigen Benetzen von Draht und Metallisierung. Eine höhere Laserleistung hat eine verstärkte Lotperlenbildung zur Folge. Die Bilder 7 und 8 zeigen eine Lötverbindung von Draht (Cu99,99-Draht, Durchmesser: $0,125\text{ mm}$) auf LTCC-Substrat.

Die durchgeführten Untersuchungen verdeutlichen ferner, dass sich ein kleinerer Drahtdurchmesser besser zur Kontaktierung eignet, da sich bei dicken Drähten der Unterschied der Wärmekapazitäten und Oberflächen von Draht und Metallisierung negativ auswirkt. Das führt dazu, dass sich, bedingt durch Benetzungs- und Oberflächenspannungseffekte, das Lot am Draht ansammelt und von der Metallisierung abgezogen wird, was zu einem geringen Anbindungsquerschnitt führt. Des Weiteren wird festgestellt, dass sich Siebdruck-Metallisierungen besser für die Kontaktierung eignen, da sie eine größere Schichtdicke aufweisen. Somit ist durch die bessere Wärmeleitung eine Delamination durch Ablegerung oder Abschmelzen unwahrscheinlicher als bei den untersuchten Sputter-Schichten.



Bild 7: Durch Laserlöten kontaktiertes LTCC-Substrat (IKTS Dresden), Lot: Sn96,5Ag3Cu0,5; $T_m=220^\circ\text{C}$

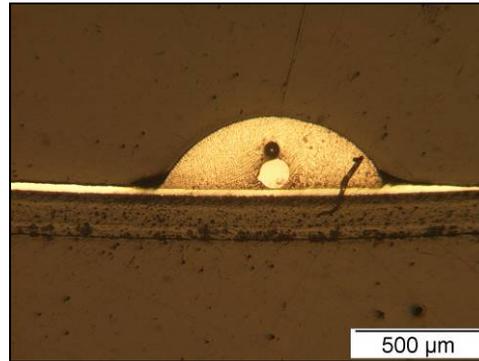


Bild 8: Schliffbild der Kontaktierung auf LTCC-Substrat

Metallographische Auswertungen zeigen eine ausreichende Benetzung sowohl auf der gedruckten Silberschicht als auch auf der CuNi-Sputterschicht. Die Benetzungswinkel liegen in einem Bereich zwischen 30° und 85° . Eine Abnahme der Schichtdicke im Bereich des Lotauftrags ist bei einigen Proben allerdings sichtbar. Dies lässt sich auf Legierungsvorgänge durch die hohe Wärmeeinbringung des Lotes und die ungenügende Wärmeabfuhr in die Substrate zurückführen. Die sichtbare Ausbildung intermetallischer Phasen lässt sich nur bei wenigen Proben und nur in sehr geringem Umfang ausmachen. Weiter lässt sich beobachten, dass die gedruckte Silbermetallisierung eine gute Haftung und Verklammerung mit dem Substrat zeigt. Die Beständigkeit gegen eine Ablösung ist hoch, sowohl gegenüber einer mechanisch wie auch einer thermisch induzierten Ablösung.

Aufbauend auf die Erkenntnisse aus den Versuchen mit Weichlot werden weiterführende Lötversuche auf metallisierten LTCC-Platten unter Verwendung von Hartlot durchgeführt. Verwendung findet das Lot „Braze Tec D 5600“ (Ag56 Cu22 Zn17 Sn5, TL = 655°C). Auf das Einbinden eines Drahtes als elektrischer Leiter wird zunächst verzichtet, da von entscheidendem Interesse das Verhalten der Keramik bzw. der Metallisierung während des Lötprozesses ist. Der Lötvorgang erfolgt an einer temperaturgeregelten Laserlötanlage der Firma „Fisba“ (Diodenlaser, FLS iron Scan, Wellenlänge $\lambda = 940\text{ nm}$, Brennweite $f = 160\text{ mm}$, Fokusabmessungen: $0,5\text{ mm} \times 0,35\text{ mm}$, Maximalleistung $P = 100\text{ W}$) mit den Parametern:

- Löttemperatur $T_{\text{max}} = 850^\circ\text{C}$, Dauer $t = 1500\text{ ms}$.

Die Lötzeit wird mit $t = 1500\text{ ms}$ kürzer gewählt als bei den Weichlötversuchen. Bei derart hohen Temperaturen führt ein längeres Einwirken der Laserstrahlung in der Regel zu Delaminationseffekten bei der Metallisierung. Am integrierten Pyrometer wird eine Temperatur von 850°C als „Soll-Temperatur“ eingestellt. Nach durchgeführten Versuchsreihen ist diese Einstellung notwendig, um ein Aufschmelzen und Benetzen des Lotes zu erreichen. Die Lötversuche werden unter Schutzgasatmosphäre (Stickstoff N_2) durchgeführt.

Die Anbindung des Lotes auf der Metallisierung erscheint nach optischer Prüfung ausreichend bis gut. Es werden Benetzungswinkel zwischen 20° und 90° erreicht. Das erstarrte Lot ist mechanisch nicht zu entfernen. Bei einem mechanischen Schertest werden die aufgetragenen Metallisierungen zerstört. Bis auf einige Poren sind sowohl in der Keramik als auch im Lot keine Schäden (Risse, etc.) sowie keine Delamination erkennbar. Die leichten Eindrücke in der Silberbeschichtung, vgl. das Schliffbild in Bild 9, sind auch von den Weichlotproben bekannt und auf Unregelmäßigkeiten beim Siebdruck zurückzuführen.



Bild 9: Durch Laserlöten kontaktiertes LTCC-Substrat mit Hartlot: Ag56 Cu22 Zn17 Sn5, $T_L = 655 \text{ }^\circ\text{C}$

4. Laser Droplet Welding

Eine Fügeverbindung durch Laser Droplet Welding wird durch das Aufbringen eines flüssigen Metalltropfens hergestellt. Der Tropfen wird am Ende eines Drahtes mittels Laserstrahlung erzeugt und abgetrennt. Nach Auftreffen auf dem Substrat benetzt der Tropfen die Fügepartner bzw. schmilzt diese an, so dass eine stoffschlüssige Verbindung entsteht. Die Tropfenerzeugung geschieht während eines Laserpulses und die Tropfenablösung durch eine kurzzeitige Erhöhung der Laserleistung am Ende des Laserpulses. Im Gegensatz zu anderen Laserfügetechniken befindet sich das Laser Droplet Welding Verfahren noch in der Entwicklungsphase. Es wird momentan ein grundlegendes Verständnis über die Tröpfchenerzeugung und Benetzungsvorgänge, zur Erhöhung der Prozesssicherheit und zur Reduzierung der Tropfengröße erarbeitet. Versuche hierzu werden derzeit mit einer Ein-Strahl-Anlage durchgeführt, vgl. Bild 10. Ein seitlich zugeführter Draht wird durch einen Laserstrahl aufgeschmolzen und der entstehende Tropfen abgetrennt.

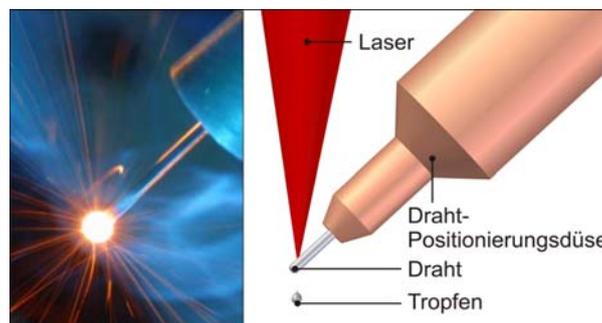


Bild 10: Laser Droplet Welding, Ein-Strahl-Anlage, Nd:YAG-Laser, 1064 nm, HL204P

Es werden Tropfen aus dem Hartlot Silfos (Ag18Cu75P7, $T_m = 645^\circ\text{C}$) auf einer Silbermetallisierung platziert. Ab einer Energieeinbringung gemäß Bild 11 mit einer Pulsenergie von 17,4 J findet ein Benetzen des Tropfens auf der Silbermetallisierung statt, vgl. Bild 12, links. Je höher die Pulsenergie, desto mehr Energie wird auch im erzeugten Tropfen deponiert. Dies führt bei zu hohen Werten zu einem Aufschmelzen der Metallisierung. Mit einer Pulsenergie von 18,3 J wird im dargestellten Fall bereits ein Durchschweißvorgang durch eine Silbermetallisierung mit der Dicke $t = 100 \text{ } \mu\text{m}$ erreicht, vgl. Bild 12, rechts.

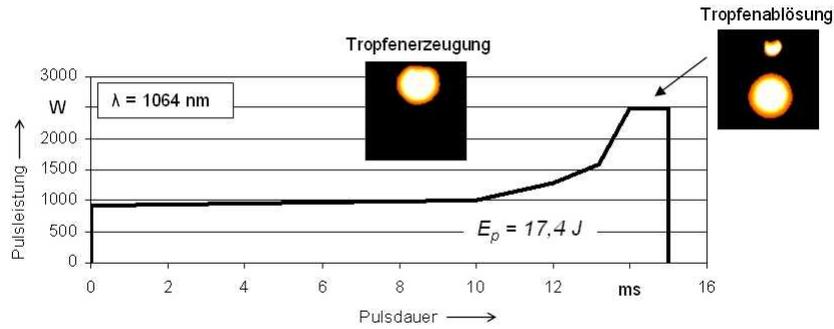


Bild 11: Verlauf der Pulsleistung zur Tropfenerzeugung und -ablösung

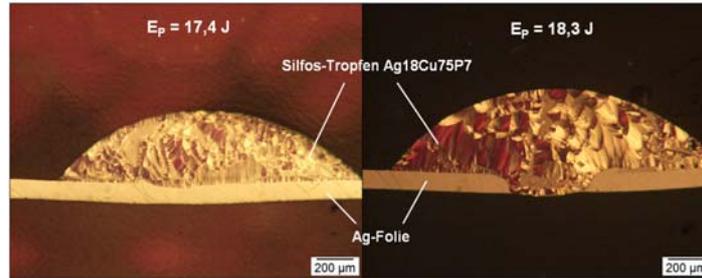


Bild 12: Hartlot-Tropfen auf Ag-Folie (150 µm), Pulsenergie 17,4 J und 18,3 J

Ebenfalls werden genauere Untersuchungen bezüglich der Interaktion von Tropfen und Substratmaterial durchgeführt. Hierzu erfolgt die Erzeugung von Nickeltropfen unter verschiedenen Prozessparametern (Pulsenergie, Substratdicke). Es werden die Werte für die Tropfenhöhe h , den Tropfendurchmesser d und die Substratdicke s von abgelegten Tropfen betrachtet, wie in Bild 13 dargestellt. Zudem wird ein Wert $p = h/d$ eingeführt, der die Qualität der Benetzung charakterisiert. In den folgenden Bildern 14 und 15 sind der Einfluss der Substratdicke und der Einfluss der Pulsenergie auf die Tropfengeometrie dargestellt.

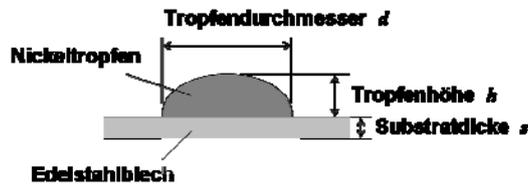


Bild 13: Kriterien für die geometrische Betrachtung der Anbindung

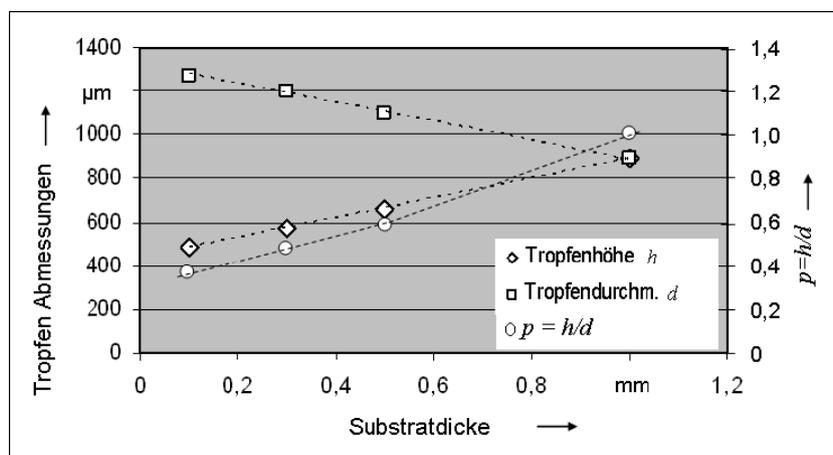


Bild 14: Einfluss der Substratdicke auf die Geometrie des Tropfens, Nickeldraht (Durchmesser 0,6 mm), Ablösung mit konstanter Pulsenergie

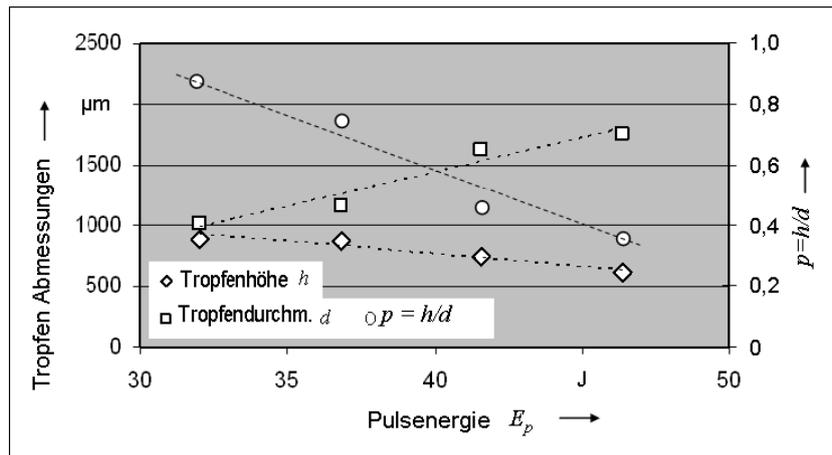


Bild 15: Einfluss der Pulsenergie auf die Geometrie des Tropfens, Nickeldraht (Durchmesser 0,6 mm), Ablösung mit Pulsenergien $E_p=32,0$ J (36,6 J; 41,6 J; 46,4 J), Substratdicke 0,66 mm

Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigen, dass die Benetzung mit höherer Pulsenergie und dünnerem Substrat jeweils zunimmt. Dies kann damit erklärt werden, dass der Wärmeeintrag an der Fügestelle in beiden Fällen steigt. Zum einen bringt der Tropfen mehr Energie in die Fügezone ein. Zum anderen kann die vorhandene Wärme umso schlechter abgeführt werden, je dünner das Substrat ist. Die Ergebnisse zur Beeinflussung der Tropfenabmessung belegen, dass über die Pulsenergie der Fügevorgang gesteuert werden kann. Weiterhin wird gezeigt, dass auf dünnem Substrat eine höhere Qualität der Fügeverbindung erreichbar ist. Beides sind positive Tendenzen für das elektrisch-mechanische Kontaktieren von Piezokeramiken.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Dieser Beitrag verdeutlicht den Stand der aktuellen Forschung in Bezug auf das Kontaktieren von Piezokeramiken mit den Verfahren Laser-Mikrolöten und Laser Droplet Welding. Durch laserstrahlbasiertes Löten können bereits Fügestellen auf mittels Siebdruckverfahren oder Sputtering metallisierten LTCC-Keramiken erzeugt werden, welche nach der Herstellung über gute Eigenschaften verfügen. Sie werden derzeit auf ihre Langzeitstabilität nach Temperatureinlagerung sowie nach Temperaturwechsel- und Klimatests untersucht.

Die bisherigen Versuche beim Laser Droplet Welding werden mit einer Ein-Strahl-Anlage durchgeführt. Sie erlauben die Darstellung grundlegender Einflussgrößen auf die Erzeugung, die Ablösung und die Benetzung schmelzflüssiger Tropfen auf Substratmaterialien. Während der Untersuchungen zeigen sich jedoch Problemfelder, wie eine noch zu unzuverlässige Ablösung sowie eine schlechte Positionierbarkeit der Tropfen. Um diese Probleme zu beheben, wird eine Erweiterung der Bearbeitungsstation durchgeführt. Es befindet sich hierfür eine neue Zwei-Strahl-Anlage im Aufbau, vgl. Bild 16 und Bild 17. Diese Anlage zeichnet ein geringer Justageaufwand, eine gute Zugänglichkeit und die symmetrische Anordnung aus. Vor allem aufgrund der symmetrischen Anordnung beider Laserstrahlen werden von dieser Anlage eine bessere Kontrollierbarkeit des Prozesses erwartet, was erste Versuche auch bereits belegen.

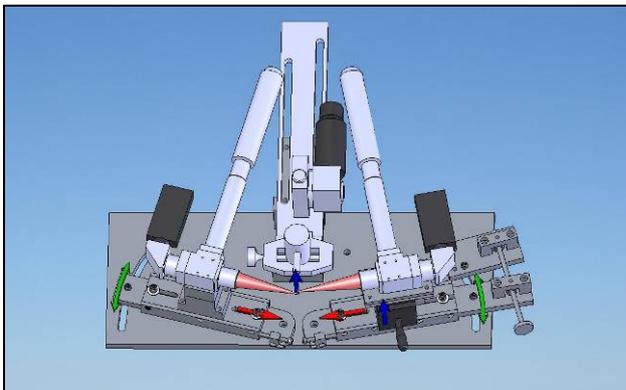


Bild 16: Zeichnerische Darstellung der neuen Laser Droplet Welding Zwei-Strahl-Anlage

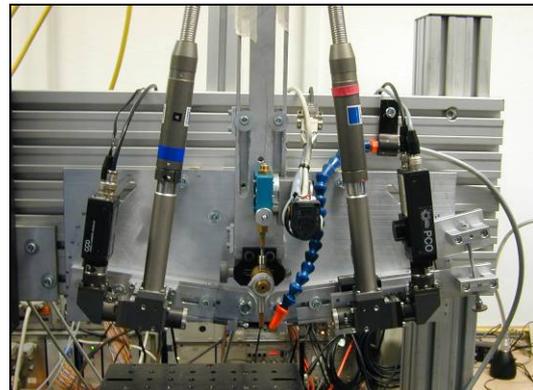


Bild 17: Realisierte Laser Droplet Welding Zwei-Strahl-Anlage

Im weiteren Verlauf der Arbeiten kann aufgrund der Herstellung weiterer Proben die bestehende Zusammenarbeit mit den anderen Projektpartnern noch weiter intensiviert werden. Beispielsweise liegen vom Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik der TU Dresden (TP A5, B4) bereits weitere Proben vor, die hinsichtlich Eignung zum Laserstrahlfügen momentan untersucht werden. Es handelt sich hierbei um IDE-Teststrukturen (Bild 18) aus Trägerfolie und Kupferbeschichtung, mit welchen eine neue Strategie zur Kontaktierung und Isolierung untersucht werden soll. Es ist geplant, die Metallisierung, die zur Ansteuerung der Piezokeramik dient, durch den Kunststoff, der als Isolator fungiert, hindurch zu kontaktieren (Bild 19).

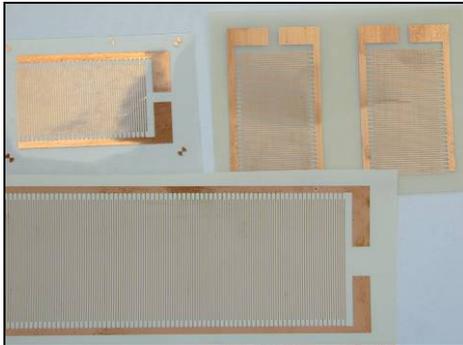


Bild 18: IDE-Strukturen für Kontaktierungsversuche

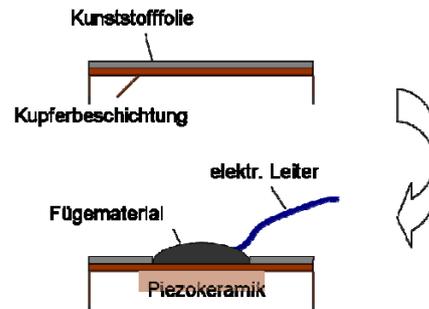


Bild 19: Strategie für Kontaktierung der Piezoelemente durch den Kunststoff

Weiterhin nehmen die Auslegung der Systemträger und die der Kontaktstellen einen wichtigen Arbeitsschwerpunkt ein. Ausgehend von den Untersuchungen zur Kontaktierungsmöglichkeit werden den Projektpartnern Hinweise zur Auslegung zur Verfügung gestellt.

Experimentelle und numerische Untersuchungen zu MFC-Metall-Schichtverbunden

Reimund Neugebauer¹, Reiner Kreißig², Lutz Lachmann¹, Thomas Lieber¹, Stefan Meinel¹, Roland Müller¹

¹ Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik (IWU), Chemnitz

² Professur für Festkörpermechanik (FKM), Technische Universität Chemnitz

1. Einleitung

Hauptziel ist die Integration von speziellen Piezo-Keramiken (MFC) in Blechstrukturen in einer Weise, dass bei einer moderaten Umformung die Funktionstüchtigkeit der Piezo-Sensorik bzw. -aktorik trotz der geringen mechanischen Umformbarkeit der Keramiken erhalten bleibt (siehe Bild 1). Dazu sind Verfahren zur Integration zu untersuchen. Die Einbettung der MFC in die Blechstrukturen muss eine nachträgliche Umformung des Verbundes in gewissen Grenzen ermöglichen.

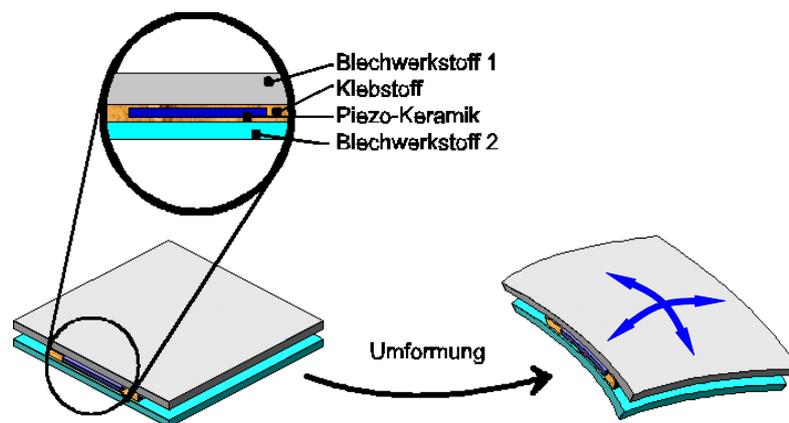


Bild 1: Aufbau des MFC-Metall-Verbundes

Durch eine „schwimmende“ Lagerung des MFC-Moduls zwischen den Blechen, die bei Verwendung eines relativ dünnflüssigen Klebstoffes zur Verbindung von Modul und Blechen vorliegt, lässt sich eine Streckbeanspruchung des Moduls weitestgehend vermeiden. Das Aushärten des Klebstoffes zur Sicherung der Funktionsaufgabe des Verbundes erfolgt erst nach der Umformung.

Daher sind Strategien des Klebstoffauftrages, der Aushärtung (warm oder kalt), der Einbettung des Piezoelements in den Klebstoff usw. zu entwickeln und praktisch auszutesten. Begleitende Untersuchungen zur Beanspruchbarkeit dieser Verbunde sind erforderlich und zeigen die Grenzen der möglichen Umformung auf. Aus den Ergebnissen dieser Untersuchungen lassen sich Anforderungen für eine angepasste Fertigung der Piezo-Patche ableiten, die zu Modifikationen und weiteren iterativen Tests führen, um die Grenzen der Verformbarkeit auszuloten.

Ergebnisse sind Charakterisierungen der Beanspruchbarkeit konventioneller sowie angepasster Piezo-Metallverbunde, Konstruktionsrichtlinien für die Fertigung von beanspruchungsgerechten Piezo-Patches sowie Richtlinien der Umformung dieser „intelligenten“ Halbzeuge.

Flankierend zu den experimentellen Untersuchungen werden in der ersten Antragsperiode wesentliche Grundlagen zur numerischen Simulation der Umformung von Piezo-Metall-Verbunden mittels FEM gelegt. Für eine spätere detaillierte Simulation der Beanspruchung eines zwischen zwei Blechen eingebetteten MFC (AP5 im TP B2) ist es erforderlich, das rheologische Verhalten des eingesetzten Klebstoffes (AP1) und die mechanischen Eigenschaften der MFC (AP3) zu charakterisieren. Mittels vereinfachter FEM-Modelle (siehe AP2) können erste Aussagen zur Verformbarkeit der Piezomodule wie auch zur Interpretation von experimentellen Beobachtungen getroffen werden.

2. Experimentelle Untersuchungen

2.1. Probenauswahl

Grundsätzliche Untersuchungen sollen in der ersten Phase an kommerziellen Piezo-Modulen durchgeführt werden. Hierfür wurden Macro Fiber Composites (MFC) eingesetzt. Der Aufbau dieser kommerziellen Module ist in Bild 2 dargestellt.

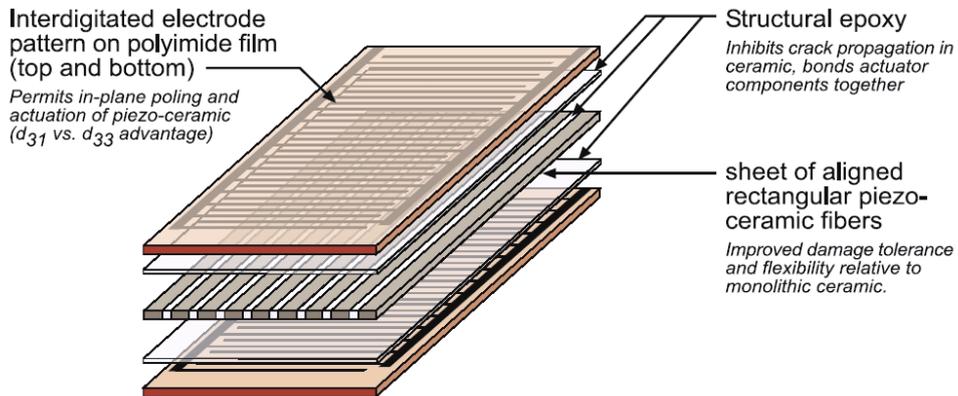
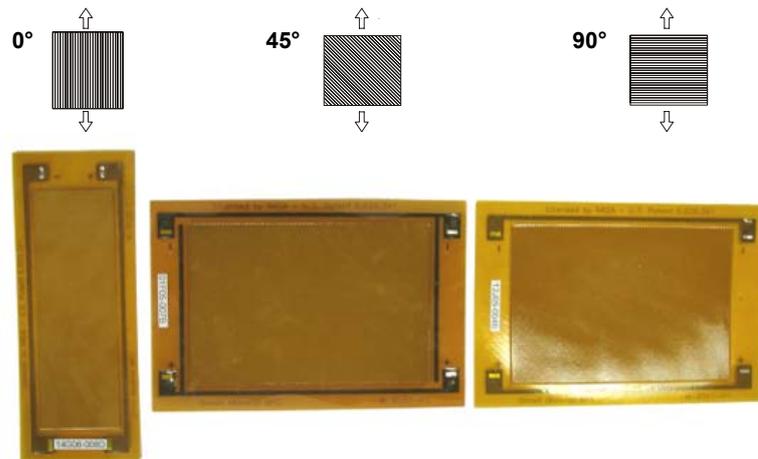


Bild 2: Aufbau eines Macro-Fiber Composites (MFC) - [5]

Die Probenauswahl zur Aufnahme der mechanischen Kennwerte im Zugversuch erfolgte unter dem Gesichtspunkt einer Variation der Faserlage zur Zugrichtung, da die MFC's in ihrem Aufbau streng orthotrope Eigenschaften aufweisen. So wurden für die Durchführung der Versuche die im Bild 3 zusammengefassten MFC's beschafft.

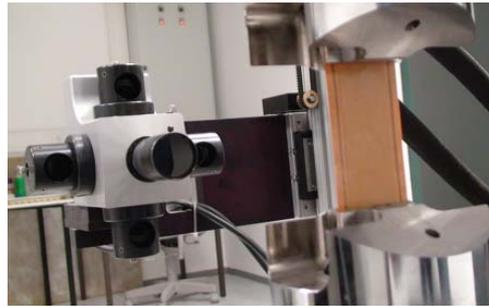
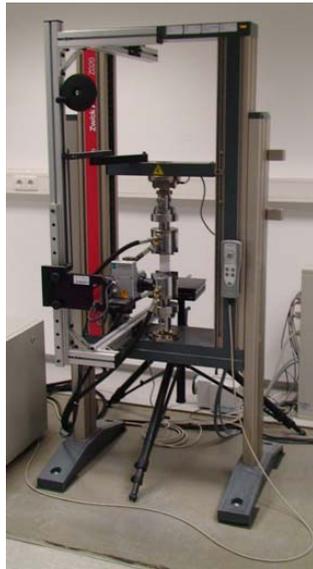


Faserrichtung	Aussenabmessung	Aktive Fläche
In Zugrichtung (0°)	43mm x 111mm	28mm x 85mm
Diagonal zu Zugrichtung (45°)	111mm x 75mm	85mm x 56mm
Quer zu Zugrichtung (90°)	111mm x 75mm	85mm x 56mm

Bild 3: Für die Untersuchungen zur Aufnahme der mechanischen Kennwerte ausgewählte MFC's

2.2. Versuchstechnik und Experimente zur Bestimmung mechanischer Kennwerte der MFC's

Zur Ermittlung mechanischer Kennwerte wurden eine Zugprüfmaschine mit einer speziell auf die Ermittlung kleiner Dehnungen abgestimmten Konfiguration und ein laseroptisches Dehnungsmesssystem (ESPI) ausgewählt (siehe Bild 4).



Messfeldgröße: 1x1.5mm200x300mm
 Auflösung: 0.03...0.1µm
 Strain: 10...20µm/m
 Maximal Zugkraft 20kN
 Minimale Prüfgeschwindigkeit 0,01µm/min
 Minimaler Vorschub 0,2µm
 Adaptive Regelung der Steuereinheit
 Präzisionsspindelführung

Bild 4: Messsystem zur Aufnahme der mechanischen Kennwerte

Die Messung beruht auf dem Prinzip der Speckle-Interferometrie, mit der vollflächig und berührungslos Verschiebungsfelder bestimmt werden können. Dabei wird das Untersuchungsobjekt mit Laserlicht beleuchtet und das zurückgestreute Laserlicht mit einer CCD-Kamera aufgenommen. Das sich abzeichnende Speckle-Muster wird im Computer als Referenz gespeichert. Bei Verformung des Objekts ändert sich das Speckle-Muster und die bei Überlagerung mit der Referenz entstehenden Streifen erlauben die Bestimmung der Verschiebungen auf der Objektoberfläche. Bei der gleichzeitigen Aufnahme aller Verschieberichtungen und der Anwendung der Phasenschiebetechnik erhält man ein dreidimensionales Verschiebungsfeld. Dehnungsfelder erhält man rechnerisch durch entsprechende Ableitungen der Verschiebungsfelder. Die Richtungen der Verschiebungen wurden wie folgt zugeordnet: x-Richtung = Querrichtung, y-Richtung = Zugrichtung, z-Richtung = Dickenrichtung.

Für die Gewährleistung der Übertragung einer über den gesamten Querschnitt gleichen Zugkraft vom Probenhalter auf den MFC wurde dieser zwischen angeschrägte Einspannhilfen geklebt (Bild 5). Alle Zugprüfungen an den MFC wurden unter Kurzschlussbedingungen durchgeführt.

Für erste Tests standen nur mechanische Spannbacken zur Verfügung (Bild 5). Die erzielten Ergebnisse konnten nur als grober Richtwert gewertet werden, da es auf Grund der Konstruktion der mechanischen Spannbacken nicht möglich war, den Probekörper in-plane genau auszurichten. Zur Gewährleistung des Einspannens in-plane wurden später hydraulische Keilspannbacken (Bild 7) eingesetzt. Diese ermöglichten das exaktes Spannen und Ausrichten in Dickenrichtung der Proben.

Die prinzipielle Eignung der Zugprüfmaschine zur Einbringung von Dehnungen in die Proben wurde anhand von Vergleichuntersuchungen mittels DMS (C-040903-E VISHAY MM, Rosette – 45°, 0°, 45°) bestätigt (Bild 5).

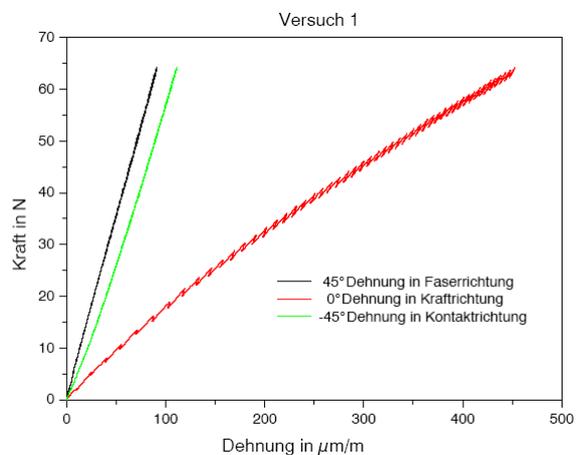
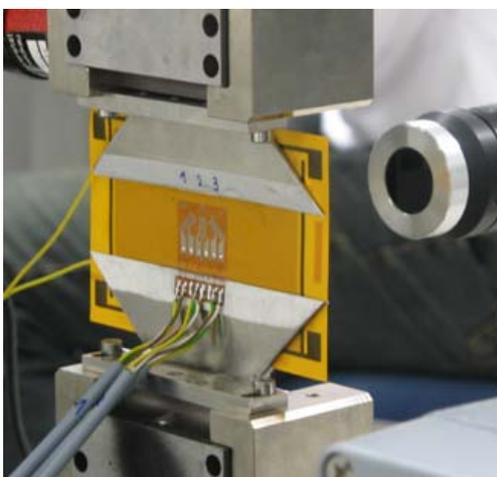


Bild 5: Versuchsaufbau DMS (links) und Ergebnisse

Die Bildauswertung mit der Speckle-Interferometrie wird durch regelmäßige Strukturen auf der Probenoberfläche, hervorgerufen durch Unebenheiten, die von den Kupferleitern herrühren, erheblich gestört. Zur Retuschierung dieser Strukturen auf der Oberfläche des MFC wurden verschiedene Lacksysteme aufgetragen und ihre Wirkung auf das Messergebnis untersucht. Die besten Ergebnisse wurden mit einem wasserlöslichen Lack erzielt.

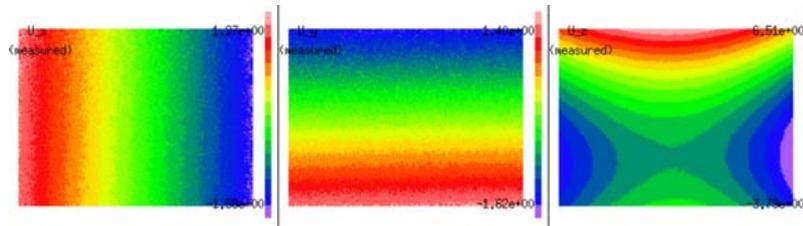


Bild 6: Verschiebungen in einem zentrisch gelegenen Messfeld – ca. 2 x 3 mm (x-, y-, z-Richtung – von links)

Bei den Untersuchungen wurde zunächst ein kleines, zentrisch gelegenes Gebiet der Probe analysiert (Bild 6). Die erhaltenen Verschiebungsverläufe erwiesen sich bei kritischer Prüfung jedoch nicht als reproduzierbar. Insbesondere wurden mit dieser lokalen Messmethodik u.a. auch Stauchungen des MFC ermittelt. Als Ursache wurde ein inhomogenes Deformationsverhalten der Gesamtproben vermutet. Zur Abbildung der gesamten Probenoberfläche erfolgte eine Messfeldvergrößerung durch Änderung der Optik (kurze Laserarme und Objektiv), wie in Bild 7 dargestellt.



Bild 7: Versuchsaufbau kurze Laserarme und passendes Objektiv zur Erfassung der gesamten Probenfläche

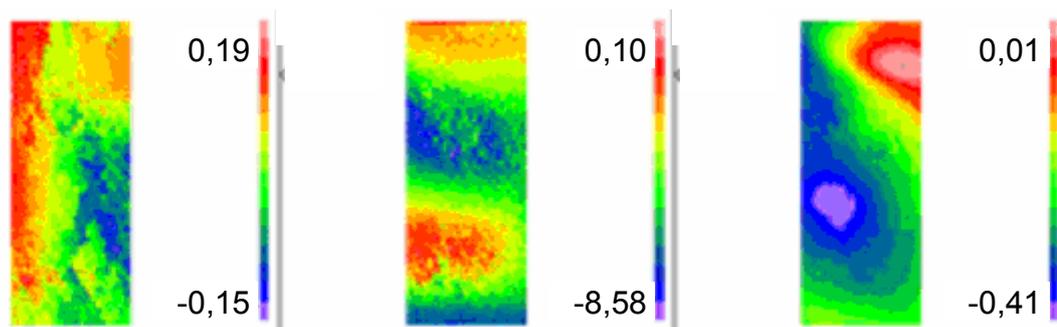


Bild 8: Verschiebungen auf der gesamten Probe – ca. 28 x 55 mm (x-, y-, z-Richtung – von links)

Die erzielten Ergebnisse (Bild 8) lassen erkennen, dass die Probe in sich verwunden, somit also nicht exakt eben ist. Diese Unebenheiten, die eine Größenordnung von ca. 100 Mikrometern aufweisen, werden auch durch Aufbringen einer Vorlast nicht beseitigt. Es liegt auf der Hand, dass diese Abweichungen in der Probengeometrie die Messung der eigentlich linear verteilten Verschiebungen in der Zugprobe erheblich verfälschen. Außerdem muss aufgrund dieser Verhältnisse auch von einer inhomogenen Spannungsverteilung in der Probe ausgegangen werden, die messtechnisch nicht zu erfassen ist. Die genannten Schlussfolgerungen wurden durch FEM-Simulationsrechnungen an Testproben, die entsprechende leichte Störungen der Ebenheit aufwiesen, bestätigt.

Es leitet sich die Schlussfolgerung ab, dass mit dem beschriebenen optischen Messverfahren keine reproduzierbaren Aussagen zum Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Zugversuch gewonnen werden können. Eine Kompensation der durch die Wölbung der Probe verursachten Biegeverformung kann durch die Benutzung von Dehnmessstreifen, die auf beiden Seiten der Probe appliziert werden, erfolgen. Das Problem einer inhomogenen Spannungsverteilung bleibt allerdings bestehen. In der einschlägigen Literatur (s. [4], [7]) fanden sich zu dieser Frage keine Hinweise.

2.3. Bestimmung der mechanischen Kennwerte der Blechwerkstoffe

Die Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe stellt eine Grundvoraussetzung für die Simulation des Piezo-Metall-Verbundes im Teilprojekt B2 dar. Unter dem Gesichtspunkt des Leichtbaus wurden zwei in der Automobilindustrie übliche Aluminiumblechwerkstoffe (AA 6016 und AA 5182) in je drei unterschiedlichen Anfangsblechdicken s_0 ausgewählt.

Der Zugversuch wurde nach DIN-EN 10002 durchgeführt. Zur Charakterisierung der Werkstoffe wurden die mechanischen Kennwerte im einachsigen Flachzugversuch mit Querkontraktionsmessung bestimmt. Zur statistischen Absicherung der Versuche wurden für jede Reihe 3 Proben verwendet. Diese wurden planparallel als Zugproben mit Köpfen in 0° , 45° und 90° zur Walzrichtung dem Versuchsblech entnommen. Die entnommenen Proben wurden gefräst und entgratet, um Kerbwirkungen und Kaltverfestigungen im Messbereich zu vermeiden. Bis zum Erreichen der Gleichmaßdehnung (entspricht ungefähr einem Umformgrad von $\varphi = 0,2$) wurde aus den aufgenommenen Spannungs-Dehnungsverläufen über drei Walzrichtungen (0° , 45° und 90°) gemittelt die Fließkurve bestimmt. Nach der Gleichmaßdehnung erfolgte eine Extrapolation bis $\varphi = 1$. Zur mathematischen Beschreibung der Fließkurven wurde der Ansatz nach Swift/Krupkowski $k_f = C1 \cdot (C2 + \varphi)^{C3}$ gewählt. Die im quasi-statischen Zugversuch ermittelten mechanischen Kennwerte sind in Tabelle 1 dargestellt:

Tab. 1 Mechanische Kennwerte der untersuchten Aluminium-Blechwerkstoffe

Werkstoff	s_0 mm	$R_{p0,2}$ N/mm ²	R_m N/mm ²	A_g %	A_{80} %	n	r_m
AA 6016 (AlMg0.4Si1.2)	1,0	138	257	21,9	26,3	0,261	0,622
	1,2	157	270	21,2	26,6	0,249	0,653
	1,5	154	264	21,1	26,3	0,245	0,712
AA 5182 (AlMg4.5Mn0.4)	0,8	136	273	22,1	25,1	0,293	0,726
	1,0	153	283	20,9	23,9	0,273	0,807
	1,5	142	282	23,5	25,6	0,320	0,783

2.4. Bestimmung der rheologischen Eigenschaften des Klebstoffes

Die rheologische Charakterisierung des zur Einbettung der MFC eingesetzten Zweikomponenten-Klebstoffes (ICOSIT KC220/15, Fa. SIKA) erfolgte mittels eines Rotationsviskosimeters (Kegel-Platte-Einrichtung). Im Mittelpunkt der Untersuchungen stand die Bestimmung der dynamischen Viskosität η in Abhängigkeit von der Zeit, der Temperatur und der Schergeschwindigkeit. Etwaiges viskoelastisches Verhalten des Klebstoffes konnte mit der zur Verfügung stehenden Messtechnik nicht untersucht werden.

Die Abhängigkeit der Viskosität von der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ gibt Auskunft über nichtnewtonsche Eigenschaften des Klebstoffes. Die Messungen zeigen, dass in guter Näherung von einem Newtonschen Verhalten ausgegangen werden kann (Bild 9). Sichtbare Schwankungen der Viskosität um bis zu 10 % für kleine Scherraten sind weitgehend durch Messfehler bedingt und können nicht als Indiz für nichtnewtonsches Verhalten dienen.

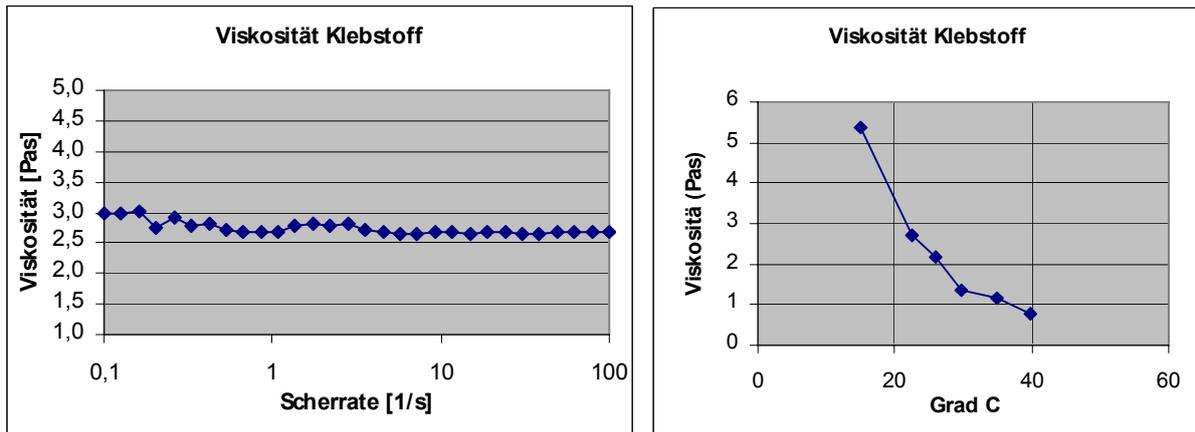


Bild 9: Abhängigkeit der dynamischen Viskosität von der Scherrate (links) und von der Temperatur (rechts)

Die Viskosität des Klebstoffes unmittelbar nach dem Mischen der beiden Komponenten zeigt eine für Flüssigkeiten typische Temperaturabhängigkeit (Bild 9, rechts). Die größere Beweglichkeit der Moleküle führt zunächst zu einer fallenden Zähigkeit. Der entgegengesetzte Effekt der Vernetzung und damit das Aushärten des Klebstoffes wird ebenfalls stark von der Temperatur beeinflusst, allerdings ist hierfür eine von der Temperatur abhängige Reaktionszeit erforderlich. Die entsprechenden Ergebnisse sind in Bild 10 dokumentiert.

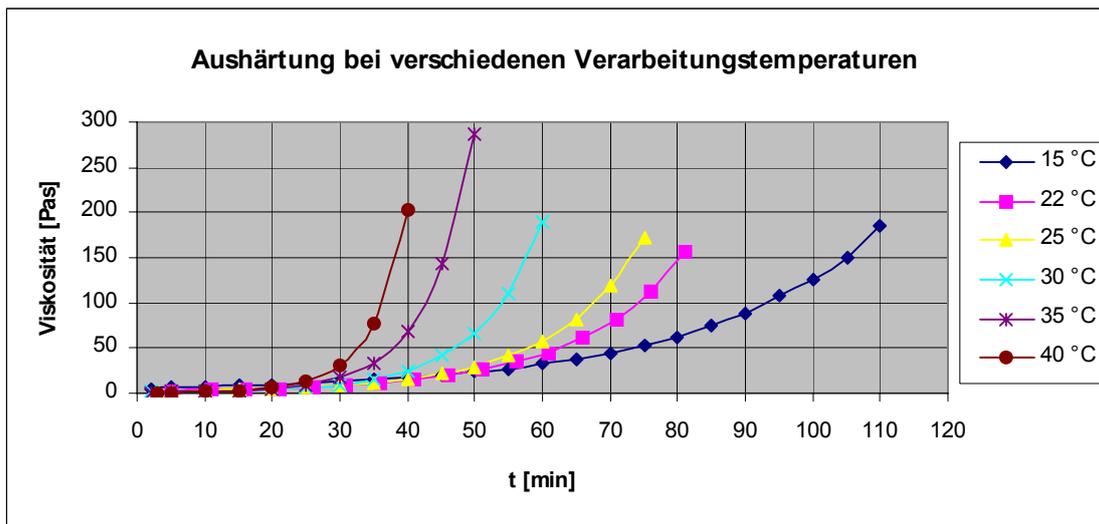


Bild 10: Zeitliches Aushärteverhalten des Klebstoffs

2.5. Untersuchungen zum klebtechnischen Auf- bzw. Einbringen der MFC's und zur Umformung der MFC-Metall-Verbunde

Das Einbringen der MFC's zwischen die Blechoberflächen mittels Kleben wurde untersucht. Damit eine schubarme Ankopplung an die Blechstrukturen gewährleistet wird, wurden die MFC's in teilgeliierten Klebstoff eingebettet. Die Verteilung des Klebstoffes und die Ausbildung der Klebefuge erfolgten gleichmäßig über die gesamte Funktionsfläche (Bild 11).

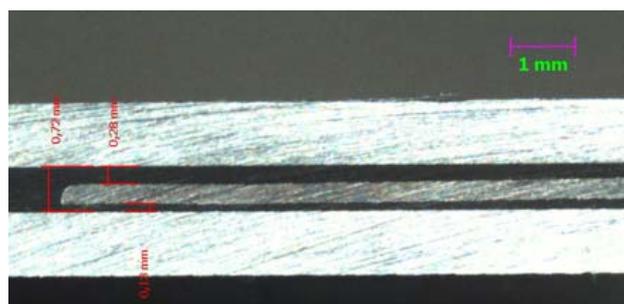


Bild 11: Schnittdarstellung des eingebetteten MFC-Moduls vor der Umformung

Die Funktionstüchtigkeit des MFC-Metall-Verbundes als Aktor/Sensor wurde durch das nachträgliche Aushärten der Klebstoffschicht nicht beeinträchtigt.

Die Umformungsexperimente an den gefertigten MFC-Metall-Verbunden erfolgen in Modellwerkzeugen durch unterschiedliche Umformverfahren. In einem ersten Versuch wurden ebene runde Zuschnitte durch Streckziehen umgeformt. Bild 12 zeigt einen Schnitt durch die umgeformte Geometrie. Deutlich ist die Lage des eingebetteten Piezomoduls erkennbar.

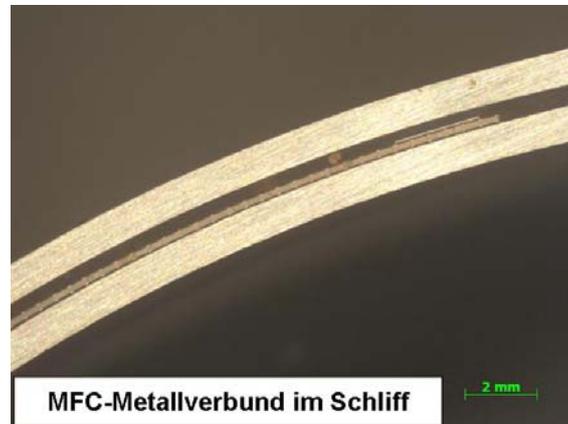


Bild 12: Modellgeometrie

3. Untersuchungen zur Simulation des MFC-Metall-Verbundes

Der im Rahmen der Experimente verwendete MFC wird für die vorgesehenen Untersuchungen zwischen zwei Blechplatinen eingebettet und in diesem Verbund hinsichtlich seiner Umformmöglichkeit untersucht. Der prinzipielle Aufbau des Verbundes ist in Bild 1 dargestellt. Um die während des Umformprozesses auftretenden Beanspruchungen teilweise vom MFC zu entkoppeln, wird sichergestellt, dass der Klebstoff während der Umformung in einer teilgelieten Konsistenz verbleibt. In diesem Zustand bildet er eine Art „schwimmende Lagerung“ für den MFC. Der eingesetzte Zweikomponenten-Klebstoff wurde hinsichtlich seines Aushärtungsverhaltens untersucht, um die besten Umformzeitpunkte für den Verbund zu ermitteln (Abschnitt 2.4).

3.1. Festkörpermechanische Charakterisierung der MFC-Module

Der Aufbau eines MFC-Modules, der im Wesentlichen aus Kunststoffen und Klebstoffen eingebetteten PZT-Keramik-Fasern und Elektroden besteht, ist in Bild 2 dargestellt. Durch die unidirektionale Anordnung der Fasern besitzt ein MFC-Modul makroskopisch orthotrope mechanische Eigenschaften.

Voraussetzung für eine spätere detaillierte numerische Simulation der Verformung des Moduls innerhalb eines Verbundes ist die Ermittlung dieser effektiven mechanischen Materialparameter. Prinzipiell kommen hierfür folgende Methoden in Betracht:

- experimentelle Ermittlung der Daten aus geeigneten Zug- und Scherversuchen
- rechnerische Ermittlung anhand von Schichtenmodellen
- numerische Simulation von Verformungsversuchen für repräsentative Teilvolumina des MFC.

Im Rahmen des vorliegenden Projektes bestand zunächst das Ziel, die erforderlichen Materialdaten anhand einer Parameteridentifikation aus den Messungen des Verschiebungsfeldes von Zugproben (siehe Abschnitt 2.2.) zu ermitteln. Aufgrund der festgestellten Problematik hinsichtlich der Ebenheit der Proben und der daraus resultierenden erheblichen Unsicherheiten bei der Aufnahme von Verschiebungsfeldern wurde dieser Weg zunächst nicht weiterverfolgt.

Durch den Wegfall dieser experimentellen Methodik müssen zwangsläufig rechnerische Verfahren zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte herangezogen werden. Wie aus einschlägigen Arbeiten zu dieser Problematik hervorgeht, sind sowohl die Schichtenmodelle [4] als auch die numerische Simulation von repräsentativen Volumina der MFC [2] geeignet, sehr zuverlässige Materialkennwerte zu liefern, die durch experimentelle Befunde bzw. alternative Verfahren verifiziert wurden.

Voraussetzung für die rechnerische Ermittlung der effektiven Materialdaten des MFC sind in jedem Falle die mechanischen Eigenschaften und die geometrischen Daten der Einzelkomponenten. Hierbei handelt es sich neben den Piezofasern um Epoxydharz, Acryl (Klebstoff), Polyimid und Kupfer (Elektrodierung).

Die elastischen Eigenschaften dieser Stoffe werden als isotrop angenommen und sind in Tabelle 2 aufgelistet.

Tab. 2: Mechanische Stoffeigenschaften der Bestandteile des MFC

Werkstoff	E [N/mm ²]	ν
Cu	120.0	0.33
Polyimid	2.6	0.35
Epoxyd	3.89	0.38
Acryl	2.7	0.35

Für die typischerweise transversal anisotropen elastischen Eigenschaften der Piezo-Fasern liegen Daten aus dem Fraunhofer Institut für Keramische Technologien und Systeme (IKTS) als Komponenten C_{ij} der Elastizitätsmatrix vor. Diese können mit Hilfe von Transformationsformeln (siehe [1]) in die für die Charakterisierung des MFC benötigten fünf unabhängigen Elastizitätskonstanten E_1 , E_2 , ν_{12} , ν_{23} , G_{23} umgerechnet werden.

Die für die Modellierung des MFC erforderliche geometrische Anordnung der Einzelkomponenten wurde durch mikroskopische Auswertung von Schlibbildern (Bild 13) ermittelt.

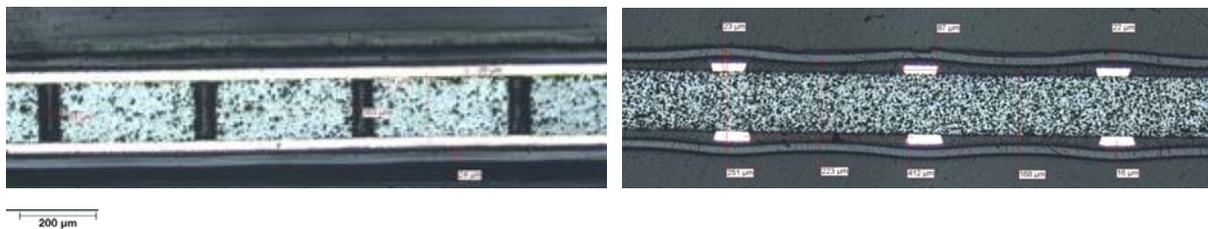


Bild 13: Schlibbilder von Schnitten durch einen Macro-Fiber Composite (MFC)

3.1.1. Charakterisierung durch Schichtenmodelle

In der Literatur entwickelte Näherungsmodelle zur Charakterisierung von geschichteten Verbunden, sog. Schichtenmodelle (vgl. [4], [6]), können auf die vorliegende Struktur angewendet werden. Die zu Grunde liegende Methodik beruht auf der sukzessiven Berechnung von effektiven Materialkennwerten von Materialkombinationen, die parallel oder in Reihe geschaltet in Schichten bzw. Abschnitten miteinander verbunden sind. Für die zentrale Materialschicht des MFC, bestehend aus anisotropen Piezofasern und dazwischen liegenden isotropen Epoxydlagen berechnen sich beispielhaft die folgenden effektiven elastischen Kennwerte:

$$E_1^{eff} = V^P E_1^P + V^E E^E \quad E_2^{eff} = \frac{E_2^P E^E}{V^E E_2^P + V^P E^E}$$

$$\nu_{12}^{eff} = V^P \nu_{12}^P + V^E \nu^E \quad G_{12}^{eff} = \frac{G_{12}^P G^E}{V^E G_{12}^P + V^P G^E}$$

Hierbei beziehen sich die mit P indizierten Größen auf den Piezokeramikanteil, die mit E indizierten auf den Epoxydanteil, die V^i bezeichnen die Volumenanteile dieser Komponenten.

Durch sukzessive Anwendung dieser Vorgehensweise erhält man effektive Kennwerte für die gesamte aus mehreren isotropen und anisotropen Lagen aufgebaute Struktur des MFC. Die vorgestellte Methodik beruht auf einer Reihe von vereinfachenden Modellannahmen, die unter bestimmten Bedingungen auch zu fehlerhaften Resultaten führen können. Untersuchungen von Williams [4] an sehr ähnlich aufgebauten Schichtverbunden weisen allerdings auf eine relativ gute Übereinstimmung der so ermittelten Materialkennwerte mit experimentell ermittelten Daten hin.

3.1.2. Charakterisierung der MFC-Moduls mit Hilfe numerischer Simulation

Eine relativ zum Schichtenmodell detailliertere Ermittlung der mechanischen Eigenschaften einer Komposit-Struktur, die weitgehend auf Modellannahmen verzichtet, ist mittels numerischer Simulation möglich. Hierzu werden spezielle Verformungsszenarien simuliert und aus den ermittelten Spannungen die effektiven Materialdaten der Komposite berechnet. Die relativ komplexe mikromechanische Struktur der MFC's erlaubt es nicht, ein FEM-Modell für den gesamten Modul zu erstellen. Stattdessen wird nur ein repräsentativer Ausschnitt aus dem MFC unter Beachtung von Symmetrien und der Periodizität der Struktur betrachtet. Bei der numerischen Berechnung wird diesem Umstand durch die Formulierung periodischer Randbedingungen an den gegenüber liegenden Schnitträndern Rechnung getragen (s. [1], [2]). Bild 14 zeigt ein entsprechendes repräsentatives Volumen aus einer aktuellen Simulation mit dem Programm ABAQUS.

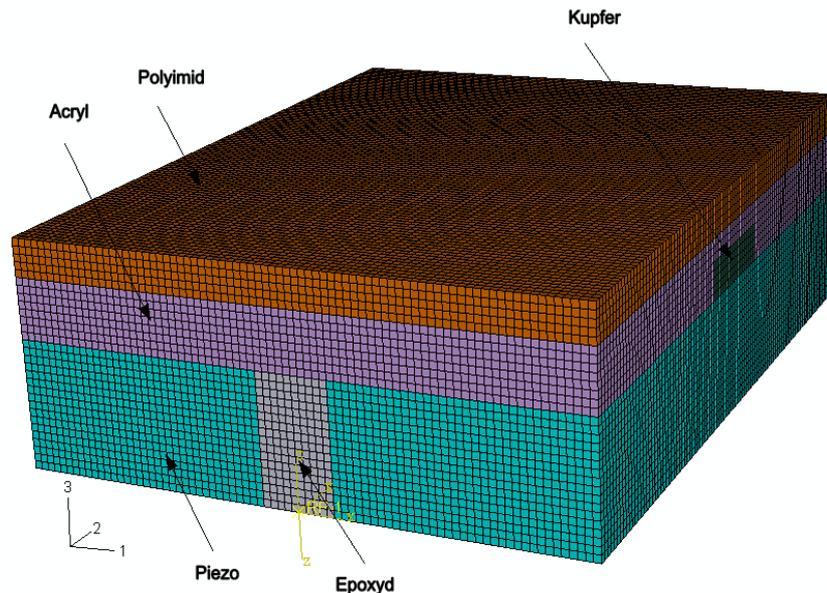


Bild 14: Repräsentatives Volumenelement eines Macro-Fiber Composites (MFC)

4. Simulation von technologischen Umformexperimenten

Eine erste vereinfachte FEM-Simulation beruhte auf einem Ersatzmodell für den Klebstoff und einer exemplarisch gewählten Beschreibung des mechanischen Verhaltens des MFC-Moduls als elastisch-orthotroper flächenhafter Struktur. Sowohl die Modellierung der Bleche als auch die des MFC-Moduls erfolgte durch Schalenelemente.

Für die Blechstrukturen kam eine elastisch-plastische Materialbeschreibung (s. Abschn. 2.3.) zur Anwendung, während die elastisch-orthotropen Eigenschaften des MFC in erster Näherung durch Daten aus der Literatur beschrieben wurden [3]:

$$E_1 = 28,75 \text{ GPa}$$

$$E_2 = 18,6 \text{ GPa}$$

$$\nu_{12} = 0.264$$

$$G_{12} = 5,55 \text{ GPa}$$

Für die Klebstoffschicht wurde in erster Näherung ein Reibmodell genutzt, das mit unterschiedlichen Reibwerten die Wirkung der Klebstoffschicht auf den MFC widerspiegelt.

Das Ziel der Berechnungen bestand darin, möglichst schnell erste Ergebnisse zur Beanspruchung der MFC-Module zu erzielen, die ihrerseits Aussagen über die Funktionsfähigkeit nach der Umformung ermöglichen. In enger Abstimmung mit den experimentellen Arbeiten wurden numerische Studien zu einem technologischen Grundversuch (Erichsen-Tiefungsversuch) durchgeführt. Der prinzipielle Modellaufbau und die Werkzeugbezeichnung sind aus Bild 15 zu entnehmen. Beispielhaft sei ein Modell für einen Stempeldurchmesser von 100 mm dargestellt. Die in Stempelmitte auftretenden relativ großen Dehnungen des Bleches werden erkennbar nicht auf den MFC übertragen (Bild 16).

Die Untersuchung zeigt, dass für die strukturelle Anbindung des MFC an das Blech ein Reibmodell für die dünnflüssige Klebstoffschicht geeignet ist. Für die Einbeziehung des zeit- und temperaturabhängigen Zustandes des Klebstoffes sowie der veränderlichen Dicke der Klebstoffschicht in einem detaillierten Simulationsmodell ist ein viskoplastisches Materialmodell vorgesehen.

Grundlagenversuch (Erichsen-Test) 3D-Schalenmodell (1/4)

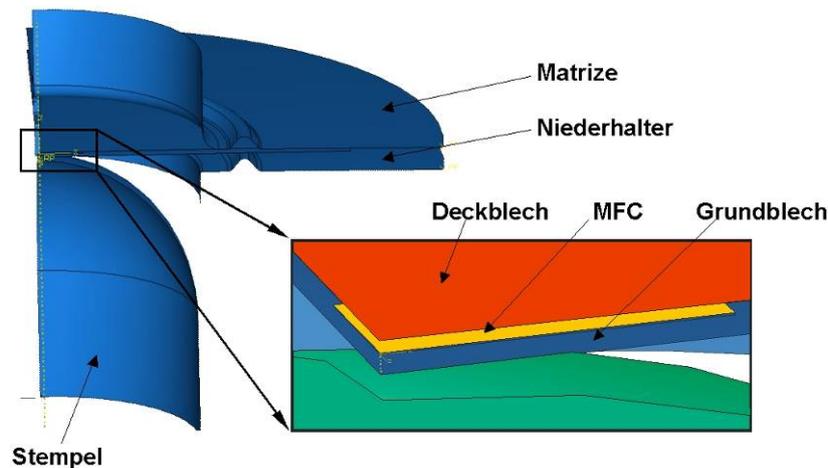


Bild 15: Modellaufbau für die FEM-Simulation des Erichsen-Tiefungsversuches

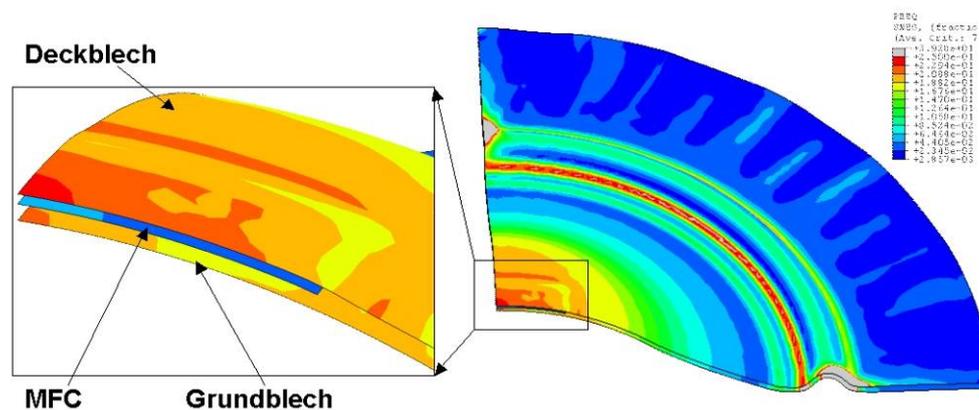


Bild 16: Ergebnisse der Umformsimulation für den Erichsen-Tiefungsversuch (Darstellung der plastischen Vergleichsdehnung)

5. Zusammenfassung

In den Teilprojekten B1 und B2 wurden Untersuchungen zur mechanischen Charakterisierung der beteiligten Partner eines „intelligenten“ Halbzeuges durchgeführt. Neben den Blech- und Klebstoffen wurden vor allem die verwendeten MFCs untersucht. Bei der Ermittlung von Spannungs-Dehnungsbeziehungen in Zugversuchen stellten sich aufgrund produktionsbedingter Unregelmäßigkeiten, insbesondere Unebenheiten, Schwierigkeiten ein. Eine Materialcharakterisierung mittels Parameteridentifikation erscheint auf dieser Basis nicht möglich. Stattdessen kommen nun analytische und numerische Näherungsmodelle zur Charakterisierung von Schichtverbunden zum Einsatz.

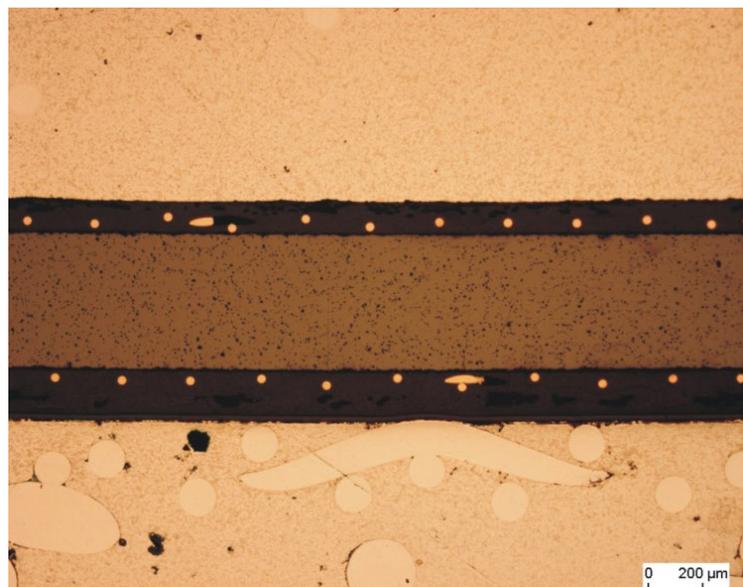
Erste experimentelle Untersuchungen zeigen, dass eine „schwimmende Lagerung“ eines mittels teilgelierter Klebstoff eingebettetem MFC eine Umformung des Schichtverbundes, bei Beibehaltung der Funktionstüchtigkeit des Piezo-Moduls erlaubt.

Weitere Untersuchungen zur Charakterisierung des Schichtverbundes werden sich anschließen. Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der umformtechnischen Grenzen dieses Blech-MFC-Verbundes werden fortgeführt.

6. Literatur

- [1] Berger, H., Kurukuri, S., Kari, S., Gabbert, U., Rodriguez-Ramos, R., Bravo-Castillero, J., Guinovart-Diaz, R.:
Numerical and Analytical Approaches for Calculating the Effective Thermo-Mechanical Properties of Three-Phase Composites, *Journal of Thermal Stresses*, Vol. 30, 2007, pp. 801-817.
- [2] Berger, H.; Kari, S.; Gabbert, U.; Rodriguez-Ramos, R.; Guinovart-Diaz, R.; Otero, J.A.; Bravo-Castillero:
An analytical and numerical approach for calculating effective material coefficients of piezoelectric fiber composites *Int. J.Solids Struct.* 42 5692–714, 2004
- [3] Williams, R.B.; Schultz, M.R.; Hyer, M.W.; Inman, D.J.; Wilkie, W.K.:
Nonlinear Tensile and Shear Behavior of Macro Fiber Composite Actuators, 18th Annual Technical Conference American Society for Composites, Gainesville, FL, October 19-22, 2003
- [4] Williams, R.B.:
Nonlinear Mechanical and Actuation Characterization of Piezoceramic Fiber Composites, Virginia Tech Ph.D. Dissertation, April 2003.
- [5] <http://www.smart-material.com/media/Publications/MFCdata%2013-3-web.pdf>
- [6] Jones, R.M.:
Mechanics of Composite Materials, Second Edition, Taylor & Francis, 1999.
- [7] Adams, D.A.; Carlsson, L.A.; Pipes, R.B.:
Experimental Characterization of Advanced Composite Materials Third Edition, CRC Press 2003

Prozesskette Gießen



Entwicklung piezokeramischer Lamine und Fasern für die Integration in Leichtbaustrukturen

Markus Flössel¹, Uwe Scheithauer¹, Sylvia Gebhardt², Alexander Michaelis²

¹ Technische Universität Dresden, Institut für Werkstoffwissenschaft (IfWW), Professur für Anorganisch-Nichtmetallische Werkstoffe

² Fraunhofer Institut für Keramische Technologien und Systeme (IKTS), Dresden

Gegenstand des Teilvorhabens sind piezoelektrische Lamine und Fasern zur serientauglichen Fertigung adaptiver Strukturkomponenten. Die Piezolamine sollen als Verbunde aus Piezokeramikschichten oder Piezokeramikplatten und weiteren Funktionsschichten so hergestellt werden, dass sie den Fertigungsschritt des Druckgießens schadungsfrei und funktionstüchtig überstehen (siehe TP B3). Die Piezofasern sollen in Thermoplast-Verbundstrukturen und in für Umformprozesse geeignete mikrostrukturierte Leichtmetall-Träger integriert werden (siehe TP A5, A2). Dies erfordert Fasern verschiedener Geometrie mit optimierten Sensor- bzw. Aktoreigenschaften, die schadungsarm montierbar sind.

1. Entwicklung piezokeramischer Lamine für die Integration in Leichtbaustrukturen

1.1. Einleitung

Ziel der ersten Projektphase ist es, die werkstoffwissenschaftlichen und fertigungstechnischen Grundlagen für die Herstellung gießtechnisch integrierbarer Piezolamine zu erarbeiten. Beim Druckgießen treten kurzzeitig sehr hohe mechanische und thermische ($T \approx 700 \text{ °C}$) Belastungen durch die Metallschmelze und dem nachfolgenden Druckaufbau beim Abkühlvorgang durch thermische Fehlpassungen auf. Die Aufgabe besteht also in der Entwicklung von Piezolaminen, bei denen die mechanische Stabilisierung der Piezokeramik, die elektrische Kontaktierung und die Isolierung gegenüber der Metallmatrix gelöst sind. Solche Lamine, die komplett aus anorganischen Werkstoffen bestehen und diesen Belastungen widerstehen, sind bisher nicht bekannt.

1.2. Herstellung

Die Herstellung der Lamine wird auf zwei verschiedenen Technologiewegen realisiert. Modulvariante 1: Die Herstellung von Piezolaminen wird durch Auftragen einer PZT-Paste als Dickschicht mittels Siebdrucktechnik auf ein Substrat, welches als mechanisch stabilisierendes Trägermaterial dient, durchgeführt. Zusätzlich werden Elektrodenschichten zur Kontaktierung der PZT-Dickschicht aufgetragen. Die wissenschaftliche Herausforderung besteht in der Entwicklung von Funktionsschichten für die elektrische Isolierung und die stoffliche Anpassung an das Metallmatrixmaterial [1].

Modulvariante 2: Ein weiterer Weg der Herstellung ist der Aufbau eines Moduls über die Mehrlagentechnik. Dabei werden fertig gesinterte PZT-Formteile, z. B. Platten, mit Metallisierungsschichten versehen und mit anorganisch nichtmetallischen Folien laminiert und gesintert. Beide Modulvarianten sind in den Bildern 1 und 2a, 2b abgebildet.

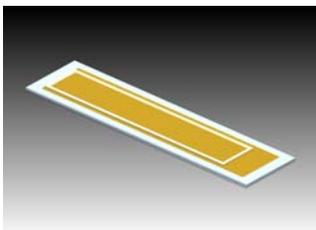


Bild 1: Schematischer Aufbau der Modulvariante 1; Herstellung mittels Siebdrucktechnik

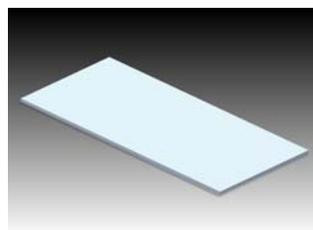


Bild 2a: Schematischer Aufbau der Modulvariante 2 in kompakter Form; Herstellung durch Mehrlagentechnik

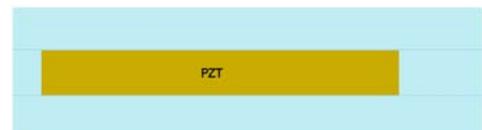


Bild 2b: Querschnitt der Modulvariante 2 mit integrierter PZT-Platte

1.3. Ergebnisse und Auswertung

Der Schwerpunkt des vergangenen Berichtszeitraums lag auf Modulvariante 2. Die Abmaße des Laminats sind durch die Druckgussform auf (45x20x1) mm begrenzt. Voruntersuchungen zum Einfluss der chemischen Zusammensetzung des Substratmaterials auf die elektrischen und mechanischen Eigenschaften einer PZT-Dickschicht bei der Modulvariante 1 haben gezeigt, dass sich Low Temperature Cofired Ceramics (LTCC) der Fa. DuPont „951 Green Tape“ (LTCC DP 951) und der Fa. Heraeus „HeraLock Tape HL2000“ (LTCC HL2000) sehr gut eignen [2]. Beide LTCC-Materialien enthalten Alumosilikate, die damit stofflich gut an die Aluminium-Metalldruckgusschmelze angepasst sind. Die niedrige Sintertemperatur von ca. $T = 850\text{ °C}$ minimiert zusätzlich die Reaktion von PZT mit dem Trägermaterial.

Erste Voruntersuchungen zur Modulvariante 2 sind mit LTCC DP 951, als Folienmaterial zur Laminierung, durchgeführt worden. Nach dem Sintern zeigten sich, aufgrund der ca. 13 % Schwindung in x-y-Ebene, Risse im Laminat (Bild 3). Eine Beschwerung der Module beim Sintern und/oder eine Erhöhung der LTCC-Lagenanzahl führten zu keiner Verbesserung.

Die Verwendung von LTCC HL2000, das nahezu 0 % Schwindung in der x-y-Ebene besitzt, verhindert die Entstehung von Schwindungsrissen (Bild 4). Thermoanalytische Untersuchungen mit HL2000 ergaben eine Schwindung in z-Richtung zwischen 26-28%. Damit können Anpassungsschritte beim Mehrlagenaufbau durch die fast 0 % Schwindung in x-y-Ebene vermieden werden.

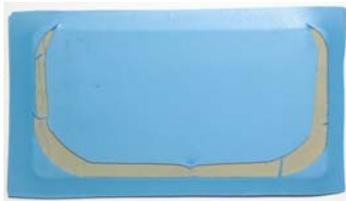


Bild 3: Modulvariante 2 – LTCC DP 951 nach Sinterung



Bild 4: Modulvariante 2 – LTCC HL2000 nach Sinterung

Um Schädigungen beim Druckguss und die Anbindung der Module an die Metallmatrix einschätzen zu können, wurden erste Metalldruckgusstests mit reinen LTCC HL2000-Laminaten ohne integrierte PZT-Platten durch das TP B3 durchgeführt (Details siehe TP B3). In den Bildern 5 und 6 sind die Oberfläche und ein Querschliff des Al-Druckgussteils mit eingeschlossenem LTCC-Laminat dargestellt. Sie zeigen eine gute Anbindung des LTCC-Laminates an die Al-Metallmatrix. Das Bauteil wird vollflächig umschlossen und es treten keine Lufteinschlüsse und Kavitäten auf. Allerdings kommt es zur Entstehung von Querrissen im LTCC-Laminat. Bisher konnte nicht nachgewiesen werden, ob diese durch Präparation des Schliffes oder schon beim Druckguss entstanden sind. Die Klärung dieses Sachverhaltes und weitere Untersuchungen zur Haftfestigkeit zwischen LTCC-Laminat und Metall sind Schwerpunkt weiterführender Arbeiten. Neben zerstörenden Verfahren werden dafür auch zerstörungsfreie Werkstoffprüfungen eingesetzt (z. B. Ultraschall, μ -CT).



Bild 5: Al-Druckgussteil; Lage des Laminates (rote Markierung)



Bild 6: Querschnitt des Al-Druckgussteils mit eingeschlossenem Laminat

Für die eingesetzten PZT-Platten stehen Materialien von der Fa. CeramTec zur Verfügung. Ein nicht näher gekennzeichnetes PZT-Material mit den Kennwerten: $\epsilon_{r33}/\epsilon_0 \approx 1380$ und $k_p \approx 66,5\%$ sowie das schon aus Vorversuchen bekannte „Sonox P53“.

Zur Gestaltung des Mehrlagendesigns ist das Verhalten des LTCC HL2000 beim Laserlöten einer auf dem Substrat siebgedruckten Elektrode untersucht worden. Ein Test-Löt laminat wurde mit 28 Pads à 5 mm Durchmesser angefertigt (Bild 7). Für dieses LTCC-Material wurde eine speziell ausgelegte Silberpaste verwendet, die nach dem Sintern lötbar ist. Das Löten ist durch das TP A4 an einer FRISBA Laserlötanlage mit folgenden Parametern durchgeführt worden: $T = 850 \text{ °C}$, $t = 1,5 \text{ s}$, N₂-Schutzgasatmosphäre (Details siehe TP A4). Die Löt paste umschließt, wie Bild 8 zeigt, den Draht vollständig und bindet auf dem Silberpad an, ohne es von der Substratoberfläche abzulösen oder Risse im Substrat hervorzurufen.



Bild 7: Test-Löt laminat mit 28 Pads aus Silber (Pad-Durchmesser: 5 mm)

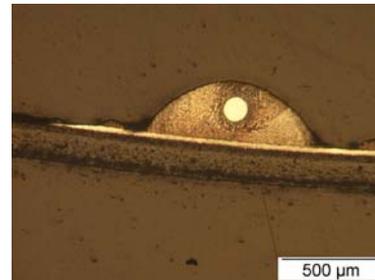


Bild 8: Querschnitt eines Pads mit eingelötetem Draht

Aufgrund der vorgestellten Ergebnisse wurde das Design für ein aktives Piezolaminat nach Modulvariante 2 mit integrierter PZT-Platte, Grund- und Deckelektroden sowie Weiterkontaktierungen und Löt pads entworfen (Bild 9a, b). Dabei wurde eine Lage des LTCC-Materials mit einer Aussparung versehen, so dass die PZT-Platte eingelegt werden kann. Die Modulvariante 2 kann sowohl 3- als auch 4-lagig aufgebaut werden. Für eine spätere Verwendung als Aktor, muss das aktive Material außerhalb der neutralen Faser liegen. Der 3-lagige Aufbau ist ein symmetrischer Aufbau, welcher einen asymmetrischen Einbau beim Druckgießen verlangt. Umgekehrt gilt das für den 4-lagigen Modulaufbau. Zur Herstellung der Funktionsschichten zur elektrischen Kontaktierung, ist ein spezielles Siebdesign für diesen Aufbau konstruiert worden. Die Siebe werden von der Fa. Koenen angefertigt.

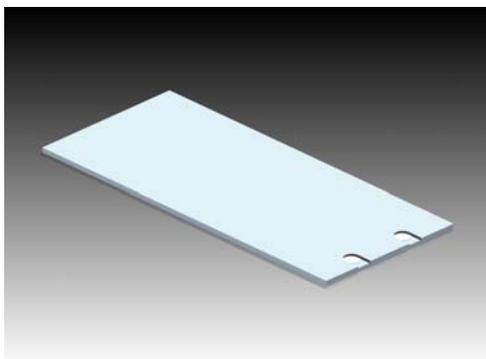


Bild 9a: Schematischer Aufbau der Modulvariante 2 in kompakter Form

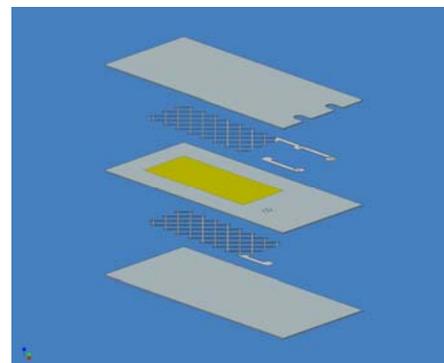


Bild 9b: Schematischer Aufbau der Modulvariante 2 (Sprengungsdarstellung) mit Grund- und Deckelektrode im Netzdesign, Weiterkontaktierungen und Löt pads

1.4. Ausblick

Weiterführende Arbeiten werden die Optimierung der Anbindung zwischen PZT-Platte und LTCC HL2000 sein. Es wird darüber hinaus nach einer Isolationsschicht für den Aufbau nach Modulvariante 1 gesucht. Dazu stehen verschiedene Pasten auf Glasbasis für Untersuchungen zur Verfügung. Die Materialcharakterisierung von HL2000, speziell die Ermittlung des E-Moduls, steht ebenso im Blickfeld.

2. Entwicklung piezokeramischer Fasern für die Integration in Leichtbaustrukturen

2.1. Einleitung

Ziel der Entwicklung piezokeramischer Fasern mit Durchmessern $d > 50 \mu\text{m}$ nach dem Polysulfon-Verfahren ist es, Komponenten mit optimierten Sensor- und Aktoreigenschaften zu entwickeln, die sich für die Integration in Thermoplast-Verbundstrukturen und mikrostrukturierte Leichtmetall-Träger eignen. Schwerpunkt der Arbeiten des vergangenen Berichtszeitraums war die Überführung der in Handspinnversuchen gewonnenen Ergebnisse auf eine Faserspinnanlage. Durch Modifizierung der Anlage auf die Fertigung von Vollfasern ist es nun möglich, in kurzer Zeit größere Mengen an piezokeramischen Fasern herzustellen.

2.2. Ergebnisse und Auswertung

Die Wahl des PZT-Materials für die Fasern erfolgte sowohl auf Grundlage der dielektrischen, ferroelektrischen und piezoelektrischen Eigenschaften des Materials als auch der Stabilität der Eigenschaften bei einer für den Spinnprozess geeigneten mittleren Korngröße von $d_{50} = \text{ca. } 0,9 \mu\text{m}$. Dabei wurde in Vorversuchen ein PZT-SKN Material (SKN 53) der Fa. CeramTec ausgewählt, das unter dem Handelsnamen „Sonox P 505“ geführt wird. Von diesem Pulver wurden 50 kg geordert.

Die Charakterisierung der PZT-Fasern hinsichtlich der Gefügeausbildung erfolgt an keramografischen Schliffen durch licht- und elektronenmikroskopische Verfahren. Aus den gewonnenen Bildern kann mit Hilfe einer am Fraunhofer IKTS vorhandenen Software direkt auf die Porosität der Fasern geschlossen werden.

Somit war es möglich, den Einfluss verschiedener Parameter auf die Porosität der Fasern zu ermitteln. Hauptaugenmerk ist dabei, die für den Polysulfon-Prozess typische Ausbildung von großen Vakuolen (Bild 10) zu vermeiden und eine möglichst hohe Gründichte in den Fasern zu erzielen. Dabei wurden folgende Parameter gezielt variiert:

- Polysulfonart und -anteil im Binder
- Feststoffanteil im Schlicker
- Lösungsmittelkonzentration (LMK) und Temperatur des Fällbades
- Trocknungsbedingungen



Bild 10: Typische Polysulfon-faser mit Vakuolen



Bild 11: Faser ohne Vakuolen

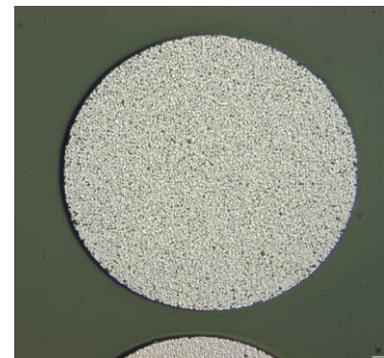


Bild 12: Faser mit 6% Porosität

Die dabei ermittelten Zusammenhänge sind beispielhaft für die Bedeutung der Lösungsmittelkonzentration (LMK) in den Bildern 13 und 14 dargestellt und in Tabelle 1 zusammengefasst.

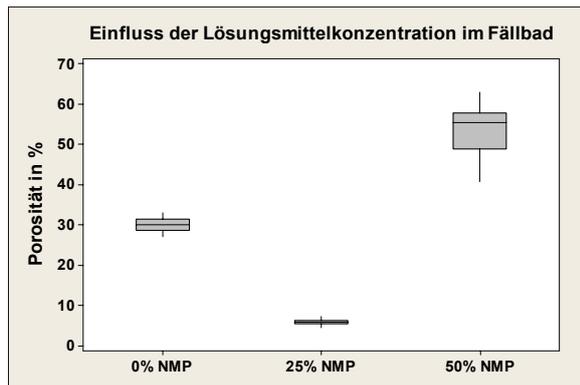


Bild 13: Boxplot für LMK

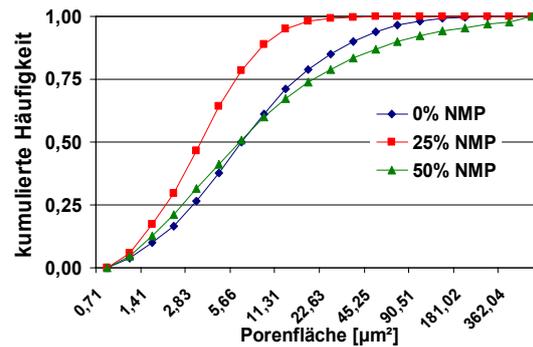


Bild 14: Häufigkeitsdiagramm für LMK

Tab. 1: Einfluss der Spinnparameter auf die Porosität

Parameter	Bereich	Beeinflussung der Porosität
Polysulfonart	kurz- bzw. langkettig	kein Einfluss, aber bei langkettigen Polysulfon Minimierung dessen Anteils im Binder möglich
Polysulfonanteil im Binder	5-10 %	bei 5% minimal, bei 7% maximal
Feststoffanteil im Schlicker	76,5-85,0%	bei 85% minimal, bei 76,5% maximal
Lösungsmittelgehalt im Fällbad	0-50%	bei 25% minimal, bei 50% maximal
Metallische Verunreinigungen im Fällbad	nicht definiert	Porosität extrem vergrößert bei Verunreinigungen im Fällbad
Fällbadtemperatur	5-22°C	bei 13°C minimal, bei 22°C maximal
Trockenzeit vor Fällung (TS = Trockenschrank)	0-24h an Luft, 3h im TS	bei 24h bzw. im TS minimal, bei sofortigem Ausfällen maximal
Verweildauer im Fällbad	0-24h	kein Einfluss
Trocknungsbedingungen	1-14d an Luft, 2h TS+1d an Luft	kein Einfluss

Durch die gezielte Variation der Spinnbedingungen ist es möglich, Fasern mit Hilfe des Polysulfon-Verfahrens herzustellen, die frei von Vakuolen sind (Bild 11). Außerdem konnte die Gründichte so gesteigert werden, dass in den gesinterten Fasern nur noch eine Porosität von ca. 6% vorliegt (Bild 12).

Bei diesen ersten Untersuchungen wurden keine möglichen Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Parametern betrachtet. Dies soll im nächsten Berichtszeitraum erfolgen, in dem mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung der Einfluss der Parameter Polysulfon-Anteil im Binder, Feststoffanteil im Schlicker sowie der Fällbadzusammensetzung und -temperatur auf die Porosität der Fasern konkretisiert und auf Wechselwirkungen zwischen den Parametern untersucht werden soll. Als zentraler Ausgangspunkt dient dabei eine Parametereinstellung, die Fasern mit einer sehr geringen Porosität und ohne die verfahrenstypischen Vakuolen ermöglicht.

Mit den bisherigen Untersuchungen im Trockenschrank und an Luft konnte kein Einfluss Trocknungsbedingungen auf die Porosität der Fasern festgestellt werden. Erfahrungen aus der keramischen Formgebung insbesondere der Dickschichttechnik zeigen jedoch eine starke Abhängigkeit der Porosität von den eingestellten Temperatur- und Feuchtigkeitsprofilen während der Trocknung. Aus diesem Grund erfolgt im kommenden Berichtszeitraum die Beschaffung eines Klimaschranks aus Projektmitteln, mit dem verschiedene Temperatur- und Luftfeuchtigkeitsprofile getestet werden können. Ziel ist die Maximierung der Grünfaserdichte, um die Porosität in den gesinterten Fasern weiter zu minimieren.

Zur Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der Fasern, erfolgte im Rahmen einer Studienarbeit die Zusammenstellung und Bewertung verschiedener Charakterisierungsmethoden. Da diese gerade bezüglich ihrer Handhabbarkeit noch nicht zufriedenstellend sind, wird eine Zusammenarbeit mit dem EMPA-Institut in Zürich sowie dem Institut für Textil- und Bekleidungstechnik und dem ILK der TU Dresden (TP A5) angestrebt.

Nach der erfolgreichen Ermittlung der verschiedenen Parametereinflüsse wird das Hauptaugenmerk darauf gerichtet sein, die Fasereigenschaften und Spinnparameter gezielt zu variieren, um Fasern mit optimierten geometrischen und physikalischen Eigenschaften zu erhalten, die sich für eine Integration in die entsprechenden Matrixmaterialien in den Teilprojekten A5 und A2 eignen. Mit den bisher hergestellten Fasern konnten Faserkomposite mit einem Faservolumenanteil von 75 % realisiert werden. Eine gezielte Variation des Faserdurchmessers erfolgte bisher aber genauso wenig, wie die Variation der PZT-Zusammensetzung.

Die Charakterisierung der dielektrischen Eigenschaften der Fasern erfolgte an so genannten 1-3 Piezokompositen. Dazu wurden die gesinterten Fasern auf eine Länge geschnitten, parallel angeordnet und mit einem Polymer (Epoxidharz) vergossen. Danach erfolgte das Zersägen des gesamten Blockes senkrecht zur Faserrichtung in Scheiben, die nach dem Überschleifen elektrodiert, gepolt und elektrisch vermessen wurden. Aus den Ergebnissen der Komposite kann auf die Einzelfaser zurückgerechnet werden. Die erzielten Werte sind in Tabelle 2 ebenso abgebildet, wie gemessene Werte für Fasern, die mit Hilfe des vom Thüringischen Institut für Textil- und Kunststofftechnik (TITK) entwickelten Lyocell-Verfahrens aus dem gleichen Pulver hergestellt wurden. Es werden typische Faserkennwerte für das verwendete Pulver erreicht.

Tab. 2: piezoelektrische Eigenschaften

Bezeichnung	Herstellerangaben Pulver	im Komposit (Faservolumenanteil)		Einzelfaser	
		Polysulfon	Lyocell	Polysulfon	Lyocell
$\epsilon_{33}^T / \epsilon_0$	1880	1085 (75%)	830 (65%)	1450	1280
k_t	0,53	0,58	0,55 - 0,65		

2.3. Veröffentlichungen

Die bisher erzielten Ergebnisse wurden auf der Euromat 2007 in Nürnberg sowie bei der ISPA 2007 in Dresden präsentiert. Des Weiteren wird im November 2007 ein Poster auf der Aachen-Dresden International Textile Conference in Aachen vertreten sein.

3. Literaturverzeichnis / Quellen

- [1] Gebhardt; Seffner; Schlenkrich; Schönecker: PZT thick films for sensor and actuator applications; Journal of the European Ceramic Society 27 (2007), 4177-4180
- [2] M. Flössel, Diplomarbeit: Untersuchungen zum Einfluss der chemischen Zusammensetzung des Substratmaterials auf die Eigenschaften einer Bleizirkonattitanat (PZT)-Dickschicht, Fraunhofer IKTS, Januar 2007

Druckgießtechnische Integration von piezokeramischen Modulen in Aluminiumbauteile

V. Bräutigam, M. Rübner, C. Körner, R. F. Singer

1. Einleitung

Durch den Einsatz von integrierten piezokeramischen Sensoren und Aktoren kann die Schwingungsneigung von Leichtbaustrukturen wirksam reduziert werden. Der Funktionsnachweis von aktiven Ansätzen zur Schwingungsreduktion ist vielfach erbracht. Ein entscheidendes Defizit für die breite industrielle Umsetzung der im Labormaßstab vorliegenden vielversprechenden Ergebnisse liegt im Fehlen einer geeigneten Fertigungstechnologie für die Serienherstellung von Bauteilen mit integrierten Sensoren und/oder Aktoren. Während für Verbundwerkstoffe mit Polymermatrix entsprechende Ansätze entwickelt werden, existieren für Metallbauteile keine geeigneten Fertigungsalternativen zum derzeit im kleinen Maßstab eingesetzten Kleben von Sensor/Aktor-Modulen auf die Bauteiloberfläche.

Ziel dieses Teilprojekts ist die Entwicklung einer Fertigungstechnologie, die es ermöglicht, im Großserienmaßstab metallische Bauteile mit integrierten Sensor/Aktor-Modulen herzustellen. Den Lösungsansatz hierfür bildet das Druckgießverfahren. Dieses ist insbesondere für Leichtmetalllegierungen ein etabliertes und kostengünstiges Herstellungsverfahren mit einer enorm großen Marktdurchdringung.

2. Bauteilherstellung

Druckgießen ist ein sehr dynamisches Metallgießverfahren, bei dem Schmelze durch eine Kolbenbewegung schnell und unter hohem Druck in den Formhohlraum einer metallischen Dauerform gepresst wird. Die Formfüllung findet typischerweise in weniger als 50 ms statt. Dabei werden Schmelzegeschwindigkeiten von lokal >100 m/s erreicht. Sobald die Formfüllung abgeschlossen ist, wird ein Nachdruck von bis zu 1000 bar aufgebracht, um Schrumpf auszugleichen und um Gasporosität zu reduzieren. Während in der Formfüllphase die in die Form eingelegten Sensor/Aktor-Module aufgrund der schnell strömenden Schmelze dynamisch belastet sind, wirkt während der Nachdruckphase eine hydrostatische Belastung. Es wird die Standard-Druckgießlegierung AlSi9Cu3 (226 D) verwendet, die beim Einströmen in die Formkavität eine Temperatur von ca. 650°C aufweist. Somit stehen die Sensor/Aktor-Module neben der hohen mechanischen Belastung während der Formfüllung auch unter einer großen thermischen Belastung.

In diesem Teilprojekt werden plattenförmige Bauteile mit einer flächigen Ausdehnung von $178 \times 178 \text{ mm}^2$ hergestellt. Die Plattendicke wird im Bereich von 2 mm bis 6,5 mm variiert. Als Sensor/Aktor-Module werden aktuell kommerziell erhältliche d31-Wandler eingesetzt (Handelsname DuraAct, Invent GmbH, Braunschweig). Die Module bestehen aus einer monolithischen PZT-Folie, die in eine Polymermatrix eingebettet ist. In dieser Polymermatrix liegen auf beiden Seiten der Keramikfolie feine Kupfernetze zur Elektroddierung. Nachaußen ist die Polymermatrix durch eine dünne Schicht des besonders temperaturbeständigen Kunststoffes Polyimid abgeschlossen. Aufgrund der Einbettung der Keramik in die Polymerstruktur sind die Module sehr schadenstolerant und können sogar auf gekrümmte Flächen appliziert werden. Die verwendeten Module haben eine Abmessung von $40 \times 20 \times 0,5 \text{ mm}^3$, die Keramikfolie von $30 \times 15 \times 0,2 \text{ mm}^3$ [Brä'07].

Eine wesentliche Herausforderung bei der Integration der sensiblen Sensor/Aktor-Module stellt die Entwicklung einer geeigneten Fixiertechnik dar. Das zentrale Element der Fixierung ist eine Ummantelung der Module mit Drahtgewebe oder Streckmetall [Brä'05]. Diese Strukturen zeichnen sich insbesondere dadurch aus, dass sie einerseits genügend Stabilität aufweisen, um die Fixierung der Module auch während der dynamischen Formfüllung zu gewährleisten; andererseits sind sie für die Aluminiumschmelze penetrierbar. Somit kann eine allseitige Integration erreicht werden. Aufgrund ihres Aufbaus haben Streckmetalle in regelmäßigen Abständen Erhebungen, die als Stützstellen dienen. In Bild 1 ist schematisch gezeigt, dass die Streckmetallstruktur dem Sensor/Aktor-Modul eine Vielzahl von Stützstellen pro Flächeneinheit bietet. Somit kann eine überkritische Durchbiegung der Module während der Formfüllung verhindert werden. Durch Variation der Anzahl an Streckmetalllagen auf beiden Seiten des Moduls oder durch Verwendung von Streckmetallen unterschiedlicher Geometrie kann eine außermittige Platzierung erreicht werden, die für bestimmte adaptionsische Anwendungen essentiell ist.

Die Sensor/Aktor-Module können zusammen mit dem fixierenden Streckmetall im geöffneten Gießwerkzeug an einem Auswerferstift befestigt werden [Brä'06].

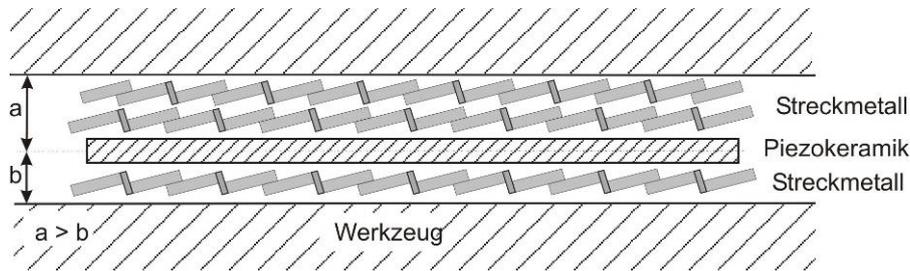


Bild 1: Schematische Darstellung der Fixiertechnik. Die Piezokeramik ist auf beiden Seiten von einem Streckmetall umgeben. Durch das Schließen des Werkzeugs wird der Aufbau aus Einlegeteil und Keramik in der Gießkavität geklemmt. Das Streckmetall bietet aufgrund seiner Struktur vielfache Stützstellen pro Flächeneinheit, so dass das Einlegeteil insbesondere in der Phase der Formfüllung mechanisch abgestützt ist. Durch Variation der Streckmetallgeometrie oder durch Verwendung unterschiedlich vieler Streckmetalllagen kann auch eine außermittige Platzierung erreicht werden.

3. Ergebnisse

Bild 2 zeigt einen in die Gussmatrix integrierten Sensor/Aktor-Modul. Der Modul ist in seiner Struktur vollkommen erhalten. Es können im Schlifffbild keine Anzeichen einer mechanischen oder thermischen Schädigung erkannt werden. Die PZT-Folie weist keine Risse auf. Sogar die Polymereinbettung scheint vollkommen erhalten zu sein und kann das feine Kupfernetz gegenüber der elektrisch leitfähigen Metallmatrix isolieren. Die Zuleitungen für den elektrischen Anschluss der Module sind in Bild 2 rechts dargestellt. Hierfür werden Cu-Drähte verwendet, die mit einer 25 µm dicken Folie aus Polyimid (PI) isoliert ist. Die PI-Folie ist zwei- bzw. dreifach um den Draht gewickelt, so dass sich eine Gesamtdicke der Isolationsschicht von 50...75 µm ergibt. Ein Vergleich des Zustands vor und nach dem Gießprozess zeigt, dass es durch die gießtechnische Integration zu keiner thermischen Schädigung der Isolationsschicht kommt. Dies ist von zentraler Bedeutung, denn nur bei einer prozesssicher funktionsfähigen Isolierung können diese kommerziell erhältlichen Module druckgießtechnisch in Aluminiumbauteile integriert werden.

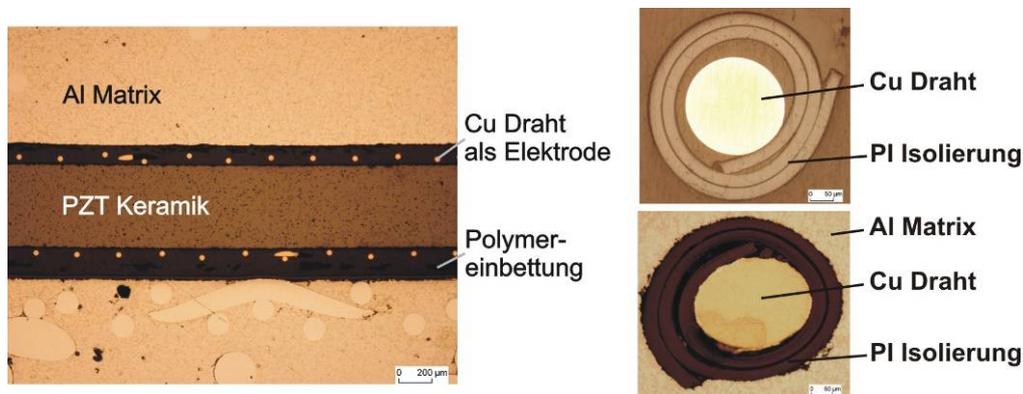


Bild 2: Links: In die Gussmatrix integrierter Sensor/Aktor-Modul. Der Modul bleibt in seiner Struktur erhalten, es sind keine Schädigungen erkennbar. Rechts: Zuleitungsdraht vor (oben) bzw. nach (unten) dem Gießprozess. Die PI Isolierung zeigt keinerlei thermische Schädigung. Die Gesamtdicke der Isolation von 50...75 µm bleibt vollständig erhalten.

Für Funktionstests werden die integrierten Module aktorisch angesteuert. Hierfür werden zunächst streifenförmige Proben aus den Gussplatten herausgetrennt und einseitig fest eingespannt. Am Lehrstuhl für Sensorik (LSE, Prof. Lerch) der Universität Erlangen-Nürnberg wird an diesen Proben die Resonanzfrequenz bestimmt. Die Proben werden sinusförmig mit unterschiedlicher Amplitude elektrisch belastet, so dass die Bauteile in der ersten Mode schwingen. Am freien Ende der Probe wird die erzielte Auslenkung gemessen. Die Ergebnisse dieser Funktionstests sind in Bild 3 dargestellt. Links ist die absolute erzielte Auslenkung der einzelnen Proben in Abhängigkeit der elektrischen Amplitude gezeigt. Im rechten Bild dagegen ist das Produkt aus Auslenkung und Flächenträgheitsmoment der einzelnen Probe gezeigt. Diese Auftragung beweist, dass die integrierten Module gleichartig auf das elektrische Signal reagieren und eine gleiche aktorische Antwort des Bauteilverbunds auf die elektrische Anregung vorliegt.

Dabei ist bemerkenswert, dass die Module nach dem Gießprozess nicht nachpolarisiert wurden. Das heißt, die Module liegen auch nach dem Gießprozess noch polarisiert vor.

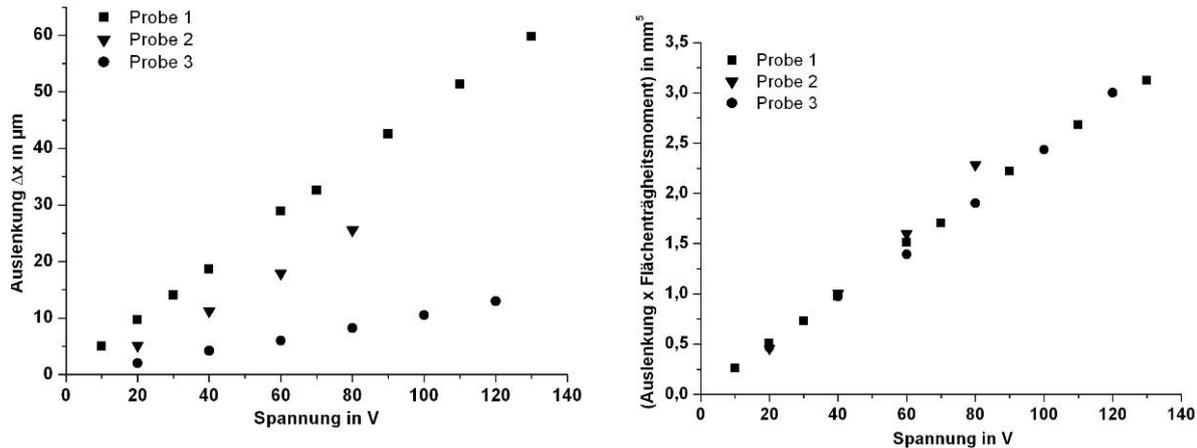


Bild 3: Aktorischer Funktionsnachweis. Links: Auslenkung der Proben in Abhängigkeit von der angelegten Spannung. In allen Fällen besteht ein linearer Zusammenhang. Rechts: Unter Berücksichtigung des Flächenträgheitsmoments wird deutlich, dass in allen Fällen eine gleichartige aktorische Antwort auf die elektrische Anregung folgt.

Die während des Gießprozesses auf die Module wirkenden thermischen Belastungen werden mittels einer FE Rechnung abgeschätzt. Vereinfachend wird hierbei davon ausgegangen, dass die Form bereits vollständig gefüllt ist, die Schmelztemperatur initial bei 650°C liegt und der Modul monolithisch ausgebaut ist. Für einen Wärmeübergangskoeffizienten von $5000 \text{ W/m}^2\text{K}$ für den Übergang von der Aluminiummatrix zur Gießform und von $3500 \text{ W/m}^2\text{K}$ für den Übergang von Aluminium zu Keramik ergibt sich der in Bild 4 gezeigte Verlauf der Abkühlung. Die Abkühlung zeigt einen sehr dynamischen Verlauf mit einer initialen Abkühlrate von rund 350 K/s . Lediglich im Temperaturintervall von 565°C bis 510°C ist die Abkühlrate aufgrund der Freisetzung der Erstarrungsenthalpie herabgesetzt. In dem in Bild 4 gezeigten Beispiel ist nach rund 6 s die Curietemperatur der PZT-Keramik von 350°C unterschritten. Diese Temperatur ist auch für das Polyimid unkritisch. Das heißt, dass die sowohl für das Polyimid wie auch für den Polarisierungszustand der Keramik überkritische Temperaturbelastung nur sehr kurzzeitig wirkt.

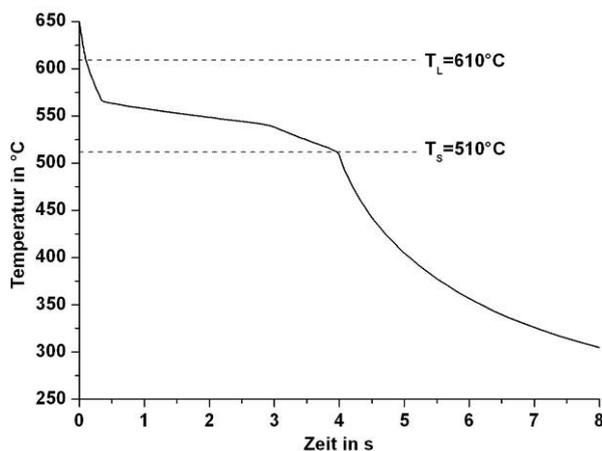


Bild 4: Ergebnis der FE Rechnung zum Verlauf der Abkühlung der Aluminiumschmelze in der Gießkavität. Die Abkühlrate ist mit initial rund 350 K/s sehr hoch. Sie wird lediglich durch die Freisetzung der Erstarrungsenthalpie herabgesetzt. Bereits nach rund 6 s ist die unterkritische Temperatur von ca. 350°C erreicht. Die Liquidus- (T_L) und die Solidustemperatur (T_S) der verwendeten Legierung sind eingezeichnet.

Um das Verhalten der Polyimidschicht bei Temperaturexposition zu untersuchen, wurden Thermogravimetriemessungen bei unterschiedlichen Heizraten durchgeführt. Deren Ergebnisse sind in Bild 5 und Bild 6 dargestellt.

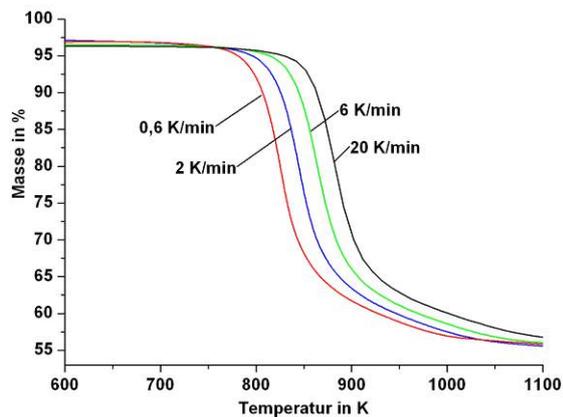


Bild 5: Thermogravimetrie von Polyimid bei unterschiedlichen Heizraten. Mit steigender Heizrate wird die thermische Zersetzung zu höheren Temperaturen verschoben.

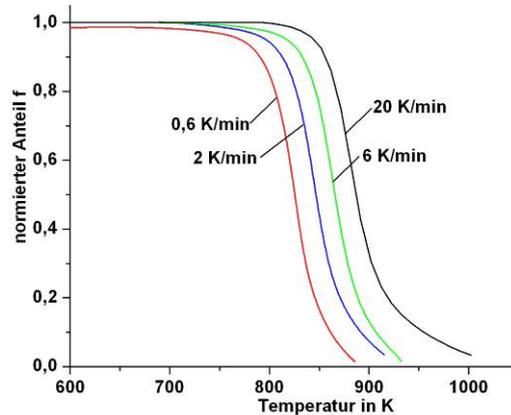


Bild 6: Experimentelles Ergebnis der Thermogravimetrie von Polyimid in normierter Darstellung. 1,0 kennzeichnet den Beginn der thermischen Degradation, 0,0 deren Ende. Die Null entspricht einem Restmasseanteil von 55...57 % (siehe Bild 5).

4. Diskussion

Der oben ausführlich dargelegte Befund, dass die Polymereinbettung der kommerziell erhältlichen Sensor/Aktor-Module den Gießprozess schädigungsfrei übersteht, ist angesichts der hohen Temperatur der Metallschmelze von rund 650°C sehr überraschend. Im folgenden Abschnitt wird dieses Phänomen näher diskutiert.

Während der gießtechnischen Integration der Module wird die äußere PI-Schicht praktisch instantan auf 650°C erhitzt und kurzzeitig konstant gehalten. Experimentell kann dies lediglich näherungsweise durch Thermogravimetrie (TGA) mit konstanten, um mehrere Größenordnungen kleineren Heizraten nachempfunden werden. Die Ergebnisse der TGA können aufgrund der Heizratenabhängigkeit jedoch mittels des Modells von Johnson-Mehl-Avrami (JMA) auf die Bedingungen des Realprozesses, d.h. instantanes Heizen und Halten bei konstanter Temperatur, zurückgeführt werden [Avr'39], [Joh'39]. Die JMA-Theorie beschreibt die Kinetik von Keimbildungs- und Wachstumsreaktionen. Aus [Li'04] ist bekannt, dass Modelle für Nukleation und Wachstum die Kinetik der thermischen Zersetzung von Polyimid sehr gut abbilden. Die JMA-Gleichung lautet

$$f(t) = \exp[-(k \cdot t)^n] \quad (1)$$

mit f: Anteil der abreagierenden Phase; t: Zeit; k: Konstante; n: Avrami-Exponent

Der Avrami-Exponent und die Konstante k müssen experimentell bestimmt werden. Die Temperaturabhängigkeit von k kann mittels eines Arrhenius-Terms ausgedrückt werden:

$$k = k_0 \cdot \exp\left[-\frac{E_A}{RT}\right] \quad (2)$$

mit k₀: Konstante; E_A: Aktivierungsenergie der thermischen Zersetzung; R: Gaskonstante

Für die Anwendung der Johnson-Mehl-Avrami-Theorie ist die Kenntnis der Parameter n, k₀ und E_A notwendig. Diese können aus den Ergebnissen der thermogravimetrischen Messungen bestimmt werden. Hierzu ist es jedoch erforderlich, die Johnson-Mehl-Avrami-Theorie, die für konstante Temperaturen gilt, geeignet zu generalisieren, so dass sie auf Experimente mit konstanter Heizrate anwendbar wird. Dies ist in [Kem'01] und [Kör'07] beschrieben. Zusammenfassend dargestellt führt diese Generalisierung zu:

$$f(t) = \exp(-\beta^n) \quad (3)$$

mit

$$\beta(T) = \frac{k_0 RT}{E_A \cdot \dot{T}} \cdot \exp\left(-\frac{E_A}{RT}\right) \quad (4)$$

Die Werte für n , k_0 und E_A können durch Fitten des Graphen der Gleichung (3) an die Ergebnisse der thermogravimetrischen Analyse ermittelt werden. Hierfür ist die in Bild 6 gezeigte normierte Darstellung notwendig. Auf der Ordinate werden die Masseangaben nicht prozentual, sondern normiert zwischen Null und Eins dargestellt. Eins bedeutet, die Polyimidprobe ist noch vollständig vorhanden, d.h. die thermische Degradation hat noch nicht begonnen. Null steht für das Ende der thermischen Degradation.

Durch Fitten der JMA-Gleichung (Gleichung (3)) an die vier in Bild 6 gezeigten Kurven ist es möglich, die Werte für die bisher unbekannt Parameter n , k_0 und E_A zu bestimmen. Diese sind in Tab. 1 dargestellt.

Tab. 1: Parameter für die thermische Degradation von PI auf Basis der JMA-Theorie.

n	k_0 in s^{-1}	E_A in kJ/mol
1,2	$4 \cdot 10^{15}$	300

Nachdem mit Hilfe der Ergebnisse der thermogravimetrischen Messungen alle Parameter der JMA-Gleichung (Gleichung (3)) identifiziert sind, kann der Anteil f gemäß Gleichung 1 für isotherme Bedingungen in Abhängigkeit der Zeit berechnet werden. Die Ergebnisse der isothermen JMA-Gleichung sind in Bild 7 für vier verschiedene Temperaturniveaus dargestellt. Bei einer isothermen Temperaturexposition des Polyimids bei 700°C beginnt die thermische Zersetzung bei rund 0,2 s, bei 650°C bei rund 1 s. Bei 650°C kann man nach ca. 8 s von einer signifikanten thermischen Degradation sprechen. Bei 600°C bedarf es sogar einer Temperaturexposition von ca. 80 s, um den gleichen Masseverlust zu erzeugen.

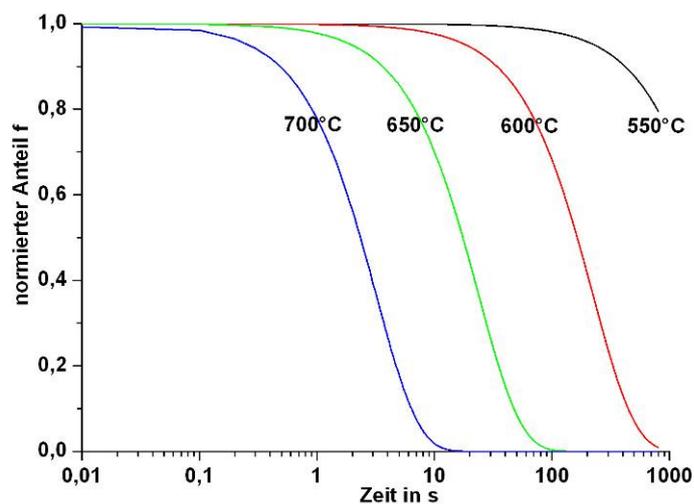


Bild 7: Ergebnis der isothermen Berechnung des Verlaufs der thermischen Zersetzung von PI nach der JMA-Theorie für die konstanten Temperaturen 550°C, 600°C, 650°C und 700°C. Bei einer isothermen Temperaturexposition von 650°C tritt erst nach ca. 8 s eine signifikante Degradation auf.

Ein Vergleich von Bild 4 und Bild 7 liefert eine Erklärung, warum das Polyimid trotz der hohen Schmelzetemperaturen den Gießprozess schädigungsfrei übersteht. Während die Betrachtung der Reaktionskinetik das Ergebnis liefert, dass erst eine Temperaturexposition von ca. 8 s eine signifikante Schädigung bewirkt, zeigen die FE Rechnungen, dass die Abkühlung hochdynamisch verläuft und nach 8 s bereits deutlich niedrigere Temperaturen vorherrschen. Somit ist die Kurzzeitigkeit der wirkenden Temperaturbelastung ursächlich für die schädigungsfreie Erhaltung der PI-Schicht.

5. Quellen

- [Avr'39] M. Avrami: J. of Chem. Physics, 7 (1939), Seite 1103-1112
- [Brä'05] DE 10 2005 016 402
- [Brä'06] V. Bräutigam; T. Schellack; C. Körner; R. F. Singer: Giessereiforschung 58 (2006) Nr. 1, Seite 11-15
- [Brä'07] V. Bräutigam; C. Körner; R. F. Singer; M. Kaltenbacher; M. Meiler; R. Lerch: Smart Structural Components by Integration of Sensor/Actuator-Modules in Die Castings, Proc. of SPIE, Vol. 6527, San Diego, 18. – 22. März 2007
- [Joh'39] W.A. Johnson; R.F. Mehl: Trans. of Am. Inst. of Minerals (Metall.) Eng., 135 (1939). Seite 416-441
- [Kem'01] A. Kempen: Solid State Phase Transformation Kinetics, Dissertation, Universität Stuttgart, 2001
- [Kör'07] C. Körner: Integral Foam Moulding of Light Metals – Technology, Foam Physics and Foam Simulation, Habilitationsschrift, Universität Erlangen-Nürnberg, 2007
- [Li'04] L. Li; C. Guan; A. Zhang; D. Chen; Z. Qing: Polymer Degradation and Stability, 84 (2004), Seite 369-373

Numerische Simulation und Charakterisierung von piezokeramischen Modulen

Manfred Kaltenbacher, Reinhard Lerch, Thomas Hegewald

1. Einleitung

Die effiziente Entwicklung, Produktion und Anwendung von Piezo-Kunststoffverbunden und Piezo-Metallverbunden erfordert zum einen die genaue numerische Berechnung dieser Komponenten und zum anderen neue Charakterisierungsverfahren, um deren Materialeigenschaften möglichst präzise ermitteln zu können. Keine dieser Teilaufgaben konnte bisher zufriedenstellend gelöst werden, was entsprechende Forschungsarbeiten notwendig erscheinen ließ.

Sowohl bei der numerischen Simulation als auch bei der Charakterisierung stellt insbesondere die Behandlung der Nichtlinearitäten eine große Herausforderung dar. Das grundlegende Problem der Materialcharakterisierung besteht allerdings darin, dass die messtechnische Bestimmung der Materialdaten nicht, wie bei piezokeramischen Bulkmaterialien üblich, auf der Basis des IEEE-Standards bzw. CENELEC-Standards erfolgen kann, da hierzu die aufwändige Herstellung einer Reihe von Probestkörpern (aus ein- und demselben Keramikblock) mit speziellen Geometrien notwendig wäre. Solche Probestkörper lassen sich im Falle der speziell gefertigten Piezomaterialien, wie sie in Werkstoffverbunden vorkommen, nicht herstellen. Daher wird hier ein eigens entwickeltes inverses Verfahren [4] zur Charakterisierung der piezokeramischen Transducer eingesetzt. Dieses Verfahren wird auch verwendet, um die linearisierten Bereiche der nichtlinearen Materialkurven zu bestimmen. Dabei werden die Hystereseigenschaften der entsprechenden piezokeramischen Transducer modelliert und messtechnisch charakterisiert.

Bezüglich der nichtlinearen Modellierung des piezoelektrischen Effektes kann man im Wesentlichen drei Ansätze unterscheiden. Hier sind zunächst die mikroskopischen Modelle zu erwähnen, welche den Polarisations- und Verzerrungszustand auf der Ebene von Kristalldomänen beschreiben. Die zweite Gruppe versucht die auftretenden Nichtlinearitäten mit Hystereseoperatoren abzubilden und betrachtet entweder die Verzerrungshysterese oder die Polarisationshysterese. Abschließend sind noch die Modelle zu erwähnen, welche auf thermodynamischen Prinzipien beruhen [6]. Dieser Modellansatz gilt derzeit als der am meisten Erfolg versprechende für die numerische Simulation von piezoelektrischen Aktoren. Für die Berechnung von realen Werkstoffverbunden, wie sie beispielsweise auch im SFB/TR 39 behandelt werden, führt jedoch auch dieser Ansatz zu Rechenzeiten, welche einen praktischen Einsatz für die Analyse und Optimierung derartiger komplexer Systeme nicht zulassen.

Die derzeit verfügbaren Modelle zur Beschreibung der nicht-linearen Eigenschaften von piezokeramischen Materialien leiden allesamt an Ineffizienz bezüglich der von ihnen benötigten Rechnerressourcen. Ihre Anwendbarkeit in FE-Programmen ist somit nicht gegeben. Aus diesem Grund wird hier ein neues makroskopisches Modell vorgestellt, das auf der Zerlegung in reversible und irreversible Anteile sowie auf einem geeigneten Hystereseoperator basiert.

2. Modellierung des nichtlinearen Verhaltens von Piezokeramiken

Die Berücksichtigung der nichtlinearen Abhängigkeiten von der elektrischen Feldstärke und der mechanischen Spannung in piezoelektrischen Materialien stellt für die präzise numerische Simulation eine große Herausforderung dar. Ferroelektrische Eigenschaften äußern sich in Form der Polarisationshysterese auf der elektrischen Seite und durch die schmetterlingsförmige Dehnungshysterese auf der mechanischen Seite der Aktoren (Bild 1).

Um beide Hystereseformen in einem Modell beschreiben zu können, wird auf die aus der Plastizitätstheorie bekannte Zerlegung der mechanischen Dehnung S^i (hier als Vektor in Voigt-Notation) in einen reversiblen und einen irreversiblen Anteil zurückgegriffen. Für die Polarisation P erfolgt die Zerlegung analog

$$S = S^i + S^r \quad P = P^i + P^r .$$

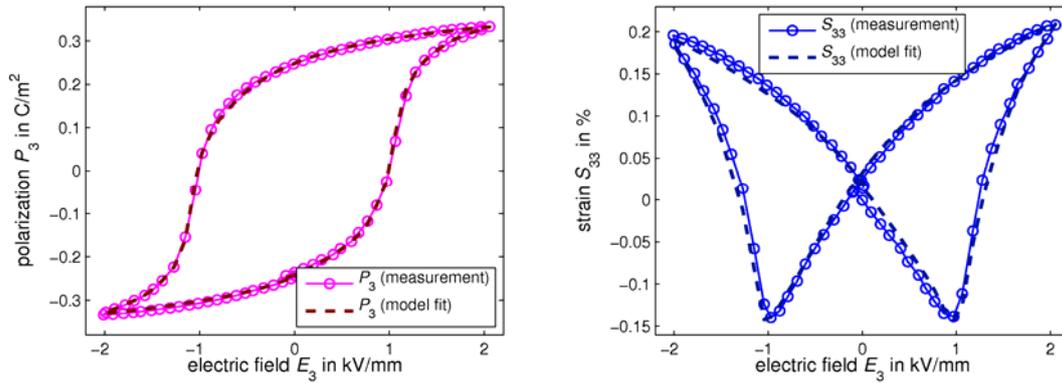


Bild 1: Hysterese der dielektrischen Polarisation und Schmetterlingskurve der mechanischen Dehnung im Vergleich zwischen Simulation und Messung [1]

Die reversiblen Anteile werden mit Hilfe der linearen piezoelektrischen Grundgleichungen modelliert

$$\begin{aligned}
 [\sigma] &= [c^E][S^r] - [e(P^i)]^T E \\
 D^r &= [e(P^i)][S^r] + [\epsilon^S] E
 \end{aligned}
 \begin{array}{l}
 [\sigma] \quad \dots \text{mechanischer Spannungstensor} \\
 E \quad \dots \text{elektrische Feldstärke} \\
 [c^E] \quad \dots \text{Elastizitätstensor} \\
 [\epsilon^S] \quad \dots \text{Dielektrizitätstensor} \\
 [e] \quad \dots \text{piezoelektrischer Tensor}
 \end{array}$$

Dabei werden die Einträge des piezoelektrischen Tensors $[e]$ als Funktion der irreversiblen Polarisation P^i angenommen. Die Modellierung der irreversiblen Polarisation erfolgt mit einem Preisach-Hystereseoperator \mathcal{H} [2]

$$P^i = \mathcal{H}[E] e_P \quad e_P \dots \text{Einheits-Richtungsvektor}$$

Die irreversible mechanische Dehnung wird nun als Funktion des Polarisation-Hystereseoperators mit Hilfe eines Polynoms angesetzt ($n \leq 4$)

$$[S^i] = \frac{3}{2} (\beta_1 \cdot \mathcal{H}[E] + \beta_2 \cdot (\mathcal{H}[E])^2 + \dots + \beta_n \cdot (\mathcal{H}[E])^n) (e_P e_P^T - \frac{1}{3} [I]).$$

Damit ergibt sich das folgende System von partiellen Differentialgleichungen, welches eine sehr präzise Beschreibung des nichtlinearen Verhaltens von piezoelektrischen Aktoren erlaubt

$$\begin{aligned}
 \rho \ddot{u} - \mathcal{B}^T \left([c^E] (\mathcal{B}u - S^i) + [e(P^i)]^T \nabla V_e \right) &= 0 \\
 \nabla \cdot \left([e(P^i)] (\mathcal{B}u - S^i) - [\epsilon^S] \nabla V_e + P^i \right) &= 0.
 \end{aligned}$$

Dabei bezeichnet u den Vektor der mechanischen Verschiebungen, V_e das skalare elektrische Potential und \mathcal{B} den entsprechenden Differentialoperator. Für die effiziente Lösung wurde ein spezielles Finite-Elemente-Verfahren entwickelt [3].

3. Messtechnische Validierung des numerischen Verfahrens

Für die Validierung des o. g. Finite-Elemente-Verfahrens wurden numerische Simulationen und Messungen an einem piezoelektrischen Stapelaktor durchgeführt (Bild 2). Der Stapelaktor besteht aus 360 Schichten, welche eine Dicke von je 80µm aufweisen. Die mechanischen, dielektrischen und piezo-elektrischen Materialparameter wurden zunächst mit unserem in [4] vorgestellten inversen, auf elektrischen Impedanzmessungen basierenden Verfahren ermittelt. Zusätzlich wurde bei einer dreiecksförmigen Ansteuerung mit wachsender Spannungsamplitude sowohl der elektrische Strom als auch die mechanische Auslenkung des Aktors gemessen.

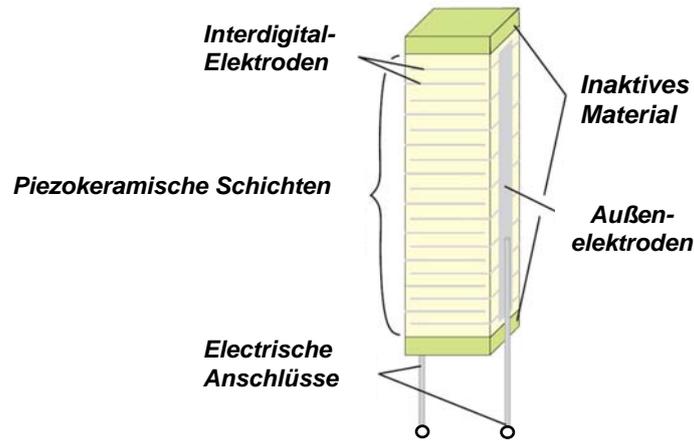


Bild 2: Aufbau des piezoelektrischen Stapelaktors

Mit diesen Messdaten ist es dann möglich, die für den Hysteresoperator notwendige Preisach-Verteilungsfunktion (Bild 3) sowie die Polynomkoeffizienten β_i (siehe obige Gleichung zur Definition des Hysteresoperators) zur Beschreibung der irreversiblen Dehnung zu identifizieren.

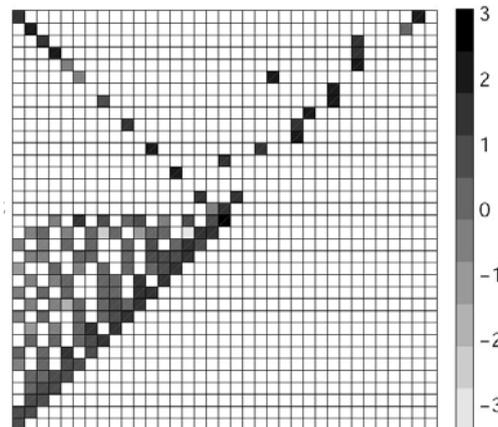


Bild 3: Preisach-Verteilungsfunktion (logarithmische Skala)

Bild 4 zeigt die gemessene und simulierte Polarisation sowie die mechanische Dehnung des Aktors bei einer zeitlich treppenförmigen Ansteuerung.

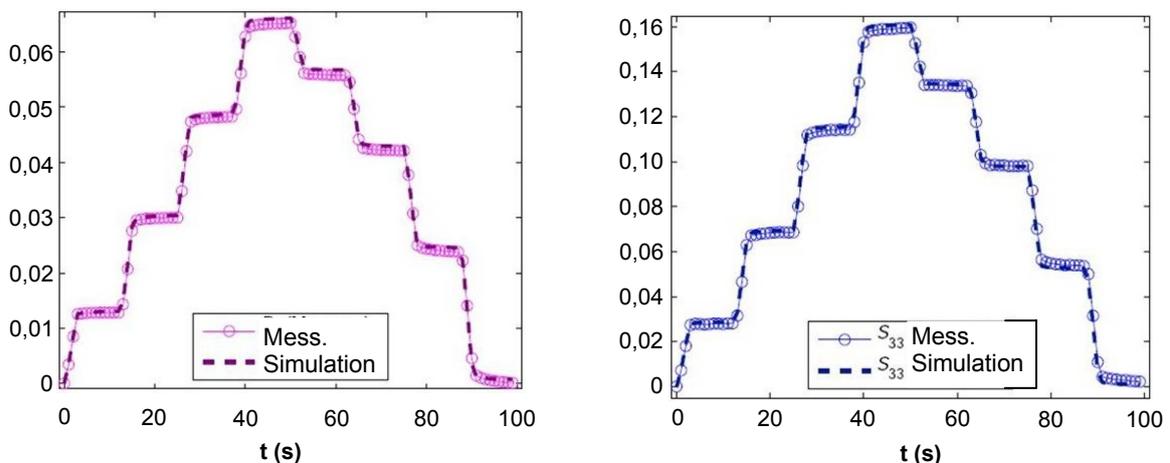


Bild 4: Polarisation und mechanische Dehnung bei zeitlich treppenförmiger Spannungsanregung

4. Charakterisierung von piezokeramischen Modulen in Aluminium-Druckgusstechnik

Um den Einfluss eines Druckgussprozesses auf die Eigenschaften von Piezopatches, insbesondere im Hinblick auf den Polarisationszustand zu klären, wurden mehrere Piezopatches vor dem Eingießen hinsichtlich ihrer Materialeigenschaften untersucht (Bild 5).

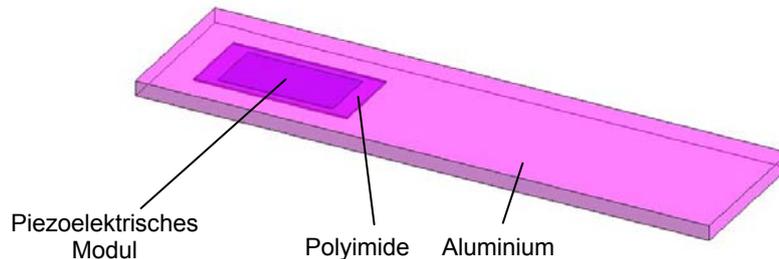


Bild 5: In Aluminium eingegossener Piezopatch [7]

Dazu wurde zunächst die elektrische Eingangsimpedanz des originären Piezopatches als Funktion der Frequenz aufgezeichnet (Bild 6a). Anhand von Resonanz- und Antiresonanzstellen kann man, wie üblich, den entsprechenden elektromechanischen Koppelfaktor ermitteln. Nach dem Eingießen waren die Resonanz- und Antiresonanzimpedanzwerte nur noch schwach ausgeprägt (Bild 7). Daher wurde zunächst vermutet, dass die Piezokeramik infolge der erhöhten Temperatur während des Druckgussprozesses depolarisiert wurde. Eine entsprechende FE-Rechnung belegte jedoch, dass dies nicht zwingend der Fall sein muss, da auch der intakte (in der FE-Rechnung wurde volle Polarisation angenommen) Verbund (umgossener Piezopatch) sehr ähnliche Impedanzwerte zeigt (Bild 7). Die Reduzierung der Resonanz- und Antiresonanzimpedanzwerte bezüglich ihrer Amplitudendynamik lässt sich also physikalisch allein mit den mechanischen Eigenschaften (geklemmter Piezopatch) des Verbundes begründen. D.h. es blieb noch zu klären, ob die Piezokeramik nicht doch zumindest teilweise infolge des Druckgussprozesses depolarisiert wurde oder nicht. Dazu wurde diese wieder vorsichtig aus dem Aluminiumguss ausgegraben und nochmals impedanzmäßig vermessen (Bild 6b). Der Vergleich der Impedanzkurven vor dem Druckgießen und nach dem Ausgraben (freigelegter Piezopatch) zeigen, dass keine wesentliche Depolarisierung während des Eingießens stattfindet. Das Nachpolarisieren bringt keine nennenswerte Erhöhung der Piezoaktivität mehr, ein Phänomen, das allerdings von der Curietemperatur des gerade verwendeten Materials sowie den Prozessparametern des Druckgussprozesses abhängig sein dürfte.

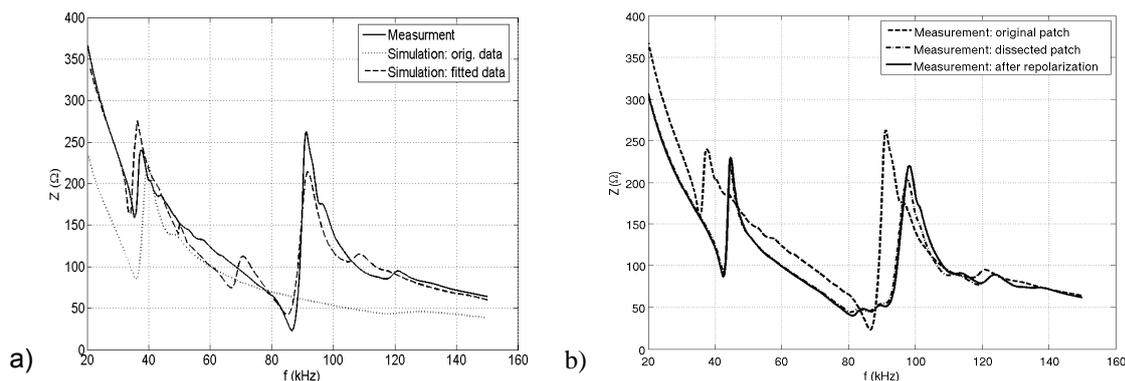


Bild 6: Elektrische Eingangsimpedanz eines adaptiven Werkstoffverbundes [7]: a) Piezopatch vor dem Eingießen (orig. data: FE-Rechnung mit Materialangaben des Herstellers; fitted data: FE-Rechnung mit nach inversem Verfahren ermittelten Daten); b) ausgegrabenener Piezopatch ohne und mit Nachpolarisierung im Vergleich zum Original vor dem Eingießen

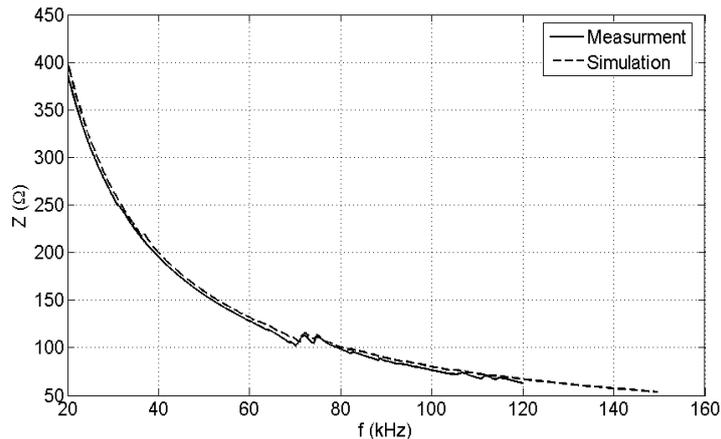


Bild 7: in Aluminium eingegossener Piezopatch (Druckgussverfahren aus TP B3)

5. Zusammenfassung und Ausblick

Es wurde ein Finite-Elemente-Verfahren vorgestellt, das auf einem thermodynamisch konsistenten Materialmodell aufbaut, bei welchem die dielektrische Verschiebung und die mechanische Dehnung in einen reversiblen und einen irreversiblen Anteil zerlegt werden. Dabei wird der irreversible Anteil der dielektrischen Verschiebung (entspricht der elektrischen Polarisation) aus der Historie des elektrischen Feldes heraus mit Hilfe eines Preisach-Operators ermittelt. Dieses Hysteresemodell wurde in ein Finite-Elemente-Programm implementiert und anhand von Messungen an einem piezoelektrischen Stapelaktor, der zur Kraftstoffeinspritzung genutzt wird, messtechnisch validiert.

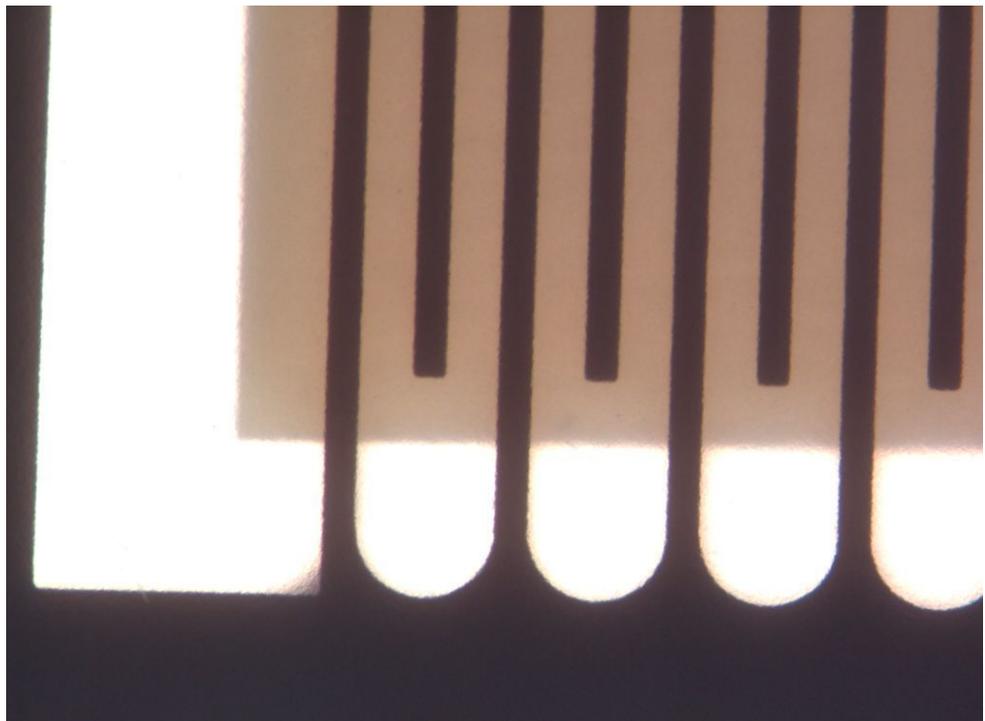
Desweiteren wurden in Aluminium-Druckgusstechnik hergestellte Verbundwerkstoffe, bestehend aus kommerziellen Piezopatches (Piezokeramik in Polyimidhülle), die in Aluminium eingegossen werden, im Hinblick auf ihre Materialeigenschaften untersucht. Dazu war es notwendig, ein eigens für diesen Zweck entwickeltes inverses Verfahren zur Bestimmung der entsprechenden Materialtensoren einzusetzen. Im Zuge der Anwendung dieses Verfahrens mussten sehr genaue FE-Berechnungen des Piezokeramik-Kunststoff-Metallverbundes vorgenommen werden. Mit Hilfe dieser Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass die Piezokeramik beim Druckgießen weder depolarisiert noch sonst irgendwie beschädigt wird.

In künftigen Arbeiten soll neben den hier behandelten Hystereseigenschaften der Piezokeramiken auch deren Kriechverhalten modelliert werden.

6. Literatur

- [1] T. Hegewald; B. Kaltenbacher; M. Kaltenbacher; R. Lerch: Efficient Modeling of Ferroelectric Behavior for the Analysis of Piezoceramic Actuators. *Journal of Intelligent Materials, Systems and Structures*, 2007, (in print).
- [2] B. Kaltenbacher; M. Kaltenbacher: Modelling and iterative identification of hysteresis via Preisach operators in PDEs. In *RICAM book series*, 2007, (refereed in print).
- [3] M. Kaltenbacher; B. Kaltenbacher; T. Hegewald; R. Lerch: Enhanced Finite Element Scheme for Non-linear Piezoelectricity. *IEEE Ultrasonics Symposium*, New York, October 2007.
- [4] B. Kaltenbacher; T. Lahmer; M. Mohr; M. Kaltenbacher: PDE based determination of piezoelectric material tensors. *European Journal of Applied Mathematics*, 2006, Vol. 17, Issue 4, pp. 383-416.
- [6] M. Kamlah; U. Böhrer: Finite element analysis of piezoelectric components taking into account ferroelectric hysteresis behaviour. *Int. Journal of Solids and Structures*, 2001, Vol. 38, pp. 605-633.
- [7] V. Bräutigam; C. Körner; R. F. Singer; M. Kaltenbacher; M. Meiler; R. Lerch: Smart structural components by the integration of sensor/actuator-modules in die castings. In *Proceedings of SPIE 14th Int. symposium on smart structures and materials & nondestructive evaluation and health monitoring*, 2007, San Diego.

Prozesskette Faserverbund



Numerische und experimentelle Studien zur Entwicklung thermoplastverbundkompatibler Piezokeramik-Module

W. Hufenbach, M. Gude, C. Kirvel, T. Heber

1. Abstract

Für die großserienfähige Fertigung adaptiver faserverstärkter Kunststoffverbundstrukturen kommt der Entwicklung von neuartigen thermoplastverbundkompatiblen Piezokeramik-Modulen (TPM) eine entscheidende Bedeutung zu. Umfangreiche numerische und experimentelle Studien dienen zur systematischen Entwicklung von TPM, deren thermoplastische Trägerfolie aus Polyetheretherketon (PEEK) bzw. Polyamid (PA) bereits auf den Matrixwerkstoff des „passiven“ faserverstärkten Thermoplastverbundes angepasst ist. Die durchgeführten Studien geben Aufschluss über den Einfluss geometrischer und technologischer Parameter auf Gestalt und Leistungsfähigkeit des konsolidierten und polarisierten TPM. Neben der numerisch basierten Eigenspannungsanalyse und Sensitivitätsanalyse geometrischer Einflussfaktoren werden zur gezielten Auswertung experimenteller Fertigungsstudien sowohl zerstörungsfreie Prüfmethode, wie Ultraschall- und Röntgenanalyse, als auch zerstörende Prüfmethode, wie z.B. die mikroskopische Schlibfbildanalyse, herangezogen.

2. Einleitung

Moderne faserverstärkte Kunststoffe verlangen neben ökonomischen und reproduzierbaren Herstellungsverfahren oftmals nach einem Höchstmaß an Funktionsintegration etwa zur gezielten Steuerung des statischen, dynamischen und vibroakustischen Verhaltens von Verbundstrukturen mit Hilfe von piezokeramischen Aktuatoren. Derzeit werden bei der Fertigung adaptiver Leichtbaukomponenten aus Verbundwerkstoffen die piezokeramischen Funktionsmodule überwiegend klebtechnisch erst nach der Strukturherstellung in einem zusätzlichen aufwändigen Montageschritt appliziert. Für den großserienfähigen Einsatz derartiger Leichtbaukomponenten ist jedoch ein Übergang von der montageorientierten zur technologieorientierten Aktuatorintegration notwendig.

Hierfür werden neuartige piezoelektrische Aktuatoren mit einer an das Verbundbauteil angepassten thermoplastischen Trägerfolie entwickelt (Bild 1), welche für die Herstellung in einem kontinuierlichen Fertigungsprozess geeignet sind und eine werkstofflich homogene Integration in faserverstärkte Thermoplastverbunde ermöglichen.

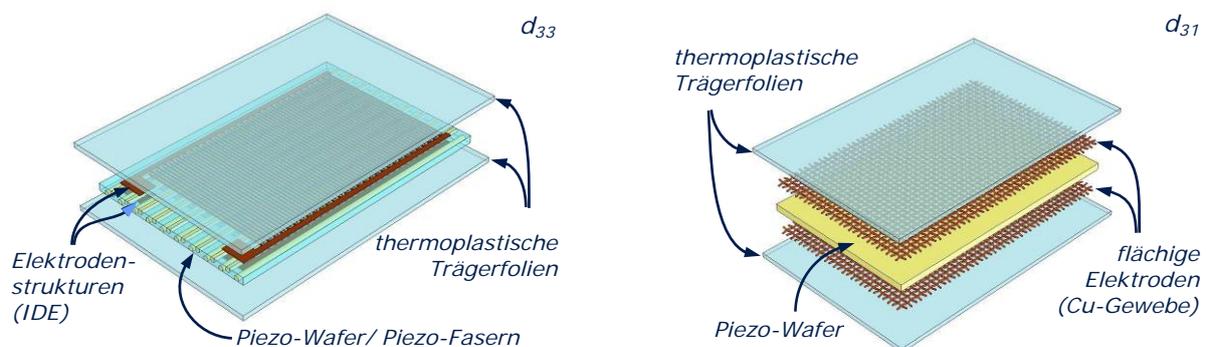


Bild 1: Prinzipieller Schichtaufbau von TPM mit d_{33} - und d_{31} -Wirkprinzip

Das TPM besteht aus einer piezokeramischen Komponente, welche als Piezo-Wafer oder auch als Verbund aus piezokeramischen Fasern und Thermoplastmatrix ausgeführt sein kann. Die Piezokeramikschiicht wird beidseitig je nach piezoelektrischem Wirkprinzip von fingerartigen Elektrodenstrukturen (hier: IDE – inter digitated electrode) oder flächigen Elektroden umschlossen, über die das elektrische Feld in der Funktionskeramik induziert wird. Abgeschlossen wird der Aufbau durch thermoplastische Trägerfolien, welche durch gezieltes Aufschmelzen und Konsolidieren in einem Heißpressprozess die Verbindung der einzelnen Komponenten gewährleisten.

3. Numerische Untersuchung geometrischer Einflüsse

Der Gestaltung der Elektrodengeometrie kommt insbesondere bei d_{33} -Aktuatoren hinsichtlich der realisierbaren Aktuatordehnung eine entscheidende Bedeutung zu. Hierzu wurden im Rahmen der Auslegung der TPM mittels numerischer Berechnungen mit dem Programmpaket ANSYS umfangreiche Parameterstudien hinsichtlich vorteilhafter Elektrodenbreite, Elektrodenabstand und zulässigem Elektrodenversatz unter Berücksichtigung fertigungsbedingter Restriktionen durchgeführt.

Die Einflüsse von Elektrodenbreite und Elektrodenabstand der hier berücksichtigten IDE-Strukturen auf die Leistungsfähigkeit des TPM wurden im Gesamtverbund simuliert, wobei eine konstante Dicke der Piezokeramikschiicht und ein konstantes elektrisches Feld als Ausgangsbasis dienen. In Bild 2 ist der Einfluss ausgewählter Geometrieparameter auf die resultierende Aktuatordehnung sowie die erforderliche Betriebsspannung zur Erzeugung eines konstanten elektrischen Feldes von 3,1 kV/mm. aufgezeigt

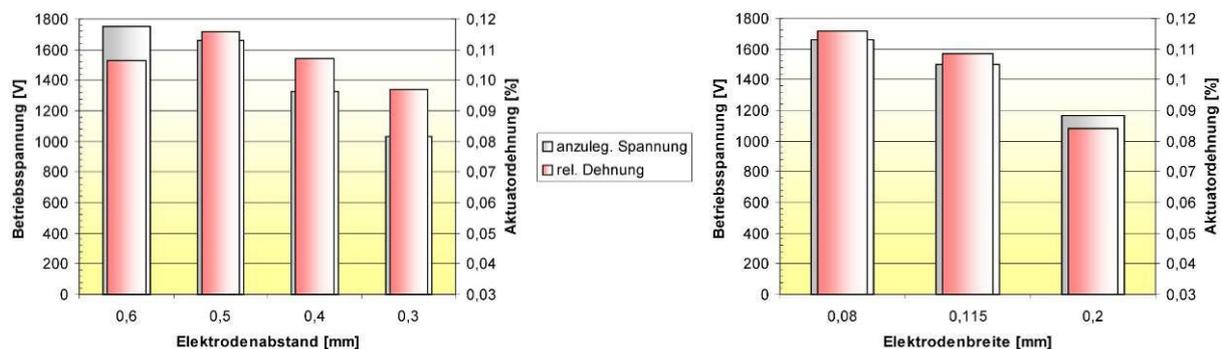


Bild 2: Ausgewählte Ergebnisse der Parameterstudie zur optimalen Gestaltung der Elektrodenstruktur bei konst. Elektrodenbreite von 0,08 mm (links) bzw. bei konst. Elektrodenabstand von 0,5 mm (rechts)

Bei der Variation des Elektrodenabstandes bei konstanter Elektrodenbreite stellt sich unter den gegebenen Bedingungen ein Elektrodenabstand von 0,5 mm als Optimum heraus. Bei kleineren Elektrodenabständen schwindet der Anteil aktiver Bereiche der Piezokeramik, so dass eine Leistungsabnahme des Aktuators eintritt. Eine weitere Vergrößerung des Elektrodenabstandes führt zur verstärkten Streuung des elektrischen Feldes und somit ebenfalls zur Leistungsabnahme.

Als sehr günstige Elektrodenbreite ergibt sich aus den Studien ein Wert von 0,08 mm. Diese sehr feine Geometrie wurde auch hinsichtlich ihrer technischen Realisierbarkeit bereits untersucht. Unterschiedliche additive und subtraktive Verfahren zur Realisierung der Elektrodenstrukturen (Bild 3) mit den ermittelten geometrischen Parametern wurden in experimentellen Versuchen bewertet. Für die Metallisierung von PEEK-Trägerfolien hat sich dabei ein subtraktives Verfahren aufgrund der geometrischen Genauigkeit sowie der resultierenden Haftfestigkeit der IDE-Strukturen als sehr vorteilhaft herausgestellt.

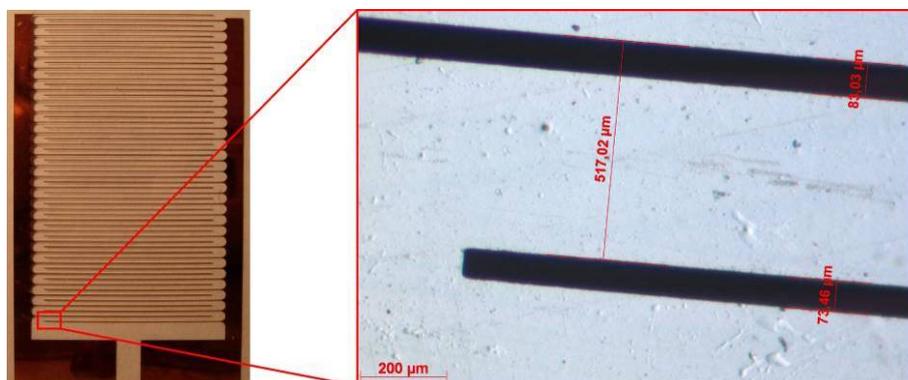


Bild 3: Cu-Elektrodenstrukturen auf PEEK-Folie mit 0,08 mm Elektrodenbreite und 0,5 mm Elektrodenabstand

Neben den bereits genannten Einflussfaktoren kommt der deckungsgleichen Positionierung von oberer und unterer IDE eine wesentliche Bedeutung zu. Hierbei ist bedingt durch die Feldrichtung der Versatz der Trägerfolien und damit der oberen und unteren Elektrodenstruktur in x-Richtung die maßgebliche qualitätsbestimmende Größe (Bild 4).

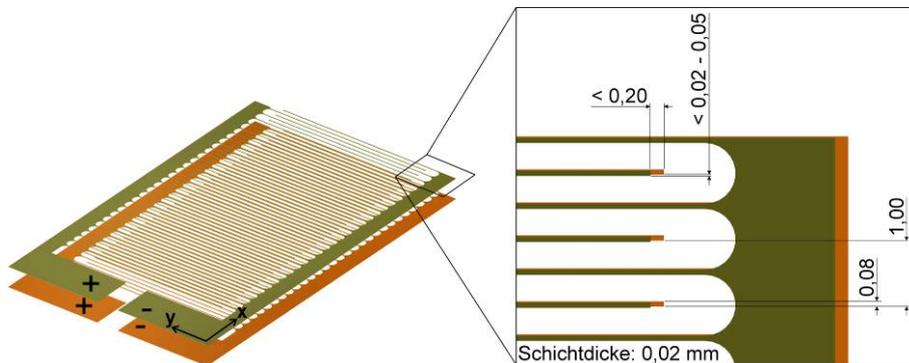


Bild 4: Positionierung und notwendige Positioniergenauigkeiten von oberer und unterer Elektrodenstruktur

Der Einfluss des fertigungsbedingten Versatzes auf die resultierende Aktuatordehnung des TPM ist in dargestellt. Die Aktuatordehnung fällt mit zunehmendem Versatz der Elektrodenstruktur stark ab. Im Falle eines Elektrodenversatzes von etwa 0,25 mm ist die maximale Dehnung des TPM bereits um 30 % gegenüber einer idealen Elektrodenpositionierung reduziert. Bei einer zulässigen Abnahme der Aktuatordehnung von unter 5 % gegenüber der Aktuatordehnung eines TPM mit ideal positionierter Elektrodenstruktur ergibt sich ein zulässiger Versatz senkrecht zu den Elektroden von maximal $\pm 50\ \mu\text{m}$. Ein Versatz der oberen und unteren Elektrodenstruktur in y-Richtung ist für die Aktuatorleistungsfähigkeit von untergeordneter Bedeutung und wird mit einer Toleranz von $\pm 0,2\text{ mm}$ begrenzt (Bild 4).

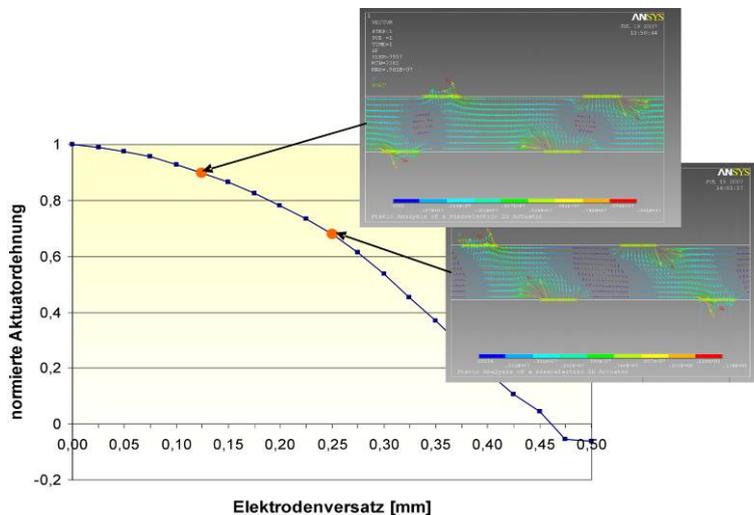


Bild 5: Einfluss des Elektrodenversatzes in x-Richtung auf die Aktuatordehnung mit Feldliniendarstellung über den TPM-Querschnitt 0

4. Simulation des Konsolidierungsprozesses

Neben den Studien zum Einfluss geometrischer Parameter auf die Leistungsfähigkeit des thermoplastverbundkompatiblen Piezokeramik-Moduls ist auch die Untersuchung fertigungsbedingter Einflüsse von großer Wichtigkeit. Im Speziellen wurde hier die durch den Konsolidierungsprozess bedingte und auf die unterschiedlichen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten der einzelnen Keramik-, Metall- und Thermoplastkomponenten zurückzuführende thermisch bedingte Induzierung von Eigenspannungen betrachtet. In Bild 6 sind die thermisch induzierten Eigenspannungsfelder in einem 2D-Halbmodell des TPM-Querschnittes veranschaulicht, welche sich während der Abkühlung der Thermoplastmatrix bis zur Rekristallisationstemperatur aufbauen. Die Eigenspannungen sind stark von der geometrischen Gestaltung, der verwendeten Werkstoffe des TPM sowie der Prozessparameter abhängig.

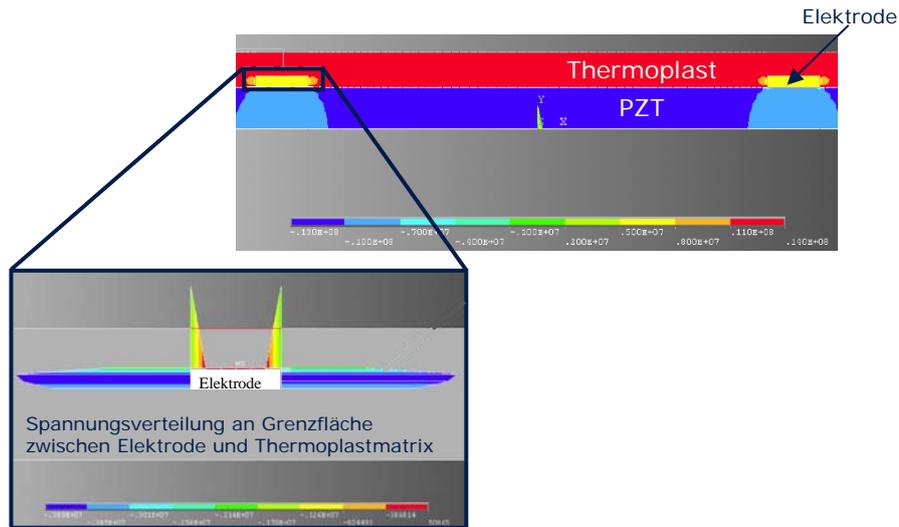


Bild 6: Qualitativer Verlauf der thermisch induzierten Eigenspannungen über den TPM-Querschnitt 0

Rein qualitativ ist das Verbleiben von Zugeigenspannungen in der Thermoplastmatrix und Druckeigenspannungen in dem PZT-Wafer (Blei-Zirkonat-Titanat) nach der Abkühlung zu erkennen. An den Kontaktflächen zwischen Elektrodenstruktur und Thermoplastmatrix sind ebenfalls Zugeigenspannungen vorherrschend. Quantitativ wurden verschiedene realistische Szenarien über die Variation der Schichtdicken von PZT-Schicht und Thermoplastfolie jeweils für PA- und PEEK-Matrix untersucht, wobei die im TPM-Verbund induzierten Eigenspannungen in allen Fällen als unkritisch bzw. im Fall der Druckeigenspannungen in der piezokeramischen Komponente sogar als festigkeitssteigernd zu bewerten sind.

5. Experimentelle Fertigungsstudien

Zur Verifizierung der Simulationsergebnisse wurden experimentelle Studien zur Fertigung von TPM vorgenommen, die zudem weitere Aussagen hinsichtlich der zu beachtenden Prozessparameter liefern sollen. Als Trägermaterial wird für TPM mit d_{33} -Wirkprinzip PEEK-Folie verwendet, auf die eigens mittels subtraktiver Verfahren Elektrodenstrukturen mit den oben angegebenen geometrischen Größen appliziert wurden. Konsolidierungsversuche bei ca. 370 °C unter Vakuumunterstützung und anschließende Prüfungen der TPM zeigen, dass die Aufschmelzung und Konsolidierung der PEEK-Matrix ohne Schädigung der PZT-Schicht und ohne Deformation der IDE-Struktur durchgeführt werden kann (Bild 7). Bei der nachgeschalteten Polarisierung des TPM traten jedoch noch vor Erreichen der Polarisationsspannung Spannungsdurchschläge auf, welche auf Lufteinschlüsse zwischen PEEK-Folie und Keramikschicht zurückzuführen sind, die sich auch anhand von Querschnittsmikroskopie und Ultraschallanalyse des TPM nachweisen lassen.

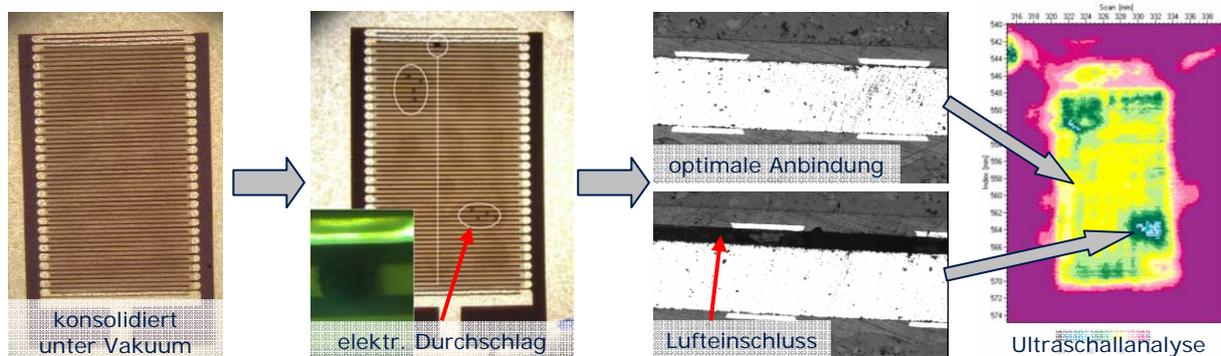


Bild7: TPM-Fertigungsstudie mit PEEK-Matrix, Fingerelektroden und PZT-Wafer 0

Durch Optimierung der Prozessparameter und Analyse der Grenzflächenhaftung zwischen Thermoplastmatrix und PZT-Keramik mittels Schälversuchen konnten die oben beschriebenen Anbindungsprobleme eliminiert werden. Unter den angepassten Prozessparametern wurden Demonstratoren mit optimaler Matrixanbindung über das gesamte TPM hergestellt. Die Röntgenanalyse eines solchen TPM (Bild 8) zeigt keine Schädigung der PZT-Schicht. Zur Gewährleistung der Dimensionsstabilität der Elektrodenfinger und Vermeidung von Kurzschlüssen sind Zonen innerhalb des TPM ohne anliegende Keramikschicht auszuschließen.

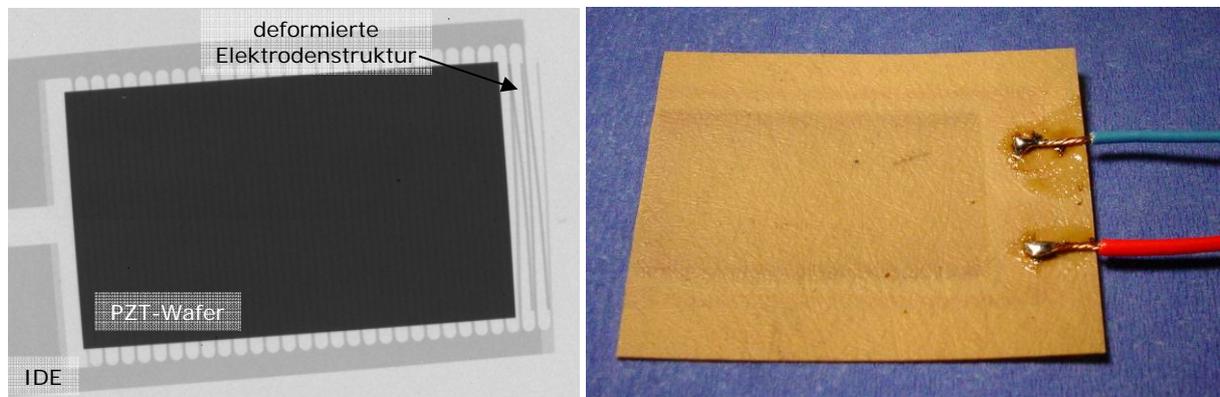


Bild 8: Röntgenanalyse (links) eines einsatzfähigen TPM (rechts)

Die Polarisierung des in Bild 8 dargestellten TPM mit d_{33} -Wirkprinzip und PEEK-Matrixsystem konnte ohne Probleme mit einer mittleren elektrischen Feldstärke von 3,1 kV/mm erfolgen. Untersuchungen zur quantitativen Bewertung des Leistungsvermögens des TPM werden derzeit unter Verwendung des Grauwertkorrelationsverfahrens zur optischen Ermittlung der elektrisch induzierten Dehnung durchgeführt.

Parallel zur Fertigung von TPM mit d_{33} -Wirkprinzip konzentrierten sich weitere Studien auf die Entwicklung von TPM mit d_{31} -Wirkprinzip. Die entsprechenden Aufbauten unterscheiden sich gegenüber den oben beschriebenen in der Art ihrer Elektrodenstruktur, da die Fingerelektroden (IDE) durch flächige Elektrodenstrukturen ersetzt werden. Erste Fertigungsstudien erfolgten anhand eines d_{31} -Aktuators mit Polyamid als thermoplastischen Trägerfolienwerkstoff. Der Schichtaufbau des Aktuators (Bild 9) setzt sich aus einer dünnen PZT-Keramikschrift in der Mittelebene umgeben von flächigen Elektroden in Form von Kupfergewebe zusammen. Zur optimalen Kontaktierung von PZT und Kupfergewebe ist die PZT-Keramik zusätzlich mit einer dünnen Silberleitschicht überzogen. Abgeschlossen wird der Aufbau von beiden Seiten durch ca. 0,2 mm starke PA-Folie.

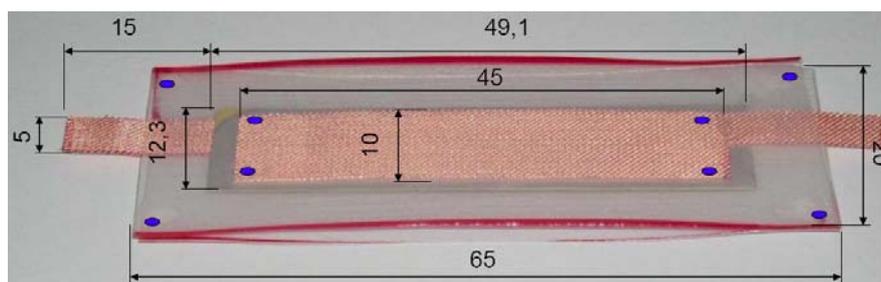


Bild 9: Aufbau eines d_{31} -TPM auf PA-Basis

Versuche im Autoklaven haben gezeigt, dass bei der Verwendung von gegenüber der Atmosphäre erhöhten Fertigungsdrücken die vollständige Zerstörung der spröden Keramikschrift sehr wahrscheinlich ist, da aufbaubedingt versagenskritische Biegebeanspruchungen in der Keramikschrift auftreten. Zielführend war hingegen eine Konsolidierung in einem modifizierten Vakuumsackverfahren mit Hilfe eines Infrarotstrahlerfeldes bei 270 °C und atmosphärischem Druck. Im Anschluss wurde das konsolidierte TPM bei einer Eingangsspannung von 630 V polarisiert, die hier zu einem elektrischen Feld mit einer Stärke von ca. 3 kV/mm führt. Um erste Aussagen zu Funktion und Leistungsfähigkeit des d_{31} -Piezokeramik-Modul treffen zu können, wurde das Verformungsverhalten mittels optischer Messtechnik anhand des Grauwertkorrelationsverfahrens unter Beaufschlagung verschiedener Betriebsspannungen analysiert (Bild 10). Die elektrisch induzierten erzielten Dehnungen des TPM liegen im Bereich der Dehnungen handelsüblicher d_{31} -Aktuatoren.

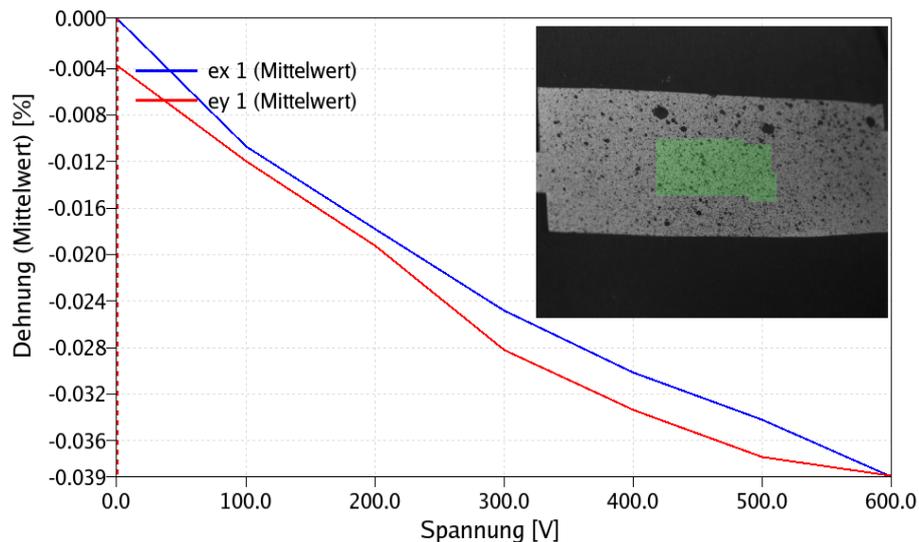


Bild 10: Optische Detektion der Längs- und Querdehnung eines TPM mittels Grauwertkorrelation

6. Zusammenfassung

Neuartige thermoplastverbundkompatible Piezokeramik-Module bieten den Vorteil einer werkstofflich homogenen Integration in faserverstärkte Thermoplastverbunde für die großserienfähige Fertigung von adaptiven Leichtbaustrukturen. Aufbauend auf umfangreichen experimentellen und theoretischen Untersuchungen zur Konzeption von d_{33} - und d_{31} -Piezokeramik-Modulen wurden vorteilhafte geometrische und werkstoffliche Gestaltungsvarianten neuer TPM erarbeitet. Begleitende Simulationsrechnungen und Fertigungsstudien belegen die Möglichkeiten zur gezielten Ausnutzung von Druckeigenspannungen in der piezokeramischen Komponente, zur beanspruchungsgerechten Metallisierung von thermoplastischen Trägerfolien mit strukturierten Elektroden hoher Dimensionsstabilität sowie zur nachträglichen Polarisierung der Piezokeramiken.

7. Danksagung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung der Forschungsarbeiten im Rahmen des Sonderforschungsbereiches Transregio 39 (SFB/TR 39).

8. Referenzen

- [1] Gude, M.; Hufenbach, W.; Modler, N.; Kirvel, C.: Novel function-integrated lightweight solutions based on textile-reinforced thermoplastic composites and material-adapted piezoceramic actuator modules. *XVIIIth Physical Metallurgy and Materials Science Conference - AMT 2007*, 18-21 June 2007, Warsaw-Jachranka, Poland
- [2] Hufenbach, W.; Gude, M.; Täger, O.; Modler, N.; Dannemann, M.; Kirvel, C.; Winkler, A.; Heber, T.: Innovative Lightweight Solutions by Textile Reinforced Thermoplastic Composites with Embedded Material-Adapted Piezoceramic Actuator Modules. *International Symposium on Piezocomposite Applications ISPA 2007*, Dresden, Volkswagen „Gläserne Manufaktur“, September 27-28, 2007

Untersuchungen zur Integration von werkstoffkompatiblen Piezokeramik-Modulen in faserverstärkte Thermoplastverbunde

W. Hufenbach, O. Täger, A. Winkler

1. Abstract

Die ständig steigenden Komfortansprüche sowie die Notwendigkeit zur Gewichtsreduktion und Funktionsintegration stellen entscheidende Einflussfaktoren bei der Entwicklung neuer Leichtbaukonzepte im Maschinen- und Fahrzeugbau sowie in der Medizintechnik dar. In diesem Spannungsfeld kommt dem Einsatz neuartiger aktiver thermoplastischer Faserverbunde mit werkstoffintegrierten Piezokeramik-Modulen eine besondere Bedeutung zu. Im Vergleich zu den klassischen passiven Werkstoffgruppen bieten diese aktiven Verbundwerkstoffe eine sehr große Flexibilität zur gezielten Anpassung bereits der Werkstoffstruktur an mechanische und akustische Belastungen [1], [2]. Grundlegende Voraussetzung für einen Einsatz derartiger aktiver Thermoplastverbunde in Großserienanwendung ist die Bereitstellung geeigneter serientauglicher und robuster Fertigungsprozesse [3]. Das Ziel der Untersuchungen ist daher die Entwicklung eines durchgängigen Verarbeitungsverfahrens von endlosfaser- bzw. textilverstärkten thermoplastischen Faserverbundhalbzeugen mit bereits vorkonfektionierten und thermoplastverbundkompatiblen Piezokeramik-Modulen (TPM) zu einem funktionsfähigen aktiven Bauteil. Dieses sogenannte Direktverfahren basiert auf der Heißpresstechnologie und vermeidet nachgeschaltete Fertigungsschritte, so dass kurze Zykluszeiten erreicht werden können. Ein Schwerpunkt der Entwicklungsarbeiten ist die Realisierung einer gezielten Positionierung sowie einer werkstoff- und verfahrensgerechten Integration der TPM. Darüber hinaus werden zur Analyse des Einflusses der verschiedenen Prozessparameter auf das Interface zwischen Matrix, Verstärkungsmaterial und Piezokeramik vielfältige Press- und Einbettungsversuche sowie begleitende Materialcharakterisierungen durchgeführt. Diese Untersuchungen bilden die Grundlage für eine werkstoff- und verarbeitungsgerechte Auslegung der heterogenen Faser-Matrix-Aktor-Verbunde (FMA), so dass lokale versagenskritische Verformungen der TPM während des Pressprozesses verhindert werden können.

2. Konzeption einer werkstoffgerechten Prozesskette

Das übergeordnete Ziel der zu entwickelnden Prozesskette ist die Realisierung kurzer Zykluszeiten bei der Verarbeitung von thermoplastischen Faserverbunden mit integrierten TPM. Dazu bietet die Heißpresstechnologie in Verbindung mit einem auf die thermoplastischen Matrices und Piezokeramiken angepassten Vorheizprozess spezifische Vorteile. Ausgangspunkt ist hierbei ein „Filmstacking“-Verbund, der aus einzelnen Lagen von Thermoplastfolien (PA bzw. PEEK), Verstärkungsmaterial (z.B. unidirektionale bzw. textile Verstärkung) und metallisierten Thermoplastfolien mit kontaktierten TPM aufgebaut wird (Bild 1, [4]).

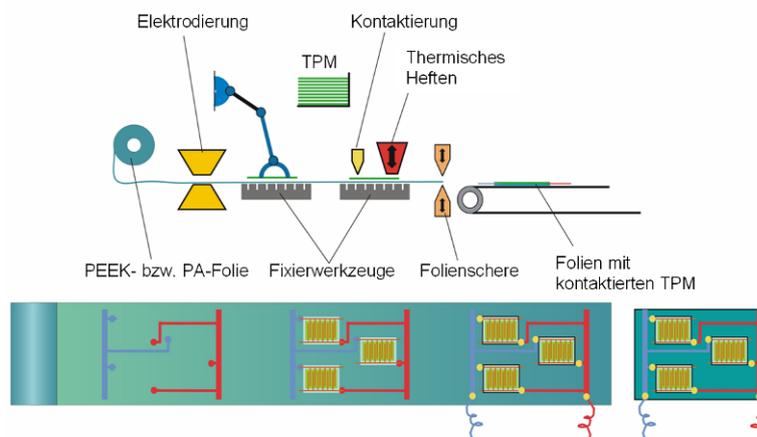


Bild 1: Prozesskette zur Elektrodeierung und Kontaktierung

Dieser Filmstacking-Verbund wird dann in einer speziellen Vorheizstation auf Verarbeitungstemperatur erwärmt und anschließend in das Werkzeug einer Multifunktions-Schnellhub-Presse eingelegt. Während des Pressprozesses erfolgt eine Online-Polarisierung der integrierten Piezokeramiken durch Anlegen eines elektrischen Feldes (Bild 2, [2, 3, 5-8]).

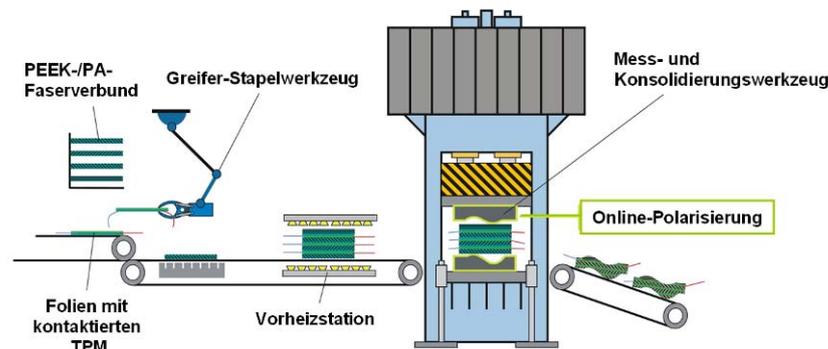


Bild 2: Aufbau des aktiven PEEK- bzw. PA-Faserverbundes mit integrierten TPM, Konsolidierung und Online-Polarisierung

3. Pressversuche

Zur experimentellen Identifizierung der wesentlichen Prozessparameter wie etwa Temperatur, Pressdruck und Presszeit, sowie des Einflusses unterschiedlicher Filmstacking-Varianten auf die Qualität des FMA-Verbundes wurden vielfältige Pressversuche durchgeführt. Zu Beginn der Untersuchungen sind zunächst als Aktor-Module kommerzielle Macro Fiber Composites (MFC) mit einer Trägerfolie aus Polyester verwendet worden. Diese MFC sowie Thermoplastfolien und Glasfasergewebelagen dienten zum Aufbau verschiedener Filmstacking-Verbunde, wobei unterschiedliche Schichtanzahlen und Faservolumenanteile realisiert wurden (siehe Bild 3). Die Weiterverarbeitung derartiger Verbunde erfolgte dann in einer Heißpresse.

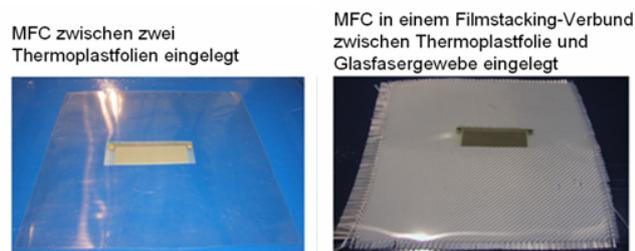


Bild 3: Ausgewählte Filmstacking-Varianten mit eingelegten MFC

Zur Analyse der Piezokeramiken nach dem Pressprozess sind die gefertigten Probeplatten mittels Röntgen und Mikroskopie untersucht worden (Bild 4). Infolge der Unebenheiten der Werkzeugoberfläche und der stattfindenden Mikrodrapierung der MFC im Glasfasergewebe werden im Pressprozess die Piezokeramikfasern so belastet, dass sie teilweise brechen. Der Faserbruch ist in den Röntgenaufnahmen eindeutig identifizierbar (Bild 4 oben). Die Auflichtmikroskopie diente zur Bestimmung der Qualität der Konsolidierung bzw. Einbettung der MFC in den Verbund. Hierbei hat sich gezeigt, dass die eingesetzte Polyesterfolie der MFC aufgrund der hohen Verarbeitungstemperaturen degeneriert und Hohlräume hinterlässt (Bild 4 unten).

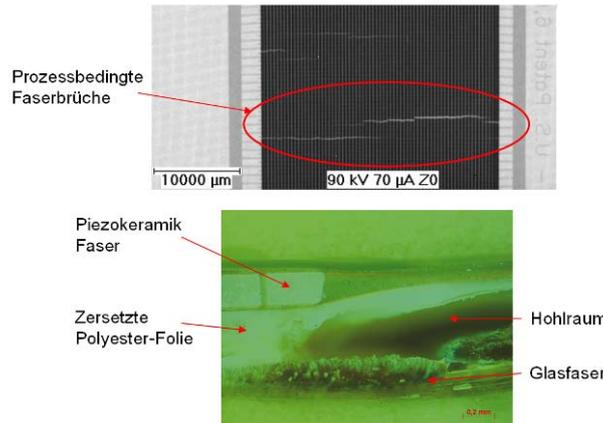


Bild 4: Röntgen- und Mikroskopieaufnahme eines MFC eingebettet und verpresst in einem Filmstacking-Verbund

4. Untersuchungen zur Einbettung von Piezokeramik-Elementen in Filmstacking-Verbunde

Die Pressversuche haben gezeigt, dass die Piezokeramikfasern von Aktor-Modulen, die direkt auf die Gewebelagen aufgebracht und nicht in das umgebende Material eingebettet wurden, durch das flächige Verpressen stark beansprucht werden. Als Lösungsansatz bietet sich hier ein Aussparen des entsprechenden Funktionsmodulvolumens im Filmstacking-Verbund an, um so eine möglichst gleichmäßige Oberfläche im Presswerkzeug zu erzielen. Hierzu sind umfangreiche Studien auf Basis verschiedener „Einbettungsvarianten“ durchgeführt worden (siehe Bild 5).

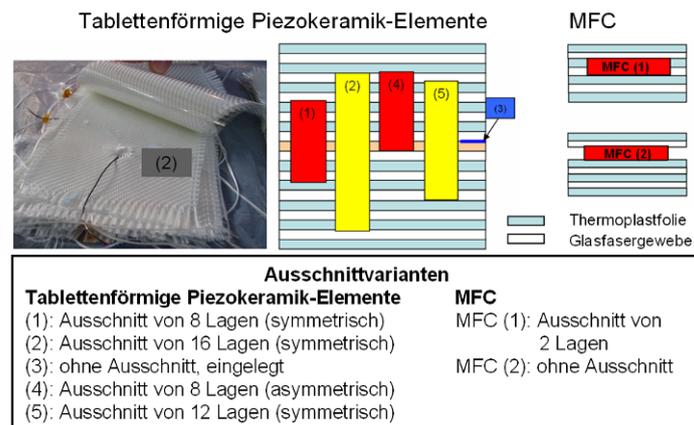


Bild 5: Einbettversuche – Unterschiedliche Ausschnittvarianten der Filmstacking-Verbund-Lagen

Ähnlich wie bei den Pressversuchen wurden herkömmliche MFC mit Polyesterfolie und Filmstacking-Verbunde mit Thermoplastfolien sowie Glasfasergewebe eingesetzt. Zusätzlich sind tablettenförmige Piezokeramik-Elemente in die Verbunde eingebettet worden. Zur Reduzierung der lokalen Überhöhungen durch die eingefügten MFC bzw. Piezokeramik-Elemente wurden verschieden große Ausschnitte im Lagenaufbau der Filmstacking-Verbunde vorgesehen (siehe Kasten in Bild 5). Um unterschiedliche Druckprofile und damit die Eignung der untersuchten Ausschnitte gezielt zu analysieren, wurden die Pressversuche im Autoklav durchgeführt. Hier ist eine Einstellung sowohl gleichmäßiger (Verwendung von Vakuumfolie) als auch lokal überhöhter Oberflächenbeanspruchungen (Verwendung einer Aluminium-Pressplatte) im Pressprozess möglich. Darüber hinaus bietet der Autoklav die Möglichkeit, in einfacher Weise die wichtigen Pressparameter Druck und Temperatur gleichzeitig auf den Filmstacking-Verbund einwirken zu lassen und somit unterschiedliche Konsolidierungsbedingungen zu untersuchen.

Die durchgeführten Röntgenuntersuchungen zeigen, dass bei Verwendung von Vakuumfolie alle Einbettungsvarianten durch das Verpressen keine Schädigungen der Piezokeramiken erzeugen. Darüber hinaus ist eine sehr gute Konsolidierung des gesamten FMA-Verbundes sowie durch die Einbettung der Aktoren eine deutliche Reduzierung der von ihnen hervorgerufenen Abzeichnung auf der Oberfläche zu beobachten (vgl. Bild 6).

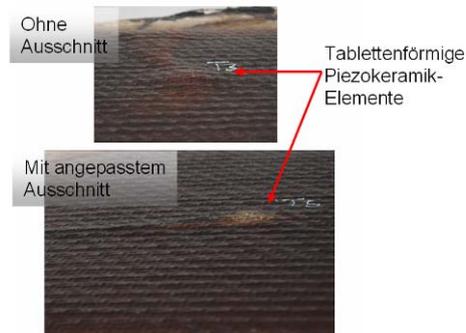


Bild 6: Abzeichnung von Piezokeramik-Elementen bei Integration mit und ohne Ausschnitt

Die Versuche mit Verwendung einer Aluminiumplatte zur Simulation der in der Heißpresse auftretenden Belastungen ergaben eine Abhängigkeit der Ergebnisse vom Pressdruck. Die Röntgenaufnahmen machen deutlich, dass die Piezokeramik-Elemente bei einem Pressdruck von ca. 5 bar brechen (Bild 7 a). Bei gleichen Verarbeitungsbedingungen und einem reduzierten Druck von 2 bar tritt demgegenüber eine Schädigung der Piezokeramik nicht auf (vgl. Bild 7 b).

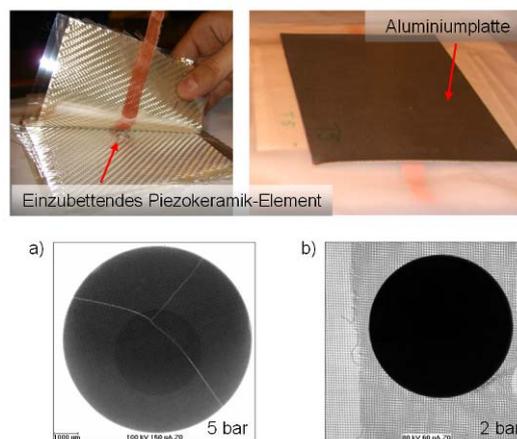


Bild 7: Einbetten von Piezokeramik-Elementen in einen Filmstacking-Verbund und Röntgenaufnahmen

Damit ist für ein Verpressen der TPM im Heißpressprozess eine Anpassung des Prozessparameters Druck an die vorliegende TPM-Geometrie und die verwendete Filmstacking-Komponenten (Dicke der Thermoplastfolie, Art des Verstärkungsmaterials) erforderlich.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Eine wesentliche Voraussetzung für den erfolgreichen Einsatz von aktiven Faserthermoplastverbunden in Großserienanwendungen sind robuste, serienfähige Fertigungsverfahren. Hierzu wurde ein durchgängiges Direktverfahren auf Basis der Heißpresstechnologie konzipiert. Die durchgeführten Prozessuntersuchungen haben gezeigt, dass die Abstimmung des Presswerkzeuges, des Pressdruckes und des Verbundmaterials auf die Erfordernisse der zu verwendenden TPM dringend erforderlich ist. Piezofaserbrüche, inhomogene bzw. unzureichende Konsolidierung und weitere Schädigungen der Piezokeramik-Aktoren können damit vermieden werden. Für eine genauere wissenschaftliche Durchdringung der komplexen Zusammenhänge bei der Verbundkonsolidierung sind im Weiteren Prozesssimulationen geplant, die die Einflüsse des TPM-Aufbaus sowie der Verstärkungsarchitektur auf die Verbundqualität erfassen und Vorhersagen zur Prozessgestaltung ermöglichen sollen.

6. Quellen

- [1] Gude, M.; Hufenbach, W.; Modler, N.; Kirvel, C.: Novel function-integrated lightweight solutions based on textile-reinforced thermoplastic composites and material-adapted piezoceramic actuator modules. Submitted for XVIIIth Physical Metallurgy and Materials Science Conference - AMT 2007, 18-21 June 2007, Warsaw-Jachranka, Poland
- [2] Hufenbach, W; Täger, O.; Dannemann, M.; Winkler, A.: Contribution to active noise control by new production concepts for textile-reinforced thermoplastic composites with material embedded piezo-ceramic modules. Proceedings of the 36th International Congress and Exhibition on Noise Control Engineering - Inter-noise 2007, Istanbul (Türkei) 28.-31. August 2007
- [3] Hufenbach, W; Täger, O.; Dannemann, M.; Krahl, M.; Winkler, A.: Robust manufacturing of textile-reinforced thermoplastic composites with embedded piezo-ceramic actuators for automotive applications. Proceedings of the European Congress on Advanced Materials and Prozess, EUROMAT 2007, Nürnberg, September 10-13, 2007
- [4] Elspass, W. J.; Flemming, M : Aktive Funktionsbauweisen. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 1998
- [5] Nowacki, J.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: Thickness adaptation during forming of continuous fibre reinforced thermoplastic composites. 4th Internat. ESAFORM Conf. on Material Forming 2001, Liege, 23.-25. April, 2001, Band 1, S. 119-122
- [6] Michaud, V.; Manson, J. A. E.: Impregnation of compressible fiber mats with a thermoplastic resin. Journal of Composite Materials, 35 (2001) 13, S. 1150-1173
- [7] Frommann, L.: Prozessmodellierung zur Untersuchung der Imprägnierung textiler Halbzeuge mit Thermoplasten. Dissertation, TU Clausthal-Zellerfeld 2002
- [8] Hufenbach, W; Täger, O.; Dannemann, M.; Krahl, M.; Winkler, A.: Advanced functionalities of fiber-reinforced thermoplastic composites by material-adapted embedding of piezo-ceramic fibers using robust manufacturing technologies. ETDCM8- 8th Seminar on Experimental Techniques and Design in Composite Materials, 3-6 October 2007 – Sant'Elmo Beach Hotel – Castiadas – Costa Rei – Sardinia (Italy)

Untersuchungen zur Polarisierung piezoelektrischer Keramiken unter Mehrfeldbelastung

A. Schönecker, M. Nicolai, Fraunhofer IKTS, Winterbergstr.28, 01277 Dresden

1. Einleitung

Das Teilvorhaben untersucht die Polarisierung piezoelektrischer Keramiken als Technologieschritt in den Fertigungsketten des Transregio. Erforscht werden insbesondere die Bedingungen für die anwendungsgerechte Einstellung der Aktor- und Sensorfunktionen der Piezokeramik in Werkstoffverbunden. Langfristiges, übergeordnetes Ziel des Vorhabens ist die Erarbeitung der experimentellen und theoretischen Methoden zur Auslegung der Polarisierungstechnologie für die großserientaugliche Herstellung adaptiver Strukturkomponenten. Ziele der ersten Projektphase sind:

- Anwendungsgerechte Auswahl der piezokeramischen Werkstoffe und Geometrien für die Herstellung adaptiver Verbunde im Transregio
- Experimentelle Erkundung der Formierungs- und Schädigungsprozesse bei der Polarisierung und Verarbeitung der Piezokeramikteile in den Fertigungsketten
- Aufklärung der Bedingungen für die Einstellung optimaler Sensor- und Aktorfunktion der integrierten Piezokeramik
- Beschreibung des Materialverhaltens als Mehrfeldproblem (mechanische Last, elektrisches Feld, Temperatur) sowie
- Erarbeitung allgemeiner Auslegungs- und Fertigungsempfehlungen für die Funktionsoptimierung adaptiver Strukturkomponenten.

2. Auswahl der Piezokeramik und Prüfkörper

Das Gesamtkonzept des Transregio 39 – PT-PIESA zielt auf die Herstellung adaptiver Verbundstrukturen, die in Großserie gefertigt werden sollen. Aus diesem Grund eignen sich auch nur piezokeramische Aktorwerkstoffe, die in großer Menge und gleich bleibender Qualität geliefert werden können. Geeignete Werkstoffe sind z.B. SP53 und SP505 der Fa. CeramTec [www.ceramtec.com] oder PIC 155 und PIC 255 der Fa. PI Ceramic [www.piceramic.de].

Auf Grund der Kenndaten für Aktoranwendungen und der Verfügbarkeit wurde das kommerzielle Materialsystem SP505 für die Untersuchungen im Transregio ausgewählt. Die Fa. CeramTec stellte in dankenswerter Weise Pulver und Sinterteile zur Verfügung. Im Rahmen der Teilprojekte A1 und C3 wurden Sinterteile selbst hergestellt. Eine begleitende Untersuchung lieferte detaillierte Kenntnisse zu den Struktur- Gefüge – Eigenschaftsbeziehungen des Werkstoffes SP505 [Sempf 2006].

Für Untersuchungen der Polarisierung mit mechanischem Lasteintrag wurde die Probengeometrie von 3mm x 3mm x 9mm gewählt und Musterproben vom Hersteller bezogen.

Tab. 1: Kenndaten kommerzieller Werkstoffsysteme [Herstellerangaben, * eigene Messungen]

Materialsystem	d_{33} [pm/V]	ϵ_r	E_c [kV/mm]	T_c [°C]
PIC 155 - PI Ceramic	500	2400	1,1	250
PIC 255 - PI Ceramic	400	1750	0,9	350
SP53 - CeramTec	680	3360	0,9	215
SP505 – CeramTec*	475	1880	1,1	349

3. Experimentelle Untersuchungen zum Polarisations- und Deformationsverhalten

Messstand

Der Polarisierung erfolgt durch Einkopplung eines elektrischen Feldes E in die Piezokeramik. Dadurch werden die Bereiche spontan vorhandener Polarisierung, die ferroelektrischen Domänen, weitestgehend in E - Feldrichtung ausgerichtet. Durch das gekoppelte ferroelastische Verhalten der Piezokeramik ist der Polungsvorgang stark von der Richtung und Amplitude der mechanischen Spannungen zur gewünschten Polarisationsrichtung abhängig und beeinflusst maßgeblich die Leistungsfähigkeit des späteren adaptiven Verbundbauteils. Um den Einfluss von Temperatur und mechanischem Druck auf die Polarisierung aufklären zu können, wurde ein komplett neuer Messstand aufgebaut. Siehe Bild 1.

Der Messstand besteht grundsätzlich aus einer Hochspannungsquelle TREK 20/20C, einer Probenhalterung zur Aufnahme der Testproben, einem Linearmotor zur Kraffteinkopplung mit eigenem Ansteuerteil sowie einem Rechner für die Versuchssteuerung und Datensammlung. Eine Probenkammer um die Messprobe erlaubt die Einstellung der Temperatur und der lokalen Atmosphäre, die u.a. zur Vermeidung elektrischer Überschlüge bei hohen Feldstärken erforderlich ist. Die realisierten Last- und Messgrößen sind in Tab. 2 zusammengestellt.

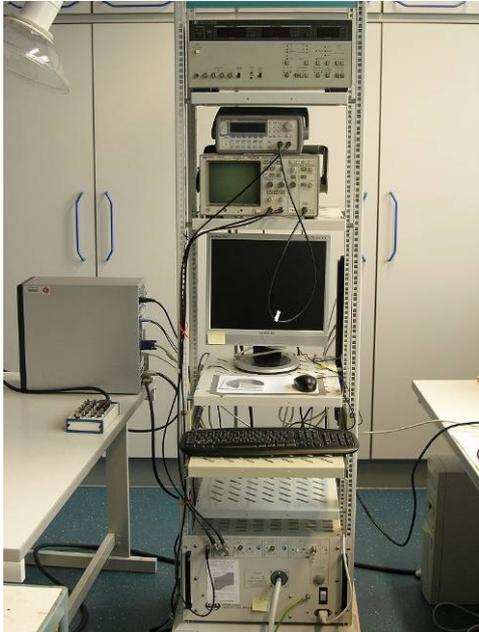


Bild 1a: Messstand: Teilansicht der Polarisationsmesseinrichtung



Bild 1b: Messstand: Teilansicht des Linearmotors und der Probenkammer

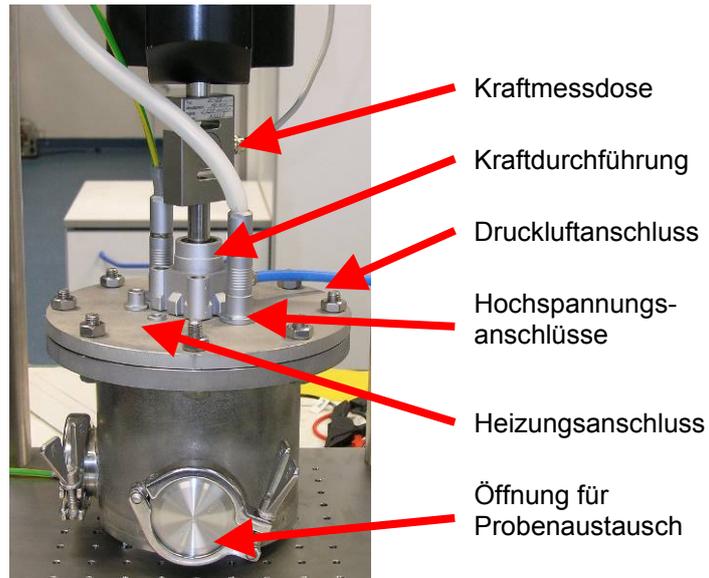
Die Probenhalterung (s. Bild 2) erlaubt eine uniaxiale Kraffteinleitung. Dabei kann eine statische Last bis 5kN in die Probe eingebracht werden. Dieser große Kraftbereich bietet genügend Spielraum, um alle in den einzelnen Teilprojekten auftretenden möglichen Maximalkräfte auf einen Probenkörper zu übertragen. Hier ist die wirksame Kooperation zwischen den einzelnen Teilprojekten essentiell, um die Lastparameter für die Experimente zu ermitteln und gegebenenfalls einzuschränken.

Die Bewertung des Polarisationszustandes unter Mehrfeldbelastung macht die Erfassung und Steuerung verschiedener Parameter notwendig. Die gewünschte Belastung wird über eine Kraftmessung und die Ansteuerung des Linearmotors erlangt. Darüber hinaus erfolgt die Regelung der Temperatur in der Probenhalterung über ein Thermoelement. Die Polarisation der Messprobe wird durch Integration des kapazitiven Stromes, der durch diese fließt, berechnet.

Tab. 2: Last- und Messgrößen

Parameter	Lastgrößen	Technische Umsetzung	Messgrößen	Gerät
mechanisch	mech. Druckspannung	Linearmotor Fa. SWAC	Uniaxiale Kraft, statisch 0...5 kN	Almemo 10kN Kraftsensor
elektrisch	elektrische Feldstärke	Hochspannungsquelle	Spannung 20 kV, bipolar	TREK 20/20C mit Spannung und Strommonitor
thermisch	Temperatur 20 -150°C	PID Regler mit Drahtheizung	Temperatur 20 -150°C	Almemo Pt-100
Atmosphäre	Medium z.B. Druckluft, Argon, Stickstoff	Druckfeste, gasdichte Probenhalterung	z.B. Luftfeuchte	

Bild 2: Die Probenhalterung befindet sich in einem druckdichten Probenraum mit definiert einstellbarer Temperatur und Atmosphäre. Die Krafteinleitung zur Realisierung des uniaxialen Spannungszustandes in der Probe erfolgt durch eine druckfeste Kraftdurchführung. Die Besonderheit dieses Messaufbaus liegt in der Möglichkeit den Einfluss verschiedener Medien auf den Polungsvorgang zu untersuchen (vgl. Tab. 2).



- Kraftmessdose
- Kraftdurchführung
- Druckluftanschluss
- Hochspannungsanschlüsse
- Heizungsanschluss
- Öffnung für Probenaustausch

Schaltbare Polarisation in Abhängigkeit der Temperatur

Die ferroelektrische Hysteresekurve gibt Auskunft über die Polarisierbarkeit des Werkstoffes. Die charakteristischen Großsignalkennwerten sind Koerzitivfeldstärke und die remanente Polarisation, vgl. Bild 3. Messdaten zur Temperaturabhängigkeit sind mögliche Eingangsgrößen für die Modellierung und wurden deshalb systematisch an Proben des Werkstoffsystems SP505 erfasst, vgl. Bild 4.

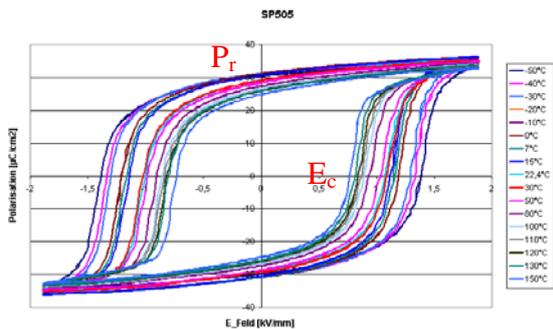


Bild 3: ferroelektrische Hysteresekurve in Abhängigkeit der Temperatur für SP 505

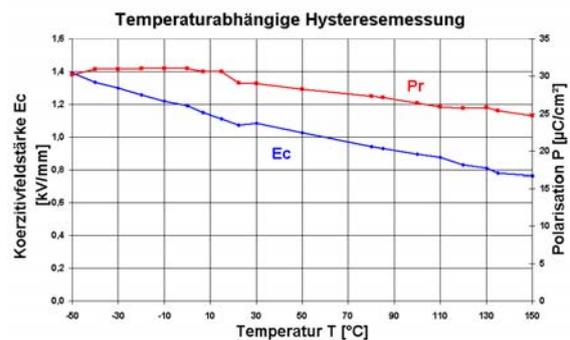


Bild 4: Extrahierte Kennwerte für die Koerzitivfeldstärke E_c und remanente Polarisation P_r in Abhängigkeit der Temperatur für SP 505

Aus der gemessenen Koerzitivfeldstärke folgen Richtwerte für die aufzubringende Feldstärke beim Polarisierungsvorgang. z.B. sind bei Raumtemperatur Feldstärken $> 1,1$ kV/mm anzulegen.

Polarisations- Dehnungskopplung

Eine erste Näherung zur Beschreibung der Polarisations- Dehnungskopplung elektrostriktiver Werkstoffe liefert die phänomenologisch- thermodynamische Modellierung [Devonshire 1954]. Unter Berücksichtigung nichtlinearer Koeffizienten besteht folgender Zusammenhang zwischen Dehnung, mechanischer Spannung T und elektrischer Verschiebung (Polarisation $P \sim D = \epsilon_0 E + P$)

$$S_3 = s_{33}^T T_3 + g_{33} D_3 + Q_{333} D_3^2 + 2 g_{333} D_3 T_3 \tag{1}$$

mit s_{33}^T - Elastizitätskonstante, g_{33} – piezoelektrische Spannungskonstante, Q_{333} – elektrostriktive Ladungskonstante und g_{333} elektroelastische Konstante

Im Fall spannungsfreier Verformung kann die Dehnung durch Messung der Polarisation abgeschätzt werden. Es gilt

$$S_3 = Q_{333} P_3^2 \tag{2}$$

Damit ist ein Ansatz zur Kontrolle des Dehnungsvermögens integrierter Aktoren durch Strommessung gefunden. Die bisher verwendeten Gleichungen (1,2) gelten allerdings für hysteresefreie Materialien und erfordern eine Anpassung an die hier verwendeten hysteresebehafteten Ferroelektrika. Zur Abschätzung der Fehler wurden die gemessenen Dehnungswerte mit den aus Strommessung ermittelten Dehnungswerte verglichen, s. Bild 5. Die Übereinstimmung ist in guter Näherung gegeben.

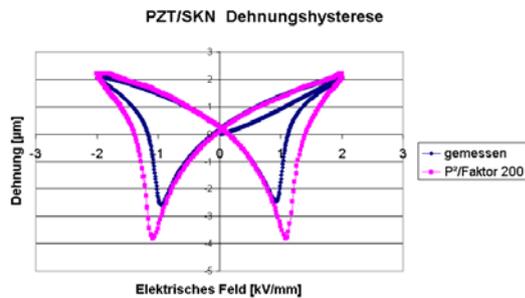


Bild 5: Vergleich der spannungsfrei gemessenen und berechneten Dehnungshysterese

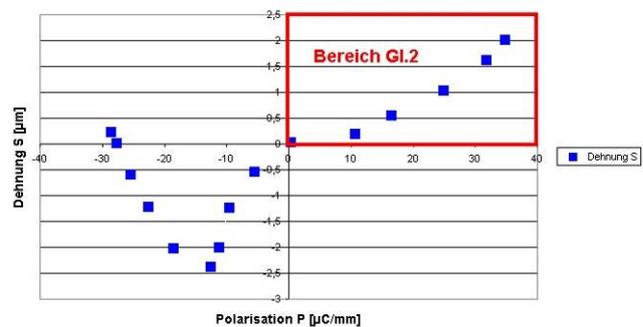


Bild 6: Experimentelle bestimmte Korrelation von Polarisation und Dehnung.

Polarisation und Dehnung unter mechanischer Last

Die Messanlage erlaubt Messungen der Polarisation bei überlagerter mechanischer Spannung. Die ist für eine Probe in Bild 7 gezeigt. Bei Werten > 280 MPa verschwindet die Polarisation durch mechanische Blockierung. Gemäß Gleichung (2) verschwindet auch die zu erwartende Dehnung der Piezokeramik (Bild8). Hierbei ist jedoch zu beachten, dass die elektrostriktive Ladungskonstante Q ebenfalls temperatur- und druckabhängig ist, und Verifizierung dieser Annahme erforderlich macht.

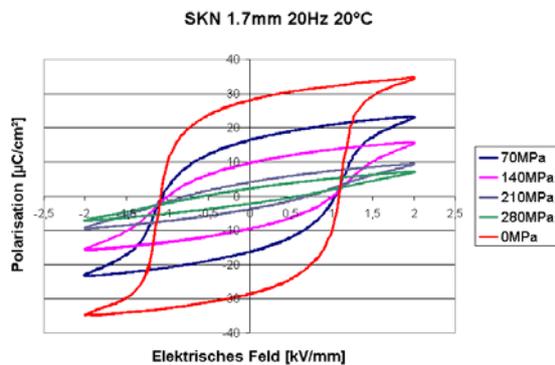


Bild 7: ferroelektrische Hysteresekurven bei uniaxialem Druck parallel zur Polungsrichtung

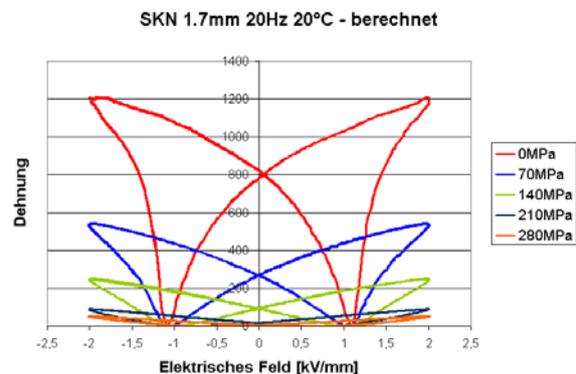


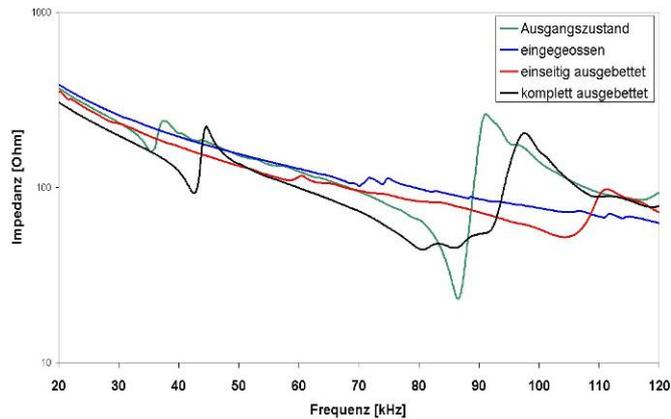
Bild 8: berechnete Schmetterlingskurven bei uniaxialem Druck parallel zur Polungsrichtung

4. Experimentelle Erkundung der Formierungs- und Schädigungsprozesse

Der Fertigungsprozess muss so gestaltet werden, dass es zu keiner dauerhaften Schädigung der Piezokeramik kommen kann. In Zusammenarbeit mit den einzelnen Teilprojekten, werden spezielle piezokeramische Proben verarbeitet, und anschließend im Vergleich zu dem Ursprungszustand analysiert. Hier können über die charakteristische Form der Großsignalkurven oder spezieller Kleinsignalparameter, Aussagen über eine mögliche Degradation bzw. Schädigung getroffen werden.

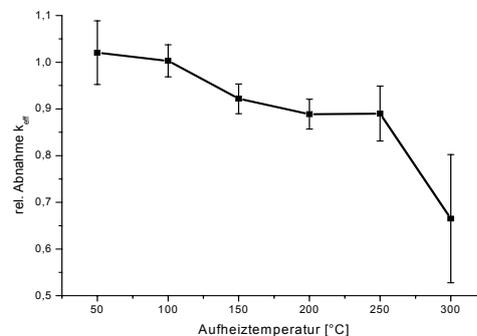
An Metallspritzgussbauteilen wurden Impedanzmessungen versucht, um über effektive Kopplungsfaktoren Aussagen zum Zustand der Piezowandler nach Integration zu erhalten. Zunächst konnten frühere Messungen bestätigt werden, dass das Verbundbauteil nicht zu messtechnisch verwertbaren Schwingungen anregbar war. Messungen nach Ausbettung belegen, dass die Piezokeramik den Prozess des Eingießens funktionsfähig überstanden hat und eine Polarisation aufweist. Allerdings deuten Änderungen im Impedanzdiagramm auf mechanische Schäden hin.

Bild 9: Vergleich der Impedanzkurven eines Faserkomposites vor und nach dem Eingießprozess in Aluminium. Der Probekörper wurde schrittweise von der Aluminiummatrix befreit und vermessen.



Der Einfluss der Prozesstemperatur auf die Polarisierung wurde durch thermische Belastung und Messung des elektromechanischen Koppelfaktors an Tabletten untersucht. Ein deutliche Degradation tritt bei Temperaturen > 250 °C ein, vgl. Bild 10. Diese Temperatur kann zunächst als Obergrenze für die Prozessführung angesetzt werden.

Bild 10: Degradation des Kopplungsfaktors als Maß für die Polarisierung mit steigender Temperatur



5. Kopplung der experimentellen Untersuchungen an die Anforderungen der Modellierung

Im Hinblick auf die zielgerichtete Ausarbeitung der durchzuführenden Messungen wurden die verfügbaren Materialmodelle auf Ihre Eignung zur Beschreibung der Polarisierung und Ferroelastizität analysiert. Die Zusammenfassung enthält Tab. 3.

Tab. 3: Vergleich der Materialmodelle, Übersicht zu den benötigten Eingangsgrößen

Modell →	Huber/Fleck	Belov/Kreher	Schröder	Beckert	McMeeking
Merkmale	mikromechanisch	viskoplastisch	Invarianten	phänomenologisch	phänomenologisch
input	$P_r, S_r, E_c, d, C,$	$P_r, E_c, d, C, E_c(\text{Temp})$	P_r, P_{\max}, E_c, d, C	P_{\max}, E_c, d, C	P_r, P_{\max}, E_c, d, C
output	$P(E), S_r(P)$	$E_c(\text{Temp})$	$P(E), S_r(P)$	$P(E)$	$P(E), S_r(P)$

Beim direkten Vergleich zwischen den Modellen ist jedoch zu beachten, dass durch den unterschiedlichen Modellansatz auch unterschiedliche skalare Ebenen beschrieben werden. Ein mikromechanisches Modell eignet sich zum Beispiel sehr gut, um die Elektrodenstruktur zu optimieren, jedoch durch die notwendige feine Vernetzung nicht für makroskopische Modellbeschreibungen. In diesem Anwendungsfall weisen phänomenologische Modellansätze Vorteile in der Berechnungsgeschwindigkeit auf.

6. Literatur

[Sempf 2007] Sempf, Kerstin: Herstellung von Bleizirkonat-Titanat-Keramik mittels Spark Plasma Sintering und ihr Vergleich mit konventionell hergestellten Werkstoffen, Diplomarbeit 2006, TU Dresden / Fraunhofer IKTS

[Devonshire 1954] Devonshire, A F: Theory of Ferroelectrics, Advances in Physics 3, pp 85 – 130