

# Auswertung der modalen Dämpfung von geführten akustischen Wellen in faserverstärkten Kunststoffplatten

*Leander Claes<sup>1</sup>, Tim Hetkämper<sup>1</sup>, Henning Zeipert<sup>1</sup>, Bernd Henning<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> *Elektrische Messtechnik, Universität Paderborn, Warburger Straße 100, 33098 Paderborn, Deutschland*

## Kurzfassung

In diesem Beitrag wird gezeigt, wie die Dämpfung von geführten akustischen Wellen in faserverstärkten Kunststoffplatten messtechnisch erfasst werden kann. Dafür werden unter Ausnutzung des thermoelastischen Effekts breitbandige Ultraschallwellen in der Probe angeregt und mittels eines piezoelektrischen Schallwandlers detektiert. Eine Auswertung im Frequenz-Wellenzahl-Bereich liefert Informationen über die ausbreitungsfähigen Moden in der Probe. Zum anderen wird mit einer erweiterten Signalverarbeitungsmethode die Dämpfung der Moden bestimmt. Basierend auf diesen Messergebnissen wird ein viskoelastisches, effektives Materialmodell für den faserverstärkten Kunststoff identifiziert.

**Keywords:** Ultraschall, Geführte Wellen, Dämpfung, Faserverstärkte Kunststoffe

## Motivation

Die Einsatzbereiche von faserverstärkten Kunststoffen reichen von der Automobilindustrie bis hin zur Luft- und Raumfahrttechnik. Durch die häufige Verwendung in sicherheitskritischen Bereichen ist eine zuverlässige Methode zur Prüfung und Überwachung der aus faserverstärkten Kunststoffen gefertigten Bauteile notwendig. Vorgegangene Arbeiten zeigen, dass die Auswirkungen eigenschaftsändernder Effekte, wie etwa einer Hydrolyse der Kunststoffmatrix oder einer nachlassenden Faser-Matrix-Haftung, durch akustische Verfahren zerstörungsfrei erfasst werden können [1]. Bei der Untersuchung von faserverstärkten Kunststoffen wird dabei bisher nur das effektive elastische Verhalten der Proben im Ultraschallbereich betrachtet. Studien an homogenen Kunststoffen [1] legen jedoch nahe, dass insbesondere das dissipative Verhalten, also die Dämpfung, die Schallwellen erfahren, geeignet ist, um Eigenschaftsänderungen zu quantifizieren. Es wird daher eine Methode zur experimentellen Bestimmung der modalen Dämpfung [2] von geführten Ultraschallwellen in plattenförmigen Proben für die Anwendung an faserverstärkten Kunststoffen angepasst. Um das beobachtete akustische Verhalten bezüglich der Dämpfung besser quantifizieren zu können, werden die Parameter eines viskoelastischen Materialmodells bestimmt. Dazu wird die Annahme getroffen, dass sich das Material der Probe näherungsweise als ein homogener, anisotroper Festkörper beschreiben lässt. Die Parameter des Materials lassen sich jedoch nicht direkt aus der Messung bestimmen. Stattdessen wird ein inverses Problem gelöst, bei dem Simulations-

ergebnisse eines numerischen Modells der Probe mit den Messdaten in Übereinstimmung gebracht werden.

## Experimenteller Aufbau

Grundlage für die im Rahmen dieses Beitrags durchgeführten Messungen bildet eine von Alleyne und Cawley entwickelte Methode zur experimentellen Bestimmung der Dispersionseigenschaften von geführten Wellen [3]. Die Methode basiert darauf, dass Messdaten mit zeitlicher und örtlicher Auflösung entlang des Wellenleiters aufgenommen werden. Eine zweidimensionale Fourier-Transformation der ermittelten Messdatenmatrix liefert dann eine Abbildung im Frequenz- und Wellenzahlbereich, in der die sich in der Probe ausbreitenden Moden als Gitter sichtbar sind. Diese Abbildung hat Ähnlichkeit mit einem Dispersionsdiagramm für den untersuchten Wellenleiter. Weiterhin wird nur dann eine große Anzahl an Moden in der resultierenden Abbildung sichtbar, wenn die Anregung und die Detektion der Wellen im Orts- und Zeitbereich breitbandig sind. Die örtliche Auflösung wird in der Regel realisiert, indem die Anregung und/oder die Detektion im Versuchsaufbau in äquidistanten Schritten bewegt wird. Der Einsatz von kontaktlosen Methoden zur Detektion und/oder Anregung von Ultraschallwellen bietet sich hier an. Eine kontaktlose Detektion kann zum Beispiel interferometrisch erfolgen [4, 5], während für eine kontaktlose Anregung der photoakustische Effekt durch gepulste oder modulierte Laserstrahlung genutzt werden kann [2, 6, 7].

Für die hier durchgeführten Studien wird der in

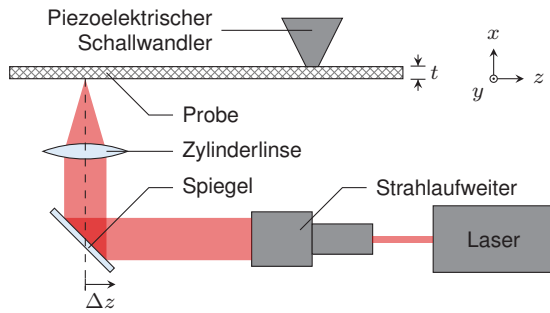


Abb. 1: Experimenteller Aufbau zur Anregung und Detektion breitbandiger Ultraschallwellen in faserverstärkten Kunststoffplatten.

Abbildung 1 schematisch dargestellte Aufbau eingesetzt. Zur breitbandigen Anregung akustischer Wellen wird gepulste Laserstrahlung (Pulsdauer 1,5 ns, Pulsenergie etwa 500  $\mu\text{J}$ ) verwendet. Die vom Laser (FLARE NX 1030, Coherent) bereitgestellte infrarote Strahlung wird zunächst aufgeweitet und dann mithilfe einer Zylinderlinse auf eine Linie auf der Probenoberfläche fokussiert. Über eine Linearachse (X-LSM200A, Zaber Technologies) kann der Fokus entlang der Ausbreitungsrichtung der akustischen Wellen reproduzierbar positioniert werden. Zur Detektion der akustischen Wellen wird ein breitbandiger, piezoelektrischer Schallwandler verwendet [8]. Als aktives Element wird im Schallwandler eine streifenförmige Piezokeramik eingesetzt (PIC255, PI Ceramic).

Zur Erfassung einer zweidimensionalen Datenmatrix (vergleiche [3]) mit örtlicher und zeitlicher Auflösung wird für eine Anzahl äquidistanter Anregungspositionen (hier 1500 Positionen mit einer Schrittweite von 100  $\mu\text{m}$ ) jeweils ein Zeitsignal aufgenommen. Auf den so aufgenommenen Datensatz wird die zweidimensionale Fourier-Transformation angewandt. Es ergibt sich eine komplexe, zweidimensionale Matrix im Frequenz-Wellenzahl-Bereich, in der die sich ausbreitenden Moden im Betrag als Grate sichtbar sind (Abbildung 2). Die Probe ist eine mit zwei Glasfasergewebelagen in Leinwandbindung verstärkte Polyamid 6 Platte mit einer Gesamtdicke von etwa 1,4 mm. Es sind deutlich zwei Moden erkennbar, die in einer isotropen Probe mit der A0- und S0-Mode korrespondieren. Vorangegangene Arbeiten zeigen jedoch, dass faserverstärkte Kunststoffe, wie die hier untersuchte Probe, akustisch effektives orthotropes Verhalten zeigen [9]. Weiterhin sind im Bereich von etwa 1 MHz einige Moden höherer Ordnung teilweise sichtbar. In einem weiteren Verarbeitungsschritt wird aus den aufgenommenen Messdaten die modale

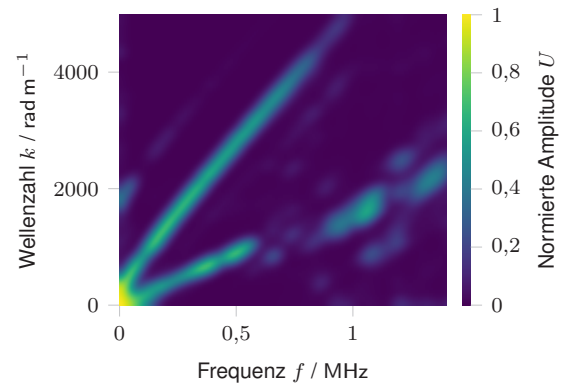


Abb. 2: Messdaten für die Dispersionseigenschaften von akustischen Wellen in einer faserverstärkten Kunststoffplatte im spektralen Bereich.

Dämpfung ermittelt. Dafür wird die von Johannesmann [2] entwickelte Methodik angewandt, bei der der Datensatz zunächst über die räumliche Achse in eine Anzahl (zum Beispiel vier) gleich große Segmente unterteilt wird. Die zweidimensionale Fourier-Transformation wird auf jedem Segment einzeln angewandt, wodurch mehrere Abbildungen im Frequenz-Wellenzahl-Bereich entstehen, in denen die Amplitude die mittlere Signalstärke der jeweiligen Mode auf dem räumlichen Segment repräsentiert. Um das Abklingen der Amplitude über den Ort zu ermitteln, kann nun ein exponentieller Ausdruck der Form

$$u(f, k) = A(f, k)e^{-\alpha(f, k) \cdot z} \quad (1)$$

für jeden Bildpunkt in den Abbildungen identifiziert werden. Die Ortskonstante  $\alpha(f, k)$  entspricht dabei gerade der Dämpfung, die eine Mode mit der jeweiligen Frequenz  $f$  und Wellenzahl  $k$  erfährt. Diese Methode liefert dabei allerdings ebenfalls Werte für Frequenz-Wellenzahl-Tupel, an denen im Datensatz keine Mode auftritt. Aus diesem Grund wird für eine übersichtlichere Darstellung die Abbildung  $\alpha(f, k)$  mit den in Abbildung 2 ermittelten Werten für die Amplitude maskiert. Die resultierende Darstellung (Abbildung 3) zeigt, wie die Dämpfung der beobachteten Moden von der Frequenz beziehungsweise von der Wellenzahl abhängt. Im Weiteren sollen sowohl die Position der Moden im Frequenz-Wellenzahl-Bereich (Abbildung 2) als auch die modale Dämpfung (Abbildung 3) als Grundlage für die Formulierung inverser Probleme zur Bestimmung der viskoelastischen Materialparameter der Probe dienen.

### Materialmodellierung

Basierend auf den ermittelten Messdaten soll für das effektive akustische Verhalten des Materials der Probe ein geeignetes Modell identifiziert

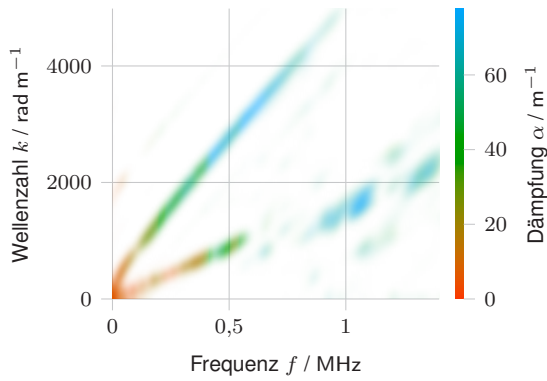


Abb. 3: Messdaten für die modale Dämpfung von akustischen Wellen in einer faserverstärkten Kunststoffplatte, bestimmt mit der Methode nach Johannesmann [2].

werden. Um viskoelastisches Verhalten zu beschreiben, aber gleichzeitig die Anzahl der zu identifizierenden Parameter gering zu halten, wird an dieser Stelle das Kelvin-Voigt-Modell verwendet [10]. In diesem Modell wird mithilfe einer zusätzlichen Zeitkonstante  $\tau$  der Zusammenhang zwischen der mechanischen Spannung  $T$  und der mechanischen Dehnung  $S$  im Zeitbereich wie folgt beschrieben:

$$T = C(S + \tau \partial_t S), \quad (2)$$

wobei  $C$  die Steifigkeitsmatrix des Materials und  $\partial_t S$  die Ableitung der mechanischen Dehnung nach der Zeit  $t$  sind. Im Frequenzbereich nimmt das Kelvin-Voigt-Modell analog folgende Form an:

$$T = C(S + j\omega\tau S) = (1 + j\omega\tau)C \cdot S, \quad (3)$$

wobei  $j$  hier die imaginäre Einheit ist und  $\omega$  die Kreisfrequenz. Vorangegangene Arbeiten zur Identifikation des viskoelastischen Materialverhaltens zeigen, dass zum Beispiel bei der Beschreibung akustischer Vorgänge longitudinale und transversale Wellen unterschiedlich starke Dämpfung erfahren [11, 2]. Um derartige Effekte bei der Modellierung des Materialverhaltens zu berücksichtigen, ohne zum Beispiel für jeden von null verschiedenen Eintrag der Steifigkeitsmatrix eine andere Zeitkonstante annehmen zu müssen, empfehlen Theocaris und Sokolis [12] eine spektrale Zerlegung der Steifigkeitsmatrix durchzuführen, um dann für jeden Eigenwert das Dämpfungsverhalten separat zu quantifizieren. Aufgrund der Dimension der Steifigkeitsmatrix (in Voigtscher Notation  $6 \times 6$ ) müssten so zur Beschreibung eines anisotropen Materials maximal sechs verschiedene Dämpfungsmodelle identifiziert werden.

Die spektrale Zerlegung der Steifigkeitsmatrix

wird wie folgt durchgeführt:

$$C = \sum_{i=1}^6 \lambda_i p_i p_i^T = \sum_{i=1}^6 \lambda_i P_i, \quad (4)$$

wobei  $\lambda_i$  die Eigenwerte der Steifigkeitsmatrix und  $p_i$  die normierten und orthogonalisierten Eigenvektoren sind. Die Matrizen  $P_i = p_i p_i^T$  werden Eigendyaden genannt. Nach Theocaris und Sokolis werden die Eigenwerte  $\lambda_i$  modifiziert, um von der Art der Deformation abhängiges Dämpfungsverhalten zu realisieren. Für das Kelvin-Voigt-Modell etwa wie folgt:

$$C = \sum_{i=1}^6 \lambda_i (1 + j\omega\tau_i) P_i. \quad (5)$$

Hier ist ersichtlich, dass nun sechs verschiedene Zeitkonstanten  $\tau_i$  angenommen werden können. Im Fall isotropen Materialverhaltens lässt sich das elastische Verhalten eines Materials mit nur zwei Parametern, zum Beispiel mit dem Kompressionsmodul  $K$  und dem Schermodul  $\mu$ , beschreiben. In diesem Fall nimmt die Steifigkeitsmatrix die folgende Form an:

$$C = \begin{pmatrix} K + \frac{4}{3}\mu & K - \frac{2}{3}\mu & K - \frac{2}{3}\mu & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}\mu & K + \frac{4}{3}\mu & K - \frac{2}{3}\mu & 0 & 0 & 0 \\ K - \frac{2}{3}\mu & K - \frac{2}{3}\mu & K + \frac{4}{3}\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Eine Eigenwertzerlegung dieser Matrix ergibt nur drei verschiedene Eigenwerte ( $\lambda_1 = 3K$ ,  $\lambda_{2,3} = 2\mu$ , und  $\lambda_{4,5,6} = \mu$ ), die in unterschiedlicher Anzahl auftreten. Um die Anzahl der zu identifizierenden Parameter weiter zu reduzieren, kann für gleiche oder ähnliche Eigenwerte das gleiche Dämpfungsmodell angenommen werden [11, 13, 2]. Ausgehend von der Abhängigkeit vom Kompressions- beziehungsweise vom Schermodul kann zum Beispiel für die Eigenwerte  $\lambda_{2..6}$  das gleiche Dämpfungsverhalten angenommen werden. Dies entspricht analog zur Fluidodynamik einer Aufteilung der Quantifizierung des Dämpfungsverhaltens in volumeninvariante und forminvariante Deformationen. Obwohl das hier vorliegende Material nicht isotrop ist, soll diese Annahme hier trotzdem getroffen werden, um eine Überparametrisierung des Dämpfungsmodells zu vermeiden. Die viskoelastische Materialbeschreibung ist also:

$$C = \lambda_1 (1 + j\omega\tau_1) P_1 + \sum_{i=2}^6 \lambda_i (1 + j\omega\tau_2) P_i. \quad (7)$$

Es müssen mit  $\tau_1$  und  $\tau_2$  also neben den Größen zur elastischen Beschreibung des Materials zwei

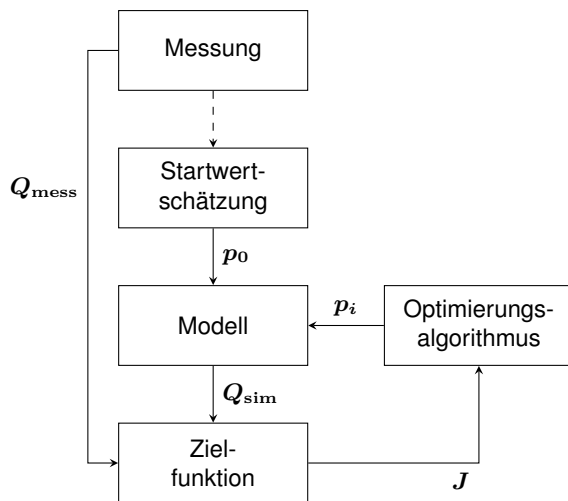


Abb. 4: Schema eines inversen Verfahrens zur Bestimmung der Parameter  $p$  aus der Messgröße  $Q_{\text{mess}}$ .

weitere Parameter identifiziert werden. Die Eigenwerte  $\lambda_i$  und die Eigendyaden  $P_i$  werden dabei aus der Steifigkeitsmatrix des zu identifizierenden, anisotropen Materials für den faserverstärkten Kunststoff bestimmt.

#### Identifikation viskoelastischer Materialparameter

Da sich die zu bestimmenden viskoelastischen Materialparameter nicht direkt aus den erfassten Messdaten (Abbildung 2 und Abbildung 3) bestimmen lassen, gestaltet sich die Auswertung der Messergebnisse als inverses Problem: Es ist zwar möglich, für gegebene Parameter  $p$  mithilfe eines Modells ein den Messdaten ähnliches Ergebnis  $Q_{\text{sim}}$  zu generieren, jedoch kann dieses Modell nicht invertiert werden. Aus diesem Grund wird ein iterativer Ansatz zur Lösung des inversen Problems gewählt, bei dem die Parameter  $p$  durch einen Optimierungsalgorithmus angepasst werden, bis die gemessene und die simulativ bestimmte Größe ( $Q_{\text{mess}}$  und  $Q_{\text{sim}}$ ) übereinstimmen (Abbildung 4). Das Maß der Übereinstimmung wird dabei durch die Zielfunktion quantifiziert. Um eine effiziente und zuverlässige Lösung des inversen Problems zu gewährleisten, werden gradientenbasierte Optimierungsverfahren eingesetzt. Voraussetzung hierfür ist, dass zunächst auf Basis von Näherungsannahmen Startwerte geschätzt werden, in deren Nähe bei der Optimierung ein lokales Minimum in der Zielfunktion gesucht wird.

Auf Grundlage der Messergebnisse kann angenommen werden, dass sich die Probe wie ein anisotroper akustischer Plattenwellenleiter verhält. Daher können zur Modellierung des akustischen

Verhaltens der Probe semianalytische Verfahren, wie zum Beispiel die *Scaled Boundary Finite Element Method* [14], verwendet werden. Grundlage hier ist, dass für prismatische Körper, also für Körper mit konstanter Querschnittsgeometrie, die Wellenausbreitung in eine Raumrichtung durch harmonische Ansätze beschrieben werden kann. Dadurch kann das zugrundeliegende numerische Modell signifikant vereinfacht werden. Im vorliegenden Fall des Plattenwellenleiters genügt zum Beispiel eine Diskretisierung der Dickenrichtung  $x$  mit Linienelementen. Das Modell liefert für gegebene anisotrope, viskoelastische Materialparameter dann ein diskretes Dispersionsdiagramm als Tupel von Kreisfrequenz  $\omega$  und komplexer Wellenzahl  $\underline{k} = \mathbf{k} + j\mathbf{a}$ .

Vorangegangene Untersuchungen [9] zeigen, dass sich das elastische Verhalten von faserverstärkten Kunststoffen näherungsweise durch ein effektives, orthotropes Material beschreiben lässt. Auf dieser Grundlage ergeben sich neun zu schätzende, elastische Materialparameter für eine vollständige, dreidimensionale Beschreibung. Im Rahmen dieser Studie wird jedoch nur die  $x$ - $z$ -Schnittebene betrachtet, wodurch sich die Anzahl der elastischen Parameter auf vier reduziert (in Voigtscher Notation  $C_{11}$ ,  $C_{13}$ ,  $C_{33}$  und  $C_{55}$ ). Als Startwerte für diese Parameter werden vom Hersteller der Probe durch zerstörende Prüfverfahren bestimmte Werte herangezogen [9]. Für die Parameter des Dämpfungsmodells werden durch empirische Versuche die zu erwartende Größenordnung der Zeitkonstanten ermittelt und als Startwerte verwendet ( $\tau_1 = \tau_2 = 100$  ns).

Das Aufstellen einer geeigneten Zielfunktion sowie der Entwurf einer Optimierungsstrategie gestalten sich aufgrund der Komplexität der Messdaten und aufgrund der Unterschiede in den Dimensionen von Mess- und Simulationsdatensatz anspruchsvoll. In dieser Studie werden daher für die elastischen Größen und für die Dämpfungsparameter zwei separate inverse Probleme nacheinander gelöst. Die Grundlage für dieses Vorgehen bildet die Näherungsannahme, dass das Dämpfungsmodell den Realteil der Wellenzahl nur in geringem Maße beeinflusst.

Zur Bestimmung der elastischen Parameter wird die Zielfunktion in Anlehnung an die bisherigen Untersuchungen aufgestellt [9]: Zunächst wird die normierte Amplitude  $U$  (Abbildung 2) für jedes vom Simulationsmodell ausgegebene Tupel aus der Kreisfrequenz  $\omega$  und dem Realteil der Wellenzahl  $k$  ausgewertet. Durch die Normierung kann dieser Wert maximal eins sein ( $U \leq 1$ ) und ist näher an eins, wenn die vom Simulationsmodell gelieferten Tupel mit den Graten in  $U$  übereinstimmen. Für die gradientenbasierte Optimierung soll ein *Trust Region*-Algorithmus verwendet werden.

Hierfür ist es vorteilhaft, die Zielfunktion zur Bestimmung der elastischen Parameter  $\mathbf{J}_{\text{el}}$  so zu formulieren, dass sie mit der Methode der kleinsten Quadrate gelöst werden kann:

$$\mathbf{J}_{\text{el}} = 1 - U(\omega, \mathbf{k}(\mathbf{p}_{\text{el}})). \quad (8)$$

Da in der verwendeten Implementierung des Modells die Kreiswellenzahl vorgegeben wird, hängt in diesem Fall  $\mathbf{k}$  von den elastischen Parametern  $\mathbf{p}_{\text{el}} = (C_{11}, C_{13}, C_{33}, C_{55})$  ab. Mit der Methode der kleinsten Quadrate wird also folgendes Optimierungsproblem zur Bestimmung der elastischen Parameter  $\mathbf{J}_{\text{el}}$  gelöst:

$$\min_{\mathbf{p}_{\text{el}}} \|\mathbf{J}_{\text{el}}\|_2^2 = \min_{\mathbf{p}_{\text{el}}} \|1 - U(\omega, \mathbf{k}(\mathbf{p}_{\text{el}}))\|_2^2, \quad (9)$$

wobei in diesem ersten Schritt noch keine Dämpfung berücksichtigt wird ( $\tau_1 = \tau_2 = 0$ ).

Das Modell liefert mit dem Imaginärteil der komplexen Wellenzahl  $\Im(\underline{\mathbf{k}}) = \mathbf{a}$  die modale Dämpfung, welche durch Lösung eines zweiten inversen Problems mit den Messdaten  $\alpha$  (Abbildung 3) abgeglichen werden kann. Die Zielfunktion kann hier klassisch als Differenz zwischen der simulativ bestimmten und der gemessenen, modalen Dämpfung aufgestellt werden:

$$\mathbf{J}_{\text{da}} = \mathbf{a} - \alpha(\omega, \mathbf{k}(\mathbf{p}_{\text{da}})), \quad (10)$$

mit dem Vektor der Dämpfungsparameter  $\mathbf{p}_{\text{da}} = (\tau_1, \tau_2)$ . Analog zum ersten Schritt soll folgendes Optimierungsproblem mit einem *Trust Region*-Algorithmus gelöst werden:

$$\min_{\mathbf{p}_{\text{da}}} \|\mathbf{J}_{\text{da}}\|_2^2 = \min_{\mathbf{p}_{\text{da}}} \|\mathbf{a} - \alpha(\omega, \mathbf{k}(\mathbf{p}_{\text{da}}))\|_2^2. \quad (11)$$

Insbesondere im Zusammenhang mit der modalen Absorption ergibt sich jedoch das Problem, dass das Modell zwar für jede theoretisch ausbreitungsfähige Mode die komplexe Wellenzahl und die Kreisfrequenz liefert, in der Messung aber nur eine Untermenge dieser Moden auftritt. Entsprechend werden bei der Lösung des inversen Problems zur Bestimmung der Dämpfungsparameter nicht alle vom Simulationsmodell ausgegebenen Tupel berücksichtigt, sondern nur die, bei denen die normierte Amplitude (Abbildung 2) einen Schwellwert von 0,1 überschreitet.

Die Validität der Optimierungsergebnisse kann zum Beispiel grafisch überprüft werden, indem Mess- und Simulationsergebnisse zusammen dargestellt werden (Abbildung 5). Sowohl die Positionen der Moden im Frequenz-Wellenzahl-Bereich als auch die durch die Farbe repräsentierte modale Dämpfung stimmen gut überein. Es ist weiter ersichtlich, dass nach dem identifizierten Modell die in der Messung nicht beobachteten Moden eine sehr hohe Dämpfung aufweisen.

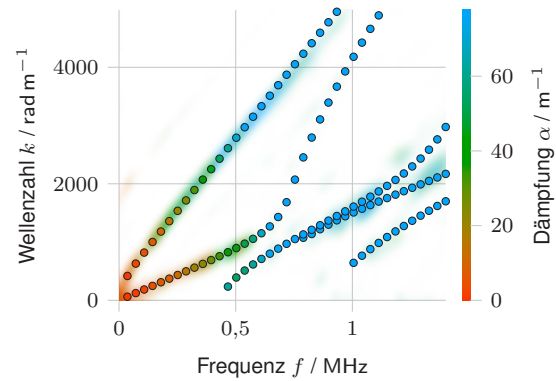


Abb. 5: Messdaten für die modale Dämpfung von akustischen Wellen in einer faserverstärkten Kunststoffplatte überlagert vom Simulationsergebnis mit den identifizierten viskoelastischen Materialparametern. Sowohl die Position der Moden also auch deren Dämpfung (Farbe) sind in guter Übereinstimmung.

Tab. 1: Identifizierte effektive Materialparameter für den untersuchten faserverstärkten Kunststoff.

Parameter	Wert	Einheit
$C_{11}$	9,3	GPa
$C_{13}$	5,9	GPa
$C_{33}$	27,8	GPa
$C_{55}$	2,8	GPa
$\tau_1$	73	ns
$\tau_2$	149	ns

Dies lässt den Schluss zu, dass die Moden gerade aufgrund der hohen Dämpfung nicht beobachtet werden, da sie abgeklungen sind, bevor sie den Schallwandler erreichen.

Die Ergebnisse des Identifikationsprozesses sind in Tabelle 1 zusammengefasst. Deutlich zu erkennen ist der ausgeprägte Unterschied in der Steifigkeit in Richtung der Fasern ( $C_{33}$ ) und orthogonal dazu ( $C_{11}$ ). Die beiden identifizierten Zeitkonstanten für das spektral-zerlegte Kelvin-Voigt-Dämpfungsmodell zeigen sich etwa um einen Faktor zwei unterschiedlich.

### Zusammenfassung und Ausblick

Durch eine erweiterte Auswertung von Messdaten mit zeitlicher und örtlicher Auflösung lässt sich neben den dispersiven Eigenschaften geführter akustischer Wellen auch die modale Dämpfung ermitteln. Auf Basis dieser Messergebnisse kann ein viskoelastisches Materialmodell durch Lösung von inversen Problemen identifiziert werden. Zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens wird hier das Kelvin-Voigt-Modell zusammen mit

einer spektralen Zerlegung der Steifigkeitsmatrix verwendet, um von der Bewegungsform (zum Beispiel volumeninvariante und forminvariante Deformationen) abhängige Dämpfungsparameter zu wählen.

Die identifizierten viskoelastischen Materialparameter beschreiben lediglich das Verhalten der Probe in einer Schnittebene. Für eine vollständige, dreidimensionale Beschreibung des Materials muss der Prozess für die Schallausbreitung in unterschiedliche Richtungen durchgeführt werden. Weitere Studien haben das Ziel, die ermittelten viskoelastischen Parameter als Analysegröße für Alterungseffekte im Material einzusetzen, etwa für eine nachlassende Faser-Matrix-Haftung. Außerdem soll aufgeklärt werden, inwiefern die Struktur des Fasergewebes die Ausbreitung akustischer Wellen beeinflusst.

### Danksagung

Die Autoren bedanken sich bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung des Projekts 495847374 (FaMOUS: Ein ultraschallbasiertes Messverfahren unter Berücksichtigung viskoelastischer Eigenschaften zur Charakterisierung der Faser-Matrix-Haftung bei Organoblechen sowie deren realitätsnahe Modellierung).

### Literaturnachweis

- [1] M. Webersen. „Zerstörungsfreie Charakterisierung der elastischen Materialeigenschaften thermoplastischer Polymerwerkstoffe mittels Ultraschall“. Diss. Universität Paderborn, 2021. DOI: 10.17619/UNIPB/1-1088.
- [2] S. Johannesmann, L. Claes, N. Feldmann, H. Zeipert und B. Henning. „Lamb wave based approach to the determination of acoustic material parameters“. In: *tm - Technisches Messen* 89.7–8 (März 2022), S. 493–506. DOI: 10.1515/teme-2021-0134.
- [3] D. Alleyne und P. Cawley. „A 2-dimensional Fourier transform method for the quantitative measurement of Lamb modes“. In: *IEEE Symposium on Ultrasonics*. IEEE, 1990. DOI: 10.1109/ultsym.1990.171541.
- [4] Y. Lugovtsova, J. Bulling u. a. „Damage quantification in an aluminium-CFRP composite structure using guided wave wavenumber mapping: Comparison of instantaneous and local wavenumber analyses“. In: *NDT and E International* 122 (Sep. 2021), S. 102472. DOI: 10.1016/j.ndteint.2021.102472.
- [5] M. Ponschab, D. A. Kiefer und S. J. Rupitsch. „Towards an Inverse Characterization of Third Order Elastic Constants Using Guided Waves“. In: *2019 IEEE International Ultrasonics Symposium*. IEEE, 2019. DOI: 10.1109/ultsym.2019.8926294.
- [6] F. Singer. „Mess- und Analysemethoden in der Laserakustik bei breitbandiger Laseranregung“. In: *tm - Technisches Messen* 82.1 (2015). DOI: 10.1515/teme-2014-0030.
- [7] C. Grünsteidl, T. Berer, M. Hettich und I. Veres. „Determination of thickness and bulk sound velocities of isotropic plates using zero-group-velocity Lamb waves“. In: *Applied Physics Letters* 112 (2018). DOI: 10.1063/1.5034313.
- [8] L. Claes, T. Meyer, F. Bause, J. Rautenberg und B. Henning. „Determination of the material properties of polymers using laser-generated broadband ultrasound“. In: *Journal of Sensors and Sensor Systems* 5.1 (2016), S. 187–196. ISSN: 2194-878X. DOI: 10.5194/jsss-5-187-2016.
- [9] S. Johannesmann, J. DÜchting, M. Webersen, L. Claes und B. Henning. „An acoustic waveguide-based approach to the complete characterisation of linear elastic, orthotropic material behaviour“. In: *tm - Technisches Messen* 2018.85 (2018), S. 478–486. ISSN: 0171-8096. DOI: 10.1515/teme-2017-0132.
- [10] D. Gutierrez-Lemini. *Engineering Viscoelasticity*. Boston, MA und s.l.: Springer US, 2014. DOI: 10.1007/978-1-4614-8139-3.
- [11] F. Bause, J. Rautenberg u. a. „Ultrasonic transmission measurements in the characterization of viscoelasticity utilizing polymeric waveguides“. In: *Measurement Science and Technology* 27.10 (2016), S. 105601. DOI: 10.1088/0957-0233/27/10/105601.
- [12] P. S. Theocaris und D. P. Sokolis. „Spectral decomposition of the compliance fourth-rank tensor for orthotropic materials“. In: *Archive of Applied Mechanics (Ingenieur Archiv)* 70.4 (Mai 2000), S. 289–306. ISSN: 1432-0681. DOI: 10.1007/s004199900066.
- [13] N. Feldmann, V. Schulze u. a. „Modelling damping in piezoceramics: A comparative study“. In: *tm - Technisches Messen* 88.5 (2021), S. 294–302. DOI: 10.1515/teme-2020-0096.
- [14] H. Gravenkamp, C. Song und J. Prager. „A numerical approach for the computation of dispersion relations for plate structures using the Scaled Boundary Finite Element Method“. In: *Journal of Sound and Vibration* 331.11 (Mai 2012), S. 2543–2557. ISSN: 0022-460X. DOI: 10.1016/j.jsv.2012.01.029.