

# Modellierung von Schallemissionsquellen auf Basis von volumetrischen Bildinformationen

Markus G. R. SAUSE<sup>1</sup>, Andreea-Manuela ZELENYAK<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universität Augsburg, Institut für Physik, Experimentalphysik II, Augsburg

**Kurzfassung.** Die sichere Bewertung von Schallemissionssignalen setzt in vielen Fällen eine gute Kenntnis der Zusammenhänge zwischen Schallquelle und den aufgezeichneten elektrischen Schallemissionssignalen voraus. Etablierte Ansätze aus dem Bereich der Modellierung helfen dabei, die Veränderung der Signalcharakteristiken aufgrund von Wellenausbreitung und Signaldetektion besser zu verstehen und deren Auswirkung auf die Quellortung und die Signalklassifikation zu bewerten. Den wichtigsten Baustein in der Modellierungskette bildet jedoch die Schallquelle selbst. Dazu wird in diesem Beitrag ein kürzlich vorgestellter Modellierungsansatz auf Basis einer bruchmechanischen Beschreibung der Schallquelle verwendet. Hierzu sind keine analytischen Quellfunktionen, Annahmen über Anstiegszeiten und Intensität der Quelle notwendig. Die akustische Charakteristik der Schallquelle wird stattdessen nur über die Materialkennwerte, die Orientierung der Bruchfläche, das Bruchkriterium und die makroskopisch wirkende Kraft im Prüfkörper erzeugt. Einen wichtigen Bestandteil bei der Modellierung bildet dabei die Darstellung der Rissgeometrie. Auf Basis von hochauflösenden Röntgen-Computertomographieaufnahmen ist es möglich die tatsächlich vorliegende Rissgeometrie eines Bruches volumetrisch zu erfassen. Durch Anwendung von Bildbearbeitungsverfahren lässt sich so die echte Rissgeometrie in ein Simulationsmodell übertragen und in Kombination mit dem Modellierungsansatz zur quantitativen Berechnung von Schallemissionssignalen verwenden.

## 1. Einführung

Ziel der Schallemissionsanalyse ist es durch Detektion der Schallemission (SE) Kenntnis über die dynamischen Vorgänge im Inneren eines Materials zu erlangen. Zur sicheren Bewertung dieser SE-Signale ist eine gute Kenntnis der Einflussfaktoren von Signalausbreitung und Signaldetektion notwendig. Einen ebenso großen Einfluss auf die Ausprägung des Signals besitzt jedoch die Schallquelle selbst. Im Idealfall übertragen sich die Eigenschaften der Schallquelle (z.B. Anstiegszeit, Bandbreite, Abklingverhalten, ...) direkt auf das Schallemissionssignal und können am Sensorort entsprechend detektiert werden. In der Praxis kommt es durch Reflektionen an den Kanten des Ausbreitungsmediums, sowie Dämpfung, Dispersion und Modenkonzersion zu zahlreichen Veränderungen der Schallwelle während der Propagation zum Sensor. Darüber hinaus bedingen die nichtlinearen Transferfunktionen des Detektionssystems eine zusätzliche Gewichtung des Frequenzspektrums (z.B. resonante Sensoren) oder zumindest eine Beschränkung der Bandbreite durch Hoch- und Tiefpasseigenschaften des Sensors oder der Elektronik.

Zur Analyse all dieser Phänomene wurden in den letzten Jahren umfangreiche Studien mittels Modellierungsansätzen auf Basis von Finite-Elemente (FE) Rechnungen [1]–

[13] sowie analytischen Ansätzen [14] durchgeführt. Diese erlauben die Untersuchung der Einflussfaktoren von Signalpropagation [3], [11], Schädigungen im Ausbreitungspfad [4], [12], Sensorik [5] und Schallquelle [1], [2], [6]–[10], [13], [14].

Ziel dieser Untersuchungen ist die numerische Darstellung der Erzeugung von Schallemissionssignalen, sowie der weiteren Einflussfaktoren um zu einer quantitativen Modellierung der Schallemissionsanalyse zu gelangen. Dazu wurde in [2] ein Ansatz vorgestellt, bei dem die Erzeugung des Schallemissionssignals auf Basis einer bruchmechanischen Beschreibung der Schallquelle stattfindet. Im Unterschied zu vorherigen Modellbeschreibungen sind hierzu nur Modellparameter notwendig, welche auch experimentell gemessen werden können (Bruchkraft, Materialeigenschaften). Bisher konnten vergleichbare Modellierungsergebnisse nur auf Basis der Annahme von Anstiegszeiten, Auslenkungen und Momenten an der Schallquelle erreicht werden [1], [6]–[9], [14]. Ein wesentlicher Nachteil der Modellbeschreibung in [2], [13] ist die Notwendigkeit der Festlegung einer Bruchfläche im Material. Diese kann zwar durch Mikroskopie erschlossen werden, ist jedoch mit klassischen Ansätzen schwierig als Geometrie zu rekonstruieren und innerhalb einer FE-Rechnung zu berücksichtigen.

Ziel dieser Studie ist es daher die entstandene Bruchfläche aus Röntgen-Computertomographie Aufnahmen zu extrahieren und in ein FE-Modell zu übertragen. SE-Signale werden mittels dieser extrahierten Bruchfläche und mittels einer einfachen rechteckigen Fläche berechnet. Diese werden gegen experimentelle SE-Signale verglichen und der Verlauf des Bruchvorgangs diskutiert.

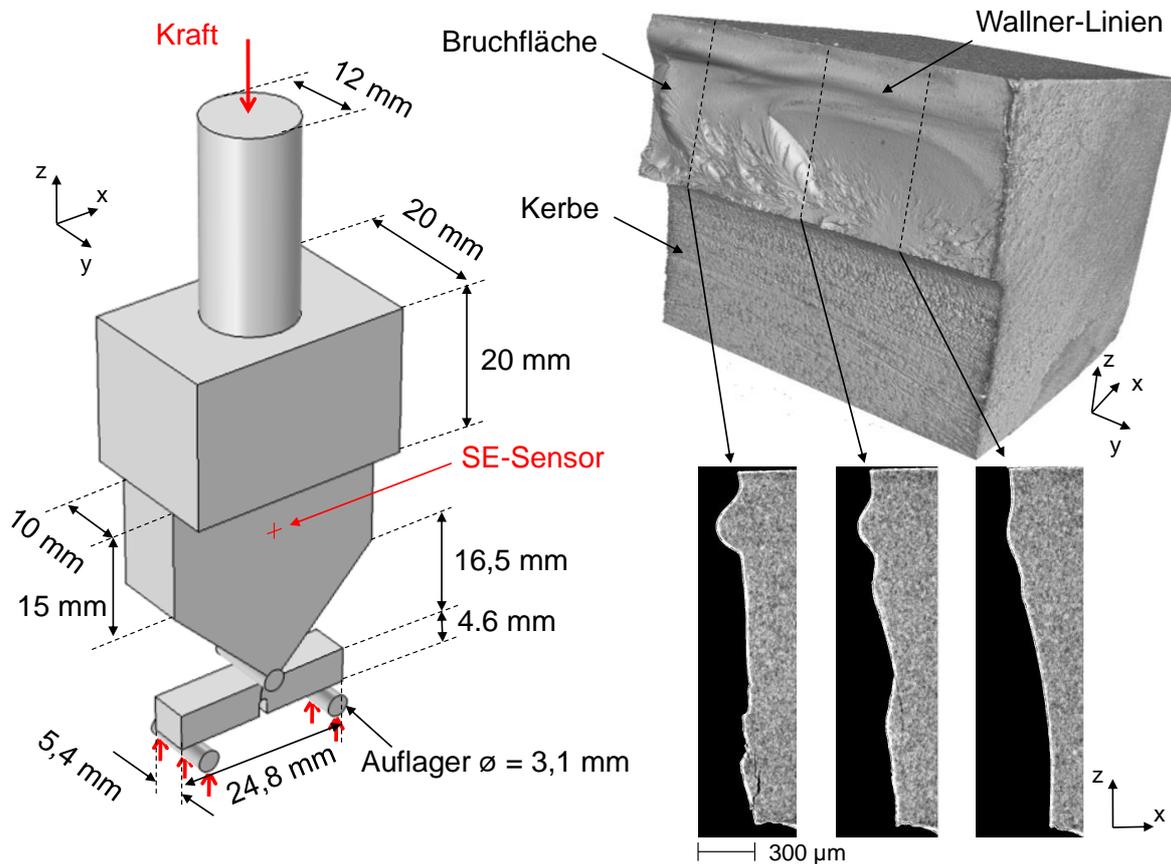
## 2. Experimenteller Aufbau

Als experimenteller Aufbau wurde ein einfacher 3-Punkt Biegeversuch untersucht, der in derselben Form bereits in [15] verwendet wurde. Der zugehörige Aufbau inklusive der relevanten Abmessungen ist hierzu in Abbildung 1 gezeigt. Bei den Proben handelt es sich um Proben des Epoxidharzsystem RTM-6 (Hexcel). Diese wurden in Gießformen (Elastosil M4601 A/B) in Plattengeometrie für 30 min bei 120 °C mit anschließendem Nachhärtezyklus für 140 min bei 135 °C ausgehärtet. Anschließend wurden die Proben mit einer Präzisionssäge auf die in Abbildung 1 dargestellte SENB (Single Edge Notched Beam)-Geometrie gebracht. Die Einkerbung geschieht dabei über ein Sägeblatt mit entsprechender Rundung (s. CT-Aufnahme in Abbildung 1). Die Probe wird in einer Universalprüfmaschine befestigt und mittels 3-Punkt Biegung bis zum Eintritt des Bruchs mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/min belastet. Aufgrund der Aufgabenstellung in [15] zur Messung der elektromagnetischen Emission wurde die gesamte Prüfvorrichtung aus Polymethylmethacrylat (PMMA) und Auflagern aus Polyvinylchlorid (PVC) ausgeführt. Da die Messung der bruchmechanischen Kennwerte in diesem Fall nicht vorgesehen ist, spielt die damit verbundene erhöhte Nachgiebigkeit (etwa 17.5% der Probennachgiebigkeit) keine Rolle für die Interpretation der Ergebnisse.

Zur Messung der Schallemissionssignale wurde ein KRNBB-PC „Glaser“ Sensor (KRN) mit flachem und breitbandigem Ansprechverhalten verwendet. Dieser wurde an der in Abbildung 1 eingezeichneten Position mit einem Haltersystem befestigt. Die detektierten Signale wurden mit einem 2/4/6 Vorverstärker (MISTRAS) um 20 dB<sub>AE</sub> vorverstärkt. Die Signalaufzeichnung wurde mit einer PCI-2 Karte (MISTRAS) bei einem Schwellwert von 35 dB<sub>AE</sub>, sowie 10 µs Peak-Definition-Time (PDT), 80 µs Hit-Definition-Time (HDT), 300 µs Hit-Lockout-Time (HLT) und einem 1 kHz - 3 MHz Bandpass Filter durchgeführt.

Die Vermessung der Bruchflächen mittels Röntgen-Computertomographie wurde mit einem Nanotom 180 (GE) durchgeführt. Die Probe wurde hierzu im Strahlengang positioniert und bei 2000 Winkeln, einer Belichtungszeit von 1 s, Beschleunigungsspannung von 120 kV,

70  $\mu\text{A}$  und einer Voxelgröße von 4.5  $\mu\text{m}$  gescannt. Die Datenrekonstruktion geschah mit der Software „phoenix datos|x2 reconstruction“ unter Verwendung von Strahlgangkorrekturen. Aufgrund der hohen Voxelauflösung von 4.5  $\mu\text{m}$  lassen sich Details der Bruchfläche erfassen und für die Berechnung der Schallemissionssignale nutzen. In den Schnittbildern der xz-Ebene lässt sich deutlich die Ablösung von einzelnen Bereichen, sowie Mikrorissbildung identifizieren. Ebenso wird die Topologie der entstandenen Bruchfläche gut aufgelöst und kann für die anschließende Berechnung innerhalb einer FE-Umgebung genutzt werden.



**Abb. 1.** 3D-Darstellung des experimentellen Aufbaus (links) sowie 3D-Darstellung der Bruchfläche und Schnittbilder der Bruchfläche aus CT-Aufnahme (rechts).

### 3. Modellierung

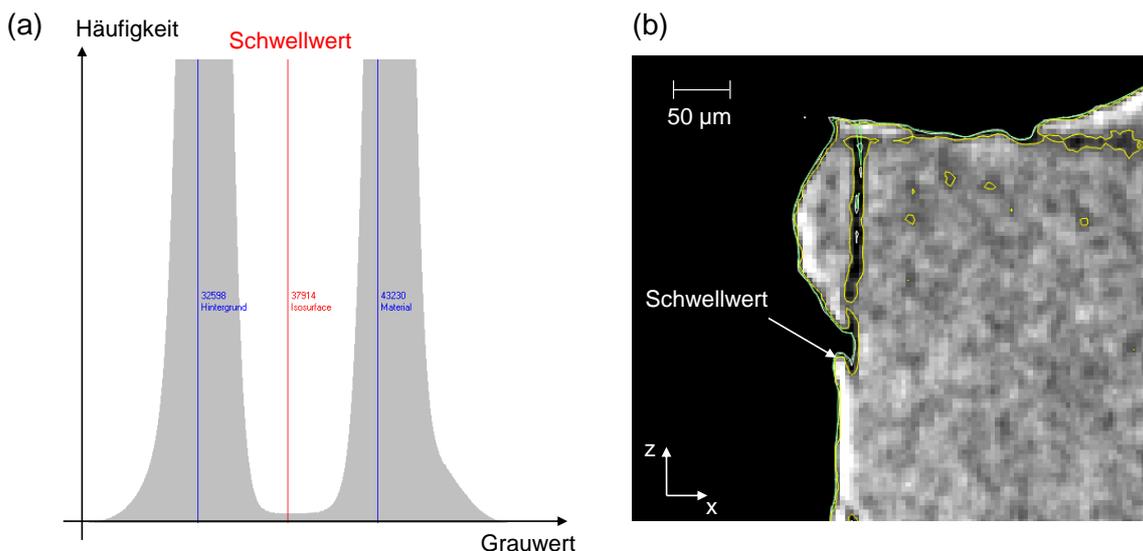
Im Folgenden wird ein Überblick über die verwendeten Schritte zur Extraktion der Bruchfläche, sowie der gewählten Modellbeschreibung zur Modellierung des Bruchvorgangs gegeben. Das Modell besteht aus der in Abbildung 1 dargestellten 3D-Geometrie. Alle Berechnungen wurden innerhalb des „Structural Mechanics Module“ des Programmpakets „Comsol Multiphysics“ (Comsol) durchgeführt. Der gesamte Ansatz basiert auf einer Weiterentwicklung der Ansätze aus [2], [13] und wird daher im Folgenden nur kurz diskutiert. Alle SE-Signale werden als Auslenkung normal zur Oberfläche evaluiert. Eine explizite Modellierung des verwendeten KRNB-PC Sensors ist nicht notwendig, da im betrachteten Bandbereich die elektrische Signalspannung direkt proportional zur Oberflächenauslenkung ist. Die gewählten Einstellungen für das Rechenetz mit einer maximalen Kantenlänge von 0.5 mm und einer entsprechenden Verfeinerung in Bereichen mit geometrischen Details weisen ein Kohärenzlevel  $> 99\%$  auf (vgl. Vorgehensweise in [3]).

Zur Erzeugung eines SE-Signals wird zunächst eine statische Kraft von 78,8 N entsprechend der experimentell ermittelten Bruchkraft aufgebracht. Der Endwert dieser Berechnung wird als Randbedingung für eine zweite transiente Berechnung verwendet, innerhalb derer der Rissfortschritt und die Schallausbreitung berechnet wird. Als Zeitschritt für diese Berechnung wurden 10 ns gewählt. Zur Trennung des in Abbildung 1 dargestellten Prüfkörpers wird ein „Cohesive-Zone“ Modell verwendet. Durch die zeitabhängige Trennung der Bruchfläche kommt es somit zu einer dynamischen Auslenkung im Material und dadurch zu einer Ausbreitung einer Schallwelle. Alle im Modell verwendeten Materialparameter sind in Tabelle 1 zusammengefasst.

### 3.1 Extraktion der Bruchfläche

Wie in Abbildung 1 dargestellt bildet die geometrische Darstellung einer Bruchfläche mit einem einfachen Rechteck bestenfalls eine grobe Annäherung an die tatsächlich entstehende Bruchfläche. Selbst im Falle eines Sprödbruchs, wie hier beobachtet, kommt es zu einer Ausbildung einer ausgeprägten Topologie der Bruchfläche bedingt durch den Geschwindigkeitswechsel bei der Rissausbreitung, welche z.B. zur Bildung von Wallner-Linien führt (s. Abbildung 1). Daher soll für eine detailgetreue Darstellung der Bruchfläche innerhalb einer FE-Umgebung die Bruchfläche direkt aus einer Röntgen-CT Aufnahme extrahiert werden.

Hierzu ist im ersten Schritt die Extraktion der Risskontur aus der Röntgen-CT Aufnahme notwendig. Hierzu wurde das Programm „VG Studio MAX“ verwendet. Für den Fall der hier verwendeten Epoxidharzprobe fällt der Kontrast zwischen der umgebenden Luft und dem Material sehr deutlich aus, was zu der bi-modalen Häufigkeitsverteilung der Grauwerte in Abbildung 2-a führt. Auch wenn der zur Trennung notwendige Schwellwert in diesem Fall offensichtlich scheint, so führen kleine Änderungen der Schwellwertposition dennoch zu einer Änderung der Risskontur, wie in Abbildung 2-b für zwei Beispiele gezeigt ist. Die innerhalb „VG Studio MAX“ erzeugte Oberfläche kann dann als stl-Datei exportiert werden. Als Detailstufe wurde die Einstellung „normal“ gewählt.



**Abb. 2.** Auswirkung der Wahl des Schwellwertes (a) auf den Verlauf der extrahierten Risskontur (b).

Die direkte Verwendung der so erhaltenen stl-Datei innerhalb einer FE-Umgebung wird durch das Vorhandensein von Defekten oder anderen geometrischen Unstetigkeiten erschwert. Daher wird im zweiten Schritt die stl-Datei innerhalb des Programm „MeshLab“

einer Prüfung unterzogen. Hier werden Löcher in den extrahierten Oberflächen aufgefüllt und Singularitäten des erzeugten Rechnetzes (nicht-mannigfaltige Knoten und Kanten) gelöscht. Ebenso werden zusätzlich extrahierte Oberflächen (z.B. Poren), die nicht zur Risskontur gehören gelöscht. Zur Verringerung der notwendigen Rechenintensität können auch weitere Vereinfachungen der Oberfläche vorgenommen werden. Hierzu bietet „MeshLab“ eine Vielzahl von Glättungs- und Rekonstruktionsoperatoren, von denen sich die „quadratic based edge collapse strategy“ von H. Hoppe als besonders hilfreich für diesen Zweck erwiesen hat [16]. Das Ziel der Vereinfachungsstrategien ist die Beibehaltung der Oberflächenkontur bei gleichzeitiger Verringerung der Zahl der verwendeten Dreieckselemente. Dabei sollte die Oberfläche nur bis zu einem Grad vereinfacht werden, der immer noch die notwendigen geometrischen Details ausreichend genau abbildet. Im vorliegenden Fall wurden die Vereinfachungsschritte auf Basis der Auswirkung auf das erhaltene SE-Signal beurteilt.

Innerhalb des Programmpaket „Comsol Multiphysics“ kann die vereinfachte stl-Datei nun als Risskontur importiert werden. Die verbleibende Geometrie für Abbildung 1 kann entweder direkt innerhalb „Comsol Multiphysics“ erstellt werden oder als CAD-Datei importiert werden. Um die finale Prüfkörpergeometrie zu erzeugen wird die Risskontur innerhalb des Prüfkörpervolumens positioniert und durch Boolean-Operationen in ein geschlossenes Volumen überführt.

### 3.2 Implementierung der Schallquelle

Die Implementierung des Bruchvorgang als Schallquelle folgt dem in [2], [13] beschriebenen Ansätzen. Als Randbedingung wird auf der Bruchfläche ein „thin elastic layer“ definiert entlang derer das Risswachstum erlaubt ist. Die Steifigkeit dieser Grenzfläche wird über den Vektor  $\mathbf{k}$  im Koordinatensystem  $(t_1, t_2, n)$  der Fläche definiert, der sich aus dem Youngschen Modul  $E$ , der Schubsteifigkeit  $G$  und der Poissonzahl  $\nu$  abschätzen lässt:

$$\mathbf{k} = \begin{pmatrix} k_{t1} \\ k_{t2} \\ k_n \end{pmatrix} \quad (1)$$

$$k_{t1} = k_{t2} = \frac{G}{t_h} \quad (2)$$

$$k_n = \frac{E(1 - \nu)}{t_h(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (3)$$

Als Dicke  $t_h$  wird eine effective Größe angenommen. Diese wird so klein gewählt (z.B. < 1 nm), dass die Wahl von  $\mathbf{k}$  auf die Steifigkeit des Gesamtkörpers vernachlässigbar ist. Zur Modellierung des Rissfortschritts wird  $\mathbf{k}$  mit einer Degradationsfunktion  $C(\mathbf{r})$  multipliziert, die als Funktion der Position auf der Rissfläche  $\mathbf{r}$  ausgewertet wird.

Für den hier vorliegenden Fall des spröden Epoxidharz RTM-6 wurde in [2] gezeigt, dass ein von-Mises Bruchkriterium zur Beschreibung heran gezogen werden kann. Hierzu wird die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  als Funktion der Normalspannungen  $\sigma_i$  und Schubspannungen  $\tau_{ij}$  ausgedrückt:

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (4)$$

Die Steifigkeit der Bruchfläche wird degradiert, wenn  $\sigma_v$  die Materialfestigkeit  $\sigma_t$  übersteigt. Aus technischen Gründen wird innerhalb von „Comsol Multiphysics“ eine zusätzliche ordinäre Differentialgleichung gelöst, welche die maximal erreichte Spannung

$\sigma_{max}$  von  $\sigma_v$  berechnet, d.h. entweder  $\sigma_{max} = \sigma_v$  im aktuellen Zeitschritt oder das entsprechende  $\sigma_{max}$  stammt aus einem vorhergehenden Zeitschritt. Die vollständige Degradationsfunktion wird daher als Funktion von  $\sigma_{max}$  und  $\sigma_v$  geschrieben als:

$$C(\mathbf{r}) = \begin{cases} 1 & \text{if } \max(\sigma_{max}(\mathbf{r}), \sigma_v(\mathbf{r})) < \sigma_t \\ 0 & \text{if } \max(\sigma_{max}(\mathbf{r}), \sigma_v(\mathbf{r})) \geq \sigma_t \end{cases} \quad (5)$$

Durch die zeitlich aufgelöste Trennung der Bruchfläche werden so entsprechende Auslenkungen der Flanken der Bruchfläche erzeugt. Diese werden durch die zuvor im Modell eingebrachte äußere Spannung getrieben. Der Vorteil dieser Beschreibung liegt also darin, dass neben experimentell messbaren Parametern keine zusätzlichen Annahmen getroffen werden müssen und die Ausbreitung der Rissfront vollständig durch einen bruchmechanischen Ansatz beschrieben wird.

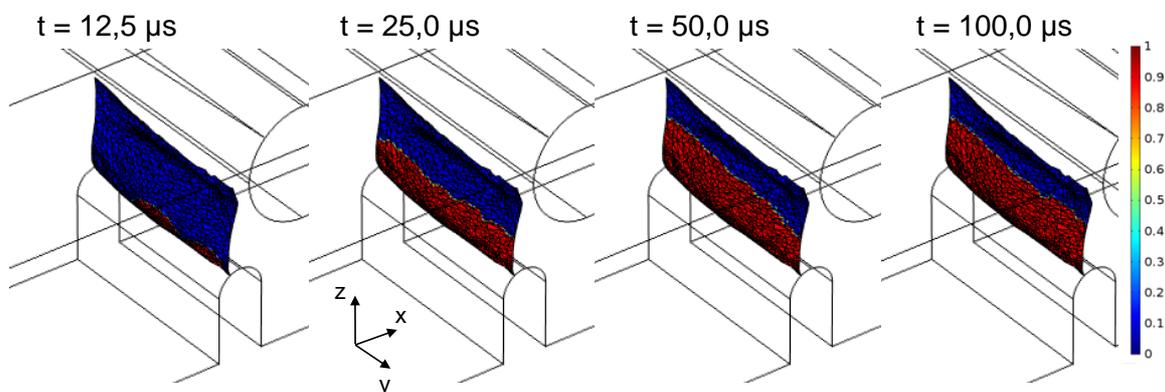
**Tabelle 1.** Materialparameter für die Modellierung

Material	Dichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Poissonzahl	Youngscher Modul [GPa]	Festigkeit [MPa]
RTM-6	1140	0,38	2,8	26,2
PVC	1760	0,40	2,9	-
PMMA	1190	0,32	6,2	-

## 4. Diskussion

### 4.1 Verhalten der Schallquelle und Signalausbreitung

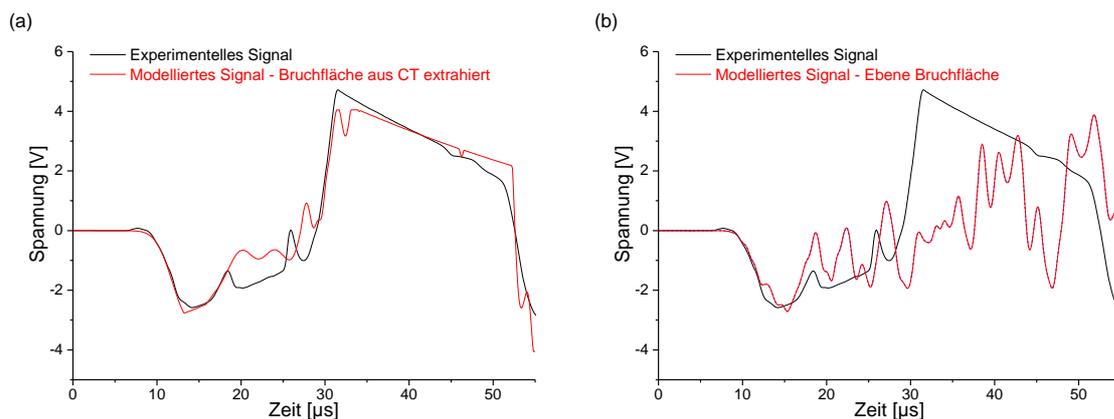
Aufgrund der äußeren Last von 78,8 N kommt es zunächst zu einer Spannungskonzentration an der Position der Kerbe. Dadurch werden erste Knoten des Rechnernetzes aufgetrennt und die Flanken des Riss beginnen sich zu bewegen. Dadurch schreitet die Position der Spannungskonzentration fort und führt zur Ausbreitung der Rissfläche als Funktion der Zeit wie in Abbildung 3 als Falschfarbendiagramm der Degradationsfunktion  $C(\mathbf{r})$  dargestellt. Es zeigt sich deutlich, dass die Position der Risspitze nicht zeitlich und räumlich monoton von unten nach oben wächst, sondern aufgrund der Topologie der Fläche einen nichtlinearen Verlauf entlang der y-Achse besitzt. Aufgrund der einsetzenden Beschleunigung bewegt sich der Riss zunächst schneller fort (vgl.  $t = 12,5 \mu\text{s}$  bis  $t = 25,0 \mu\text{s}$ ), bevor er mit Erreichen des oberen Ende der Probe wieder abbremst (vgl.  $t = 50,0 \mu\text{s}$  bis  $t = 100,0 \mu\text{s}$ ). Diese Dynamik des Bruchvorgangs deckt sich gut mit fraktographischen Untersuchungen der Bruchfläche, bei der zunächst eine Anlaufzone zu beobachten ist und im oberen Drittel deutliche Wallner-Linien zu erkennen sind.



**Abb. 3.** Darstellung der Degradationsfunktion  $C(\mathbf{r})$  als Funktion der Zeit (= Rissfortschritt).

## 4.2 Vergleich von Simulation und Experiment

In Abbildung 4-a ist der Vergleich des modellierten SE-Signals mit dem entsprechenden experimentellen SE-Signal gezeigt. Für die Berechnung der Signalspannung des modellierten Signals wurde eine frequenzunabhängige Konversion von 6 kV/m zugrunde gelegt. Innerhalb der ersten 50  $\mu\text{s}$  nach Beginn der Rechnung stimmen die beiden Signale insgesamt gute überein. Es kommt jedoch zu einigen systematischen Abweichungen zum experimentellen Signal, was durch die Details der Bruchfläche bedingt ist, welche sich direkt auf die berechnete Rissausbreitung auswirkt. Dadurch kommt es zu einer anderen Ausbildung der Signalspitzen im Bereich zwischen 15  $\mu\text{s}$  und 30  $\mu\text{s}$ . Diese treten im Modell erst mit etwa 4  $\mu\text{s}$  Verzögerung auf. Der Abfall nach 30  $\mu\text{s}$  ist durch einen Übersteuerung der Messkarte zu erklären und wurde für das modellierte Signal durch nachträgliche Multiplikation mit einem Butterworth Hochpass 6. Ordnung und einer Grenzfrequenz von einem 1 kHz emuliert. Im Unterschied dazu ist in Abbildung 4-b ein Vergleich des experimentellen SE-Signals zu einem modellierten Signal mit ebener Bruchfläche gezeigt. Alle Modellparameter wurden dabei wie oben beschrieben gewählt, jedoch wird an Stelle der komplexen Topologie der Bruchfläche lediglich eine einfache rechteckige Fläche in der yz-Ebene als Bruchfläche gewählt. Mit Ausnahme des ersten Signalanstiegs zeigt sich eine deutlich geringere Übereinstimmung mit dem modellierten SE-Signal. Dies ist auf die zeitlich und räumlich geänderte Rissausbreitung zurück zu führen, welche zu einer signifikant anderen Ausbildung der Schallwelle am Detektionsort führt.



**Abb. 4.** Vergleich von experimentellem SE-Signal und Modellierung mit Bruchfläche aus CT-Aufnahme (a) und mittels ebener Bruchfläche (b).

## 5. Zusammenfassung

Mit dem vorgestellten Modellierungsansatz lässt sich eine deutlich bessere Beschreibung von makroskopisch ausgeprägten Schallquellen erreichen. Im Unterschied zu punktförmigen Schallquellen spielt die Topologie und zeitliche-räumliche Ausbildung der Bruchfläche hier eine zentrale Rolle für die messbaren Schallemissionssignale. Die Visualisierung dieses Rissfortschritts erlaubt zudem eine verbesserte Interpretation der Vorgänge beim Bruchvorgang, da die Übereinstimmung mit dem Schallemissionssignal aufgrund seiner Sensitivität auf Änderungen beim Rissfortschritt als rekursive Validierung des Modells genutzt werden kann.

## Danksagung

Wir danken Sebastian Gade für die Bereitstellung der experimentellen Messdaten und dem Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) für die Förderung des Projekt „MAIzfp – Kombinierte zerstörungsfreie Prüfmethode zur Qualitätssicherung von Faserverbundwerkstoffen“ innerhalb des Spitzencluster MAI Carbon.

## Referenzen

- [1] M. G. R. Sause and S. Horn, “Simulation of acoustic emission in planar carbon fiber reinforced plastic specimens,” *J. Nondestruct. Eval.*, vol. 29, no. 2, pp. 123–142, 2010.
- [2] M. G. R. Sause and S. Richler, “Finite Element Modelling of Cracks as Acoustic Emission Sources,” *J. Nondestruct. Eval.*, vol. 34, no. 1, 2015.
- [3] M. G. R. Sause, M. A. Hamstad, and S. Horn, “Finite element modeling of lamb wave propagation in anisotropic hybrid materials,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 53, pp. 249–257, 2013.
- [4] M. G. R. Sause, “Acoustic Emission Signal Propagation in Damaged Composite Structures,” *J. Acoust. Emiss.*, vol. 31, pp. 1–18, 2013.
- [5] M. G. R. Sause, M. A. Hamstad, and S. Horn, “Finite element modeling of conical acoustic emission sensors and corresponding experiments,” *Sensors Actuators A Phys.*, vol. 184, pp. 64–71, Sep. 2012.
- [6] M. G. R. Sause and S. Horn, “Simulation of Lamb Wave Excitation for Different Elastic Properties and Acoustic Emission Source Geometries,” *J. Acoust. Emiss.*, vol. 28, pp. 142–154, 2010.
- [7] W. H. Prosser, M. A. Hamstad, J. Gary, and A. O. Gallagher, “Finite Element and Plate Theory Modeling of Acoustic Emission Waveforms,” *J. Nondestruct. Eval.*, vol. 18, no. 3, pp. 83–90, 1999.
- [8] M. A. Hamstad, A. O’Gallagher, and J. Gary, “A Wavelet Transform Applied To Acoustic Emission Signals: Part 1: Source Identification,” *J. Acoust. Emiss.*, vol. 20, pp. 39–61, 2002.
- [9] M. A. Hamstad, A. O’Gallagher, and J. Gary, “A wavelet transform applied to acoustic emission signals: Part 2: Source location,” *J. Acoust. Emiss.*, vol. 20, no. 853, pp. 62–82, 2002.
- [10] K. S. Downs and M. a Hamstad, “Wave propagation effects relative to AE source distinction of wideband AE signals from a composite pressure vessel,” *Journal of Acoustic Emission*, vol. 14, no. 3–4. pp. 561–573, 1996.
- [11] M. A. Hamstad and M. G. R. Sause, “Acoustic Emission Signals versus Propagation Direction for Hybrid Composite Layup with Large Stiffness Differences versus Direction,” in *31st Conference of the European Working Group on Acoustic Emission*, 2014, pp. 1–8.
- [12] M. G. R. Sause and S. Horn, “Influence of Internal Discontinuities on Ultrasonic Signal Propagation in Carbon Fiber Reinforced Plastics,” no. September, pp. 12–15, 2012.
- [13] M. G. R. Sause, “Modelling of crack growth based acoustic emission release in aluminum alloys,” in *31st Conference of the European Working Group on Acoustic Emission*, 2014, pp. 1–8.
- [14] P. D. Wilcox, C. K. Lee, J. J. Scholey, M. I. Friswell, M. R. Wisnom, and B. W. Drinkwater, “Progress Towards a Forward Model of the Complete Acoustic Emission Process,” *Adv. Mater. Res.*, vol. 13–14, pp. 69–75, 2006.
- [15] S. O. Gade, U. Weiss, M. a. Peter, and M. G. R. Sause, “Relation of Electromagnetic Emission and Crack Dynamics in Epoxy Resin Materials,” *J. Nondestruct. Eval.*, vol. 33, no. 4, pp. 711–723, 2014.
- [16] H. Hoppe, “New Quadric Metric for Simplifying Meshes with Appearance Attributes,” in *VISUALIZATION ’99 Proceedings of the 10th IEEE Visualization 1999 Conference (VIS ’99)*, 1999.