

Quantitative Charakterisierung mikroskopischer Schädigungsmechanismen in Faserverbund- und Holzwerkstoffen

Andreas J. BRUNNER¹

¹ Empa, Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, Dübendorf, Schweiz

Kontakt E-Mail: andreas.brunner@empa.ch

Kurzfassung. Durch die in-situ Kombination von Schallemissionsmessungen und Röntgenmethoden (z.B. Radiografie oder Röntgen Computer-Tomografie) bei mechanischen Belastungsversuchen an Materialien kann aus der mittels Röntgentechnik bestimmten Schädigungsfläche die mittlere Empfindlichkeit der Schallemission für entsprechende Schädigung quantitativ abgeschätzt werden. Damit kann aber auch abgeschätzt werden, welche kleinste Schädigungszunahme mit dem entsprechenden Prüfaufbau, den Geräteeinstellungen (Schwellenwert) und den verwendeten Schallemissions-Sensoren und Vorverstärkern noch nachweisbar ist. Dafür können aber auch andere Methoden, die Informationen über die Rissfläche liefern, genutzt werden. Zur Illustration werden ausgewählte Mode-I-Bruchmechanikversuche nach ISO 15024 an glasfaser-verstärkten Epoxidlaminaten ausgewertet und diskutiert, bei denen die Rissfläche aus visuell bestimmter Risslänge und gemessener Probenbreite ermittelt wurde. Die lineare Ortung der Schallemissionssignale liefert eine unabhängige Bestimmung der Schadensfläche zum Vergleich. Damit kann die Genauigkeit der Quantifizierung der Schädigungsfläche abgeschätzt werden. Bruchmechanik ist wichtiges mögliches Anwendungsgebiet, da für ein vertieftes Verständnis eine vergleichende Quantifizierung der mikroskopischen Schädigung unter quasi-statischer oder zyklischer Ermüdungsbelastung unterschiedlicher Polymer-Faserverbundwerkstoffe unter diversen Belastungsmoden wie Zug (Mode-I), Scherung (Mode-II), oder kombinierten Moden benötigt wird.

Einführung

In den letzten Jahren hat die Identifikation der den Schallemissionssignalen zugrunde liegenden, mikroskopischen Mechanismen in Faser-Verbundwerkstoffen mit Polymermatrix große Fortschritte erzielt. Durch Anwendung von Mustererkennungsprogrammen auf Schallemissionssignale mit Quellenortung konnten durch Aufteilung des mittels Fouriertransformation bestimmten Leistungsspektrums in partielle Leistungsspektralanteile mehrere, meist deutlich unterscheidbare Signalcluster identifiziert werden [1-4]. Diese Signalcluster deuten auf unterschiedliche Quellenmechanismen hin. Mit detaillierter Simulation von Modellquellen (typischerweise Dipol- oder Multipolquellen [2]), der Signalausbreitung im entsprechenden Material sowie des Einflusses der Transferfunktion der Messkette (Sensor, Vorverstärker und Datenerfassung) können den Signalclustern mit hoher Wahrscheinlichkeit den Modellquellen entsprechende, mikroskopische Mechanismen zugeordnet werden [5]. In Kohlenstoff-Faserverbundwerkstoffen sind dies im Wesentlichen



Matrixrisse, Ablösungen an der Grenzfläche von Faser und Matrix, und Faserbrüche [4], Delaminationen entstehen dann durch lokale Häufung von Matrixrissen.

Diese Kombination von Mustererkennung und Simulation ist auch auf die Untersuchung der Schädigungsentwicklung in Holzwerkstoffen, einem „natürlichen“, Faserverbundwerkstoff, angewendet worden [6,7]. Die Mustererkennung hat dabei jeweils zwei Klassen (Cluster) von Schallemissionssignalen identifiziert. Die entsprechende Modellierung zeigte, dass es sich um zwei Modellquellen mit einerseits eher „langsamen“ und andererseits „schnelleren“ Anstiegszeiten handelte. Mittels in-situ Synchrotron-basierter Röntgen-Computertomografie konnten diese Quellentypen als (schnellere) Zellwandrisse bzw. als (langsamere) Ablösungen der Zellwände, d.h. quasi als Delaminationen, identifiziert werden [8].

Allerdings gibt diese Identifikation der Quellenmechanismen der Schallemissionssignale noch keine eindeutige Information zur Größe der durch die mikroskopischen Mechanismen am Quellenort entstehenden Schädigung. Die in [8] aus den Röntgen-Computertomografie-Bildern bestimmte Risslänge bzw. Rissfläche erlaubte aber eine quantitative Korrelation zwischen Schallemissionssignal-Amplitude und Rissfläche. Der für die dort verwendete Versuchskonfiguration ermittelte Korrelationsfaktor beträgt 0.0038 mV für 1 μm^2 Rissfläche. Dieser Wert weist allerdings eine wahrscheinlich recht hohe Unsicherheit auf, die geschätzt bis etwa 50% betragen könnte. Trotz dieser Unsicherheit erlaubt der Korrelationsfaktor aber die Abschätzung, dass mit der verwendeten Schwelle von 32.1 dB_{AE} bzw. etwa 0.04 mV Rissflächen von etwa 10.5 μm^2 nachweisbar sind. Damit war die Schallemission in diesem Fall empfindlicher auf Rissbildung als die Röntgen-Computertomografie.

Bruchmechanische Versuche unter sogenannter Mode-I Belastung (in Anlehnung an ISO 15024 [9]) an Kohlenstoff-Faserverbundwerkstoffen mit einer Thermoplastmatrix (Poly-Ether-Ether-Keton), die in-situ mit Projektions-Radiografie unter Verwendung eines Kontrastmittels und Schallemission durchgeführt wurden [10] erlaubten unter gewissen Annahmen [11] ebenfalls die Bestimmung eines Korrelationsfaktors zwischen Schallemissionssignal-Amplitude und Riss- bzw. Delaminationsfläche. Dieser beträgt etwa 0.0003 mV/ μm^2 , mit einer geschätzten Unsicherheit von etwa ± 0.0001 mV/ μm^2 . Der deutlich niedrigere Wert im Vergleich zum Holzwerkstoff ist wahrscheinlich auf den unterschiedlichen Sensortyp, die Geräteeinstellungen sowie die unterschiedlichen Prüfkörpergrößen und Materialeigenschaften zurückzuführen. Aus dem Korrelationsfaktor konnte wieder eine untere Grenze für die mit einem Schwellenwert von 30 dB_{AE} nachweisbare Rissfläche zwischen etwa 100 und 200 μm^2 bzw. eine Risslänge von 10-15 μm abgeschätzt werden. Die mittlere Rissfläche von etwa 10'000-12'000 μm^2 für die während der Rissausbreitung registrierten Schallemissionssignale (Amplitudenbereich etwa 60-80 dB_{AE}) war zudem mit der lokalen, in der Radiografie beobachteten Rissflächenzunahme (typischer Durchmesser von 100-200 μm) konsistent.

In den bisher diskutierten Fällen [6-11] konnte die Korrelation zwischen Schallemissionssignal-Amplitude und Rissfläche jeweils durch zusätzliche Information aus bildgebenden, zerstörungsfreien Prüfverfahren (Röntgen-Computertomografie bzw. Radiografie) bestimmt werden. Es stellt sich daher die Frage, ob entsprechende Information zur Schädigungsgröße nicht auch aus den Schallemissionssignalen abgeschätzt werden kann. Zu diesem Zweck werden mit Schallemission überwachte Bruchmechanikversuche unter Mode-I Belastung an Glasfaser-verstärkten Epoxidlaminaten, analog zu jenen an Kohlenstofffaser-verstärkten Thermoplastlaminaten [10,11], aber mit zwei Sensoren für lineare Ortung der Schallemissionssignale entlang der Prüfkörperlänge, ausgewertet. Damit kann die Rissfläche als Funktion der Prüfdauer abgeschätzt werden. Zuerst werden aber das Material und der Messaufbau zusammengefasst.

Material und Schallemissionsmessung

1.1 Materialherstellung

Das Glasfaser-verstärkte Epoxidlaminat wurde als Platte von ca. 300 mm x 300 mm x 4 mm aus einem Glasgewebe (ca. 200 g/m²) und einem Epoxidharz mit Härter (Typ LY225 bzw. Typ HY925 von Huntsman) hergestellt. Zur Anrissbildung wurde auf einer Seite der Platte in der Mittelebene des Laminats auf einer Länge von ca. 70 mm eine dünne Polymerfolie (Fluor-Ethylen-Polyethylen, ca. 10 µm dick) eingelegt. Nach dem Aushärten des Laminats wurden daraus fünf Prüfkörper von nominell 20 mm Breite und ca. 230 mm Länge geschnitten. Auf die Prüfkörper wurden dann an dem Ende mit der einlamierten Folie zwei Lastklötzchen aus Aluminium gemäß ISO 15024 [9] aufgeklebt.

1.2 Prüfung und Schallemissionsmessung

Die Belastung der Prüfkörper erfolgte auf einer Prüfmaschine (Typ Z010 von Zwick) mit einer quasi-statischen Traversengeschwindigkeit von 5 mm/min bei nominell +23°C und 50% relativer Feuchte. Maschinenlast und Traversenweg wurden in Funktion der Zeit aufgezeichnet und dann mit dem Programmpaket der Prüfmaschine ausgewertet und grafisch dargestellt. Der Rissfortschritt wurde auf der Oberseite der Prüfkörper visuell verfolgt, Markierungen mit Bleistift im Abstand von jeweils einem bzw. fünf Millimeter dienten der Kontrolle der visuellen Ablesung.

Die Schallemissionsüberwachung der Mode-Versuche erfolgte mit einem Gerät (Typ AMSY-6) und dem entsprechenden Programm (VisualAE™ von Vallen Systeme GmbH). Die zwei Schallemissionssensoren (Typ SE-150M von Dunegan Engineering Corporation) wurden mit silikonfreiem Schliff fett als Koppelmittel und Klebeband auf dem oberen Lastklötzchen (da wegen der Durchbiegung die Kopplung auf dem Prüfkörper fraglich war) bzw. nahe dem Prüfkörperende direkt auf dem Laminat befestigt. Die Sensor-Kopplung wurde mit Autokalibration bzw. mit Bleistiftminenbrüchen an ausgewählten Stellen überprüft. Der Schwellenwert wurde auf 40.7 dB_{AE} gesetzt, der Bandpass der Vorverstärker war 30 und 1'000 kHz. Die Verstärkung betrug 34 dB und die „rearm-time“ 1.382 ms. Die Maschinenlast und der Traversenweg wurden als Analogsignale mit einer Rate von 4 Hz synchron mit den Schallemissionsdaten aufgezeichnet. Es wurden nur die üblichen Schallemissionssignal-Parameter ausgewertet und aufgezeichnet, die TransientenRecorder für Wellenformaufzeichnung wurden nicht eingesetzt.

2. Schallemissionssignale der Rissausbreitung (Delamination) in Glasfaser-verstärktem Epoxidlaminat unter Mode-I Belastung

2.1 Schallemissions-Aktivität

Die Schallemissionsaktivität des Prüfkörpers bzw. der zwei Sensoren in Funktion der Zeit ist in Abb. 1 als kumulative Kurve der Signale („hits“) bzw. der Anzahl Überschwingungen („counts“) dargestellt. Die Kurven der beiden Sensoren verlaufen qualitativ ähnlich. Sensor Nr. 2 ergibt in beiden Fällen eine niedrigere kumulative Anzahl als Sensor Nr.1. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Schädigung (Signalquelle) näher bei Sensor Nr. 1 liegt und die Werte bei Sensor Nr. 2 daher durch Materialdämpfung entsprechend reduziert werden.

Die Lastkurve zeigt den typischen Verlauf mit einer leichten Instabilität nach knapp 300 Sekunden. Der kontinuierliche Anstieg der Schallemissions-Aktivität beginnt nach ca. 50 – 60 Sekunden nach Beginn der Belastung. Wie in [10] im Detail diskutiert, entspricht

dies etwa dem Beginn der Rissinitiierung, aus dem dann die Bruchzähigkeit bzw. der Delaminationswiderstand des Materials bestimmt wird.

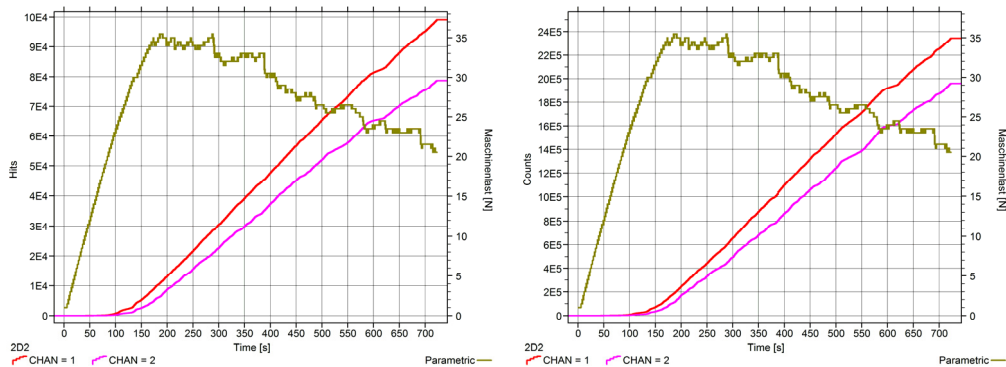


Abb. 1. Schallemissionsaktivität (links) kumulative Anzahl Signale der beiden Sensoren, (rechts) kumulative Anzahl „counts“ für den Prüfkörper, die Maschinenlast in Funktion der Zeit ist ebenfalls dargestellt.

2.2 Schallemissions-Intensität

Die Schallemissions-Intensität des Prüfkörpers ist als Amplitudenverteilung in Abb. 2 dargestellt. Signifikante Schallemission mit Amplituden bis etwa 80 dB_{AE} wird etwa 50 Sekunden nach Belastungsbeginn aufgezeichnet. Die Amplitudenverteilungen der beiden Sensoren unterscheiden sich nur im Bereich hoher Amplituden. Sensor Nr. 2 zeigt vergleichsweise weniger Signale mit Amplituden über 80 dB_{AE} als Sensor Nr. 1. Abb. 2 zeigt eine etwa gleichmäßige Amplitudenverteilung über die gesamte Versuchsdauer, was mit der gleichmäßigen Steigung der kumulativen Aktivität in Funktion der Zeit (Abb. 1) und der trotz Streuung relativ konstanten Rate von 700-800 Signalen pro fünf Sekunden konsistent ist. Abb. 3 zeigt die Schallemissions-Intensität als kumulative Energie, einmal linear und einmal logarithmisch dargestellt.

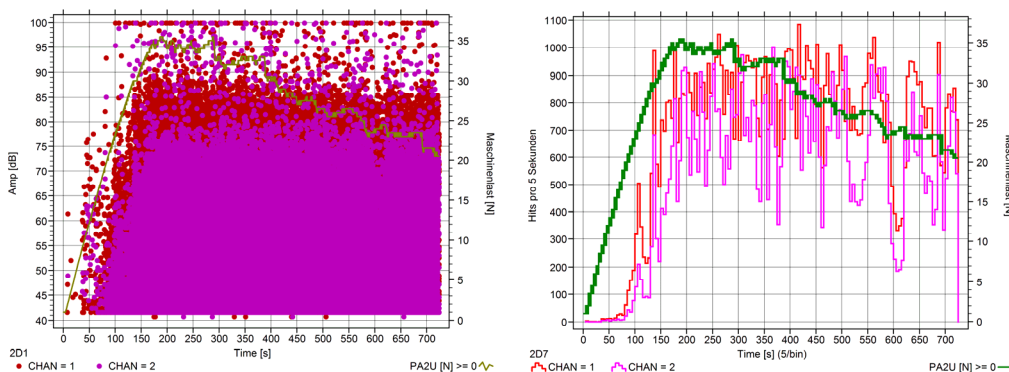


Abb. 2. Schallemissions-Intensität als Amplitudenverteilung für beide Sensoren (links) und Anzahl Schallemissionssignale pro fünf Sekunden (rechts), die Maschinenlast in Funktion der Zeit ist ebenfalls dargestellt.

2.3 Lineare Ortung der Schallemissionsquellen

Für die Überprüfung der linearen Ortung der Schallemissionsquellen entlang dem Prüfkörper wurden die Autokalibrationsfunktion des Geräts und Bleistiftminenbrüche eingesetzt. Bleistiftminenbrüche wurden im Bereich der durch die einlamierte Folie produzierten Anrisspitze sowie 50 und 100 mm davon entfernt durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Ortungen vor bzw. nach dem Versuch sind in Abb. 4 dargestellt. Die Signalgeschwindigkeit für den Ortungsalgorithmus wurde so gewählt, dass die Autokalibrationssignale am Ort

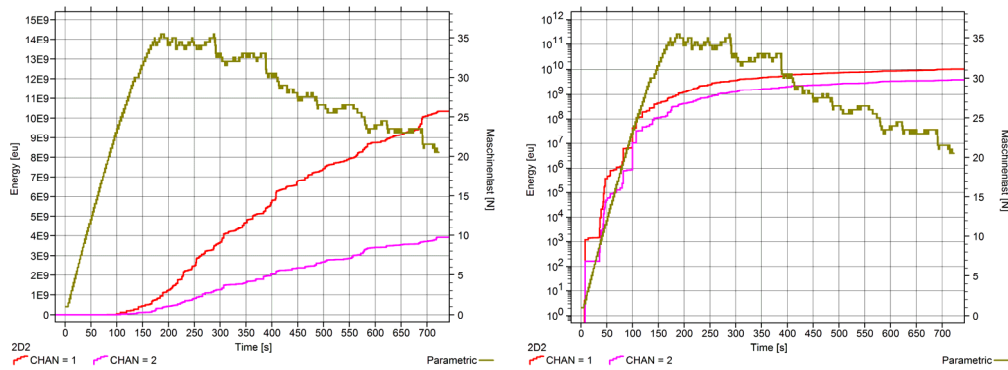


Abb. 3. Schallemissions-Intensität als kumulative Energie (links) linear, (rechts) logarithmisch dargestellt, Sensor Nr. 1 (auf dem Lastklötzchen in der Nähe der Anrissfolie) ergibt deutlich höhere Energie als Sensor Nr. 2, die Maschinenlast in Funktion der Zeit ist ebenfalls dargestellt.

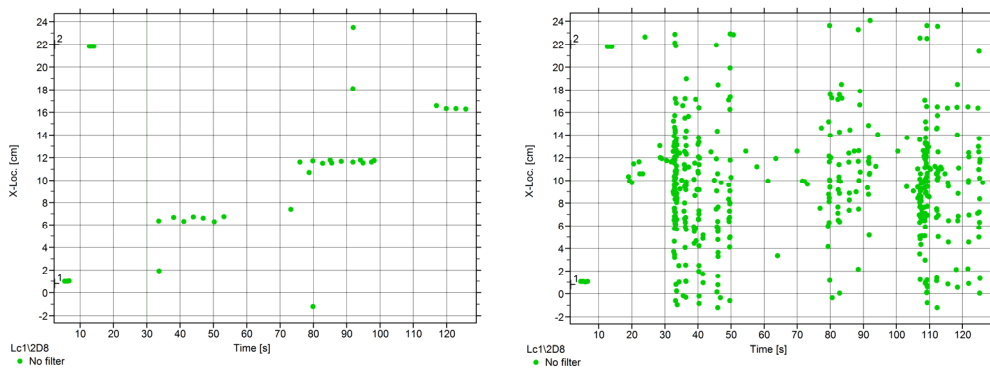


Abb. 4. Lineare Ordnung der Schallemissionssignale mit Autokalibration und Bleistiftminenbrüchen entlang der Prüfkörperlänge bei Ende der Anrissfolie (bei ca. 59 mm), 50 mm davon entfernt (bei ca. 109 mm) und 100 mm (bei ca. 159 mm) davon entfernt, (links) vor Versuchsbeginn, (rechts) nach Versuchsende (Signalgeschwindigkeit 360 cm/ms).

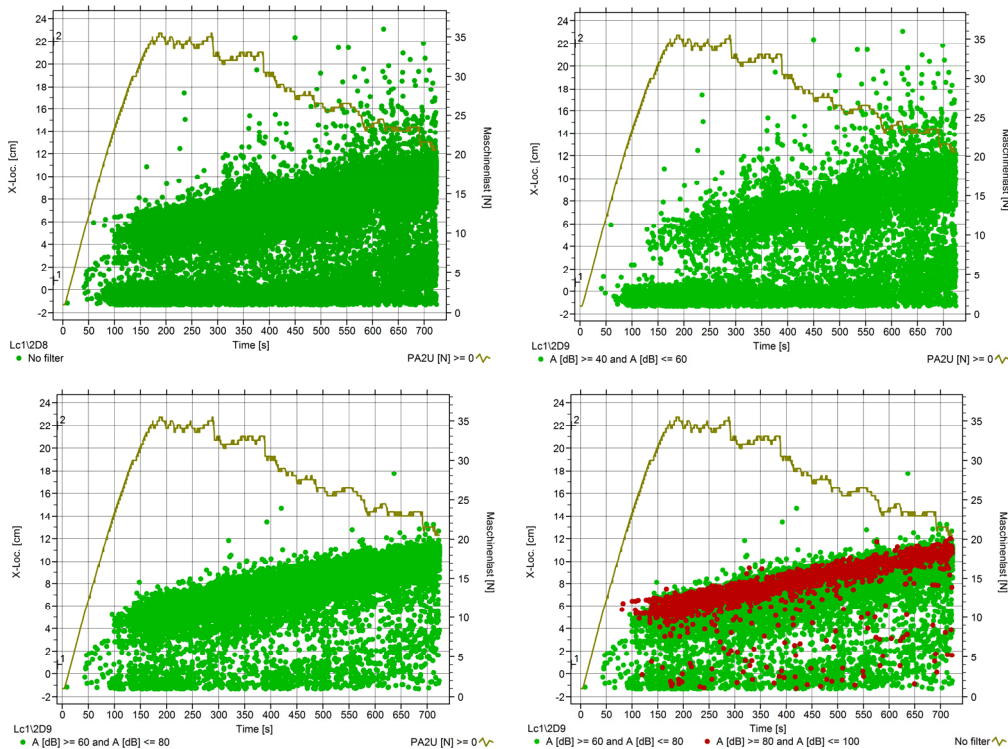


Abb. 5. Lineare Ordnung der Schallemissionssignale entlang der Prüfkörperlänge während dem Mode-I Belastungsversuch mit unterschiedlichen Amplitudenbereichen (Signalgeschwindigkeit 360 cm/ms).

des Sensors auftraten. Nach dem Versuch, d.h. mit einer Rissausbreitung über ca. 50-60 mm streuen die Ortungen der Bleistiftminenbrüche sehr stark. Die während dem Versuch georteten Signalquellen sind in Abb. 5 dargestellt. In den Bildern werden die georteten Signale nach Amplitudenbereichen gefiltert. Die Signale im gesamten Bereich der Rissausbreitung zeigen Amplituden zwischen 40 und etwa 80 dB_{AE}, die Signale mit höheren Amplituden (80-100 dB_{AE}) werden in einem relativ schmalen Band geortet. Die Amplitudenverteilung und die Signalaraten in Abb. 2 ergeben, anders als in dem in [11] diskutierten Beispiel, keinen Hinweis auf größere Schwankungen der Rissgeschwindigkeit.

2.4 Abschätzung der Korrelation zwischen Schallemissionssignal-Amplitude und Rissfläche

Für die Abschätzung der Korrelation muss einerseits die während dem Versuch entstehende Rissfläche und andererseits die entsprechende kumulative Amplitude ermittelt werden. Für die Projektion der Rissfläche gibt es zwei Messungen, die visuelle Beobachtung der Risslänge und die lineare Ortung der Schallemissionsquellen entlang der Prüfkörperlänge, die mit der visuell ermittelten Länge verglichen werden kann. Unterschiede zwischen den beiden Messungen sind entweder mit der Ungenauigkeit der linearen Quellenortung oder der in der Schallemissionsortung enthaltenen Ausdehnung der Prozesszone im Bereich der Risspitze erklärbar. Wegen der Unsicherheit der linearen Quellenortung mit Bleistiftminenbrüchen von etwa 5 mm (Abb. 4) anzunehmen, dass die visuell bestimmte Risslänge genauer ist. Das Problem der Bestimmung der effektiven Rissfläche aus der Projektion bleibt aber bestehen. Wie in [11] diskutiert, kann die effektive Rissfläche unter Umständen deutlich grösser als deren Projektion sein.

Die mittlere, gemessene Prüfkörperbreite beträgt 20.05 mm (nach [9] soll die Breite an drei Stellen gemessen und gemittelt werden). Visuell wurde in dem Versuch eine Risslängenzunahme von rund 55 mm ab Spitze der Anrissfolie bestimmt. Der Wert von 55 mm hat, auch wegen der typischerweise leicht gekrümmten Form der Risspitze sowie der Tatsache, dass die Entlastung erst einige Sekunden nach dem Stopp der Belastung begann und die Rissausbreitung nach der letzten visuellen Beobachtung eventuell noch weiter anstieg, eine geschätzte Genauigkeit von etwa 1-2 mm. Damit beträgt die visuell bestimmte Projektion der Rissfläche $1'103 \pm 40 \text{ mm}^2$. Die lineare Ortung der Schallemissionsquellen ergibt eine gemittelte Risslängenzunahme von etwa 58.5 mm (Abb. 5) mit einer geschätzten Genauigkeit von etwa 3 mm. Dies ergibt eine Rissfläche von etwa $1'173 \pm 60 \text{ mm}^2$, d.h. etwa 6% mehr und 50% höhere Unsicherheit im Vergleich zur visuellen Messung. Wie in [11] diskutiert, kann als obere Grenze das Doppelte der Projektionsfläche angenommen werden, d.h. die Rissfläche liegt vermutlich im Bereich zwischen $1'100$ und $2'200 \text{ mm}^2$.

Die Abschätzung der Anzahl relevanter Signale und der entsprechenden kumulativen Amplitude ist etwas komplexer. Aus den Ortungen der Signalquellen kann im Prinzip ein Verhältnis der Anzahl Signale bzw. deren kumulativer, linearer Signalamplitude, die aus dem der Rissausbreitung zugeordneten Bereich stammen zur Gesamtzahl der georteten Signale bzw. der entsprechenden totalen kumulativen linearen Signalamplitude bestimmt werden. Dieses Verhältnis wird dann benutzt, um den Anteil aller aufgezeichneter, auch nicht georteter, Signale zu bestimmen, welcher wahrscheinlich der Rissausbreitung zugeordnet werden kann. Für diesen Anteil wird dann die kumulative Signalamplitude bestimmt.

Bei einer Gesamtzahl der im Prüfkörper georteten Signalquellen von 35'094 beträgt die Anzahl, die im Bereich der Rissausbreitung geortet werden 25'969, d.h. beinahe drei Viertel (74%) aller georteten Signalquellen fallen in den Bereich der Rissausbreitung. Diese Verteilung ist aber nicht gleichmäßig bezüglich der Amplitudenbereiche. Mit Amplituden zwischen 40-60 dB_{AE} werden 4'140 (39.5%), für Amplituden zwischen 60-80 dB_{AE} 18'937 (87.8%) und für 80-100 dB_{AE} 2'392 (96.2%) Signalquellen im Bereich der Rissausbreitung

geortet, die Prozentwerte beziehen sich auf alle in diesem Amplitudenintervall aufgezeichneten Signalquellen. Dies deutet darauf hin, dass die Delamination tendenziell mehr Signale mit höheren Amplituden (oberhalb etwa 60 dB_{AE}) ergibt. Wird an Stelle der Anzahl Signale die Verteilung der im Rissbereich georteten Signale bezüglich linearer Signalamplitude betrachtet, ändern die Prozentanteile nicht wesentlich. Mit Amplituden zwischen 40-60 dB_{AE} werden 43.0%, mit Amplituden zwischen 60-80 dB_{AE} 92.0% und mit Amplituden zwischen 80-100 dB_{AE} 95.3% der kumulativen Amplituden im Bereich der Rissausbreitung geortet. Daraus wird geschlossen, dass der Anteil aller Signale bzw. der totalen kumulativen Amplitude, die dem Bereich der Rissausbreitung zugeordnet werden können, für 40-60 dB_{AE} etwa (41±2)%, für 60-80 dB_{AE} etwa (95±1)% und für 80-100 dB_{AE} etwa (90±2)% beträgt.

Daraus ergibt sich für den Sensor Nr. 1 auf dem Lasteinleitungsklötzchen eine kumulative Signalamplitude aus dem Bereich der Rissausbreitung von etwa 151'400 mV und für den Sensor Nr. 2 nahe dem Prüfkörperende eine von etwa 67'374 mV. Mit den geschätzten, totalen Rissflächen zwischen 1'100 und 2'200 mm² (als untere bzw. obere Grenze) folgen Korrelationswerte zwischen 0.000068 bzw. 0.00014 mV/μm² als untere bzw. obere Grenze für den ersten, und zwischen 0.000030 bzw. 0.000062 mV/μm² für den zweiten Sensor. Die obere Grenze ergibt sich jeweils aus der minimalen Rissfläche, d.h. der Projektion aus der visuellen Beobachtung (1'100 mm²) und die untere aus dem oberen Schätzwert (2'200 mm²). Mit dem Schwellenwert von 40.7 dB_{AE} (etwa 108 μV) ergibt dies eine minimal nachweisbare Rissfläche von etwa 715 μm² bzw. eine unter Annahme einer etwa quadratischen Rissfläche bestimmten Risslänge von etwa 27 μm für Sensor Nr. 1 und von etwa 1'640 μm² Rissfläche bzw. etwa 40 μm Risslänge für Sensor Nr. 2. Mit einer totalen, kumulativen Signalamplitude von 1.75 x 10⁸ μV und 99'120 Signalen für Sensor Nr. 1 ergibt sich eine mittlere Signalamplitude von etwa 1'766 μV (ca. 65 dB_{AE}), was mittleren Risslängen zwischen etwa 110 und 160 μm (untere bzw. obere Grenze aus dem Korrelationsfaktor des Sensors Nr. 1) entspricht. Die mittlere Signalamplitude von Sensor Nr. 2 entspricht 1.051 mV (ca. 60.4 dB_{AE}), was mittlere Risslängen zwischen etwa 130 und 185 μm ergibt. Diese Werte sind ähnlich zu denen, die für einen Kohlefaser-Thermoplast Verbundwerkstoff abgeschätzt wurden [11], wobei wegen der Versuchsanordnung Sensor Nr.2 für den direkten Vergleich mit [11] benutzt werden sollte.

3. Vergleichende Diskussion

Die aus den unterschiedlichen Versuchen bestimmten Korrelationen unterscheiden sich in der Signalamplitude pro μm² Rissfläche deutlich: 0.0038 mV für Fichtenholz, 0.0003 mV für Kohlefaser-Thermoplast Verbundwerkstoff und 0.0001 mV für Glasfaser-Epoxid Verbundwerkstoff (alle diese Werte mit einer geschätzten Streuung zwischen 30 und 50%). Das ist im Wesentlichen auf die unterschiedlichen Kombinationen von Materialtyp, Prüfkörpergröße und Messtechnik (vor allem Sensortyp) zurückzuführen. Auch wenn die Streuung der Ergebnisse wegen der geschätzten Unsicherheit recht hoch ist, lassen sich daraus doch die Größenordnung der Schädigung pro (mittlerer) Signalamplitude sowie eine untere Grenze der mit einem vorgegeben Schwellenwert nachweisbaren Schädigung bestimmen.

4. Zusammenfassung und Ausblick

Der vorliegende Beitrag und die darin diskutierten Ergebnisse früher publizierter Auswertungen zeigen, dass die durch mikroskopische Schädigungsmechanismen in Faserverbundwerkstoffen mit polymerer Matrix (Holz, Kohlenstoff-Faserverbund, Glas-

Faserverbund) bezüglich ihrer Größe (z.B. Rissfläche) quantifiziert werden kann, sofern Information zur Gesamtgröße der Schädigung vorliegt. Diese kann z.B. aus Bildern von in-situ Röntgen-Computertomografie (Beispiel Holzwerkstoff) oder Radiografie (Kohlenstoff-Faserverbund) ermittelt werden. In dem hier diskutierten Beispiel (Glas-Faserverbund) wird die Gesamtgröße der Delamination aus visueller Beobachtung bestimmt und mit der Ortung der Schallemissionsquellen verglichen. Mit der Ortung der Schallemissionsquellen vergleichbare Daten können prinzipiell auch aus Ultraschall C-Bildern bestimmt werden. Die statistische Mittelung der Schallemissionssignal-Amplituden und die Abschätzung der minimalen bzw. maximalen Rissfläche ergibt eine obere und untere Grenze für den Korrelationsfaktor zwischen Amplitude und Rissgröße (Rissfläche). Mit dieser Korrelation kann auch die bei vorgegebenem Schwellenwert minimal mit Schallemission nachweisbare Rissfläche abgeschätzt werden. Dies ist ein Ansatz für eine quantitative Auswertung der Schallemission mittels ergänzenden, bildgebenden zerstörungsfreien Prüfmethoden.

5. Dank

Die Herstellung der Platten bzw. Prüfkörper und die Vorbereitung bzw. Bedienung der Prüfmaschine für die Mode-I Bruchmechanikversuche erfolgte durch Herrn Marcel Rees (Empa, Abteilung Mechanical Systems Engineering).

Referenzen

- [1] M.G.R. Sause, S. Horn: "Influence of Specimen Geometry on Acoustic Emission Signals in Fiber Reinforced Composites: FEM-Simulations and Experiments", Proceedings EWGAE Conference 2010, Paper No. 49, p. 1-8 (2010).
- [2] M.G.R. Sause, S. Horn: "Simulation of Acoustic Emission in Planar Carbon Fiber Reinforced Plastic Specimens", Journal of Nondestructive Evaluation, 29, 123-142 (2010).
- [3] M.G.R. Sause, A. Gribov, A.R. Unwin, S. Horn: "Pattern recognition approach to identify natural clusters of acoustic emission signals", Pattern Recognition Letters, 33, 17-23 (2012).
- [4] M.G.R. Sause, T. Müller, A. Horoschenkoff, S. Horn: "Quantification of failure mechanisms in mode-I loading of fiber reinforced plastics utilizing acoustic emission analysis", Composites Science and Technology 72, 167-174 (2012).
- [5] M.G.R. Sause, S. Horn: "Quantification of the Uncertainty of Pattern Recognition Approaches Applied to Acoustic Emission Signals", Journal of Nondestructive Evaluation, 32, 242-255 (2013).
- [6] F. Baensch, M.G.R. Sause, A.J. Brunner, P. Niemz: „Damage Evolution in Wood – Pattern Recognition based on Acoustic Emission Frequency Spectra“, Holzforschung, 69, No. 3, 357-365 (2015).
- [7] L. Vergeynst, M.G.R. Sause, F. Ritschel, A.J. Brunner, P. Niemz, K. Steppe: „Finite element modelling used to support wood failure identification based on acoustic emission signals“, Proceedings COST – Timber Bridge Conference (Eds. S. Franke, B. Franke, R. Widmann), 141-146 (2014).
- [8] F. Baensch, M. Zauner, S.J. Sanabria, B.R. Pinzer, M.G.R. Sause, A.J. Brunner, M. Stampanoni, P. Niemz: „Damage Evolution in Wood – Synchrotron based microtomography as complementary evidence for interpreting acoustic emission behavior“, Holzforschung, 68, Nr. 8, 1015-1025 (2015).
- [9] ISO 15024 Fibre-reinforced plastic composites – determination of mode I interlaminar fracture toughness, G_{IC} , for unidirectionally reinforced materials, International Organisation for Standardisation (ISO), Genf, p. 1-24 (2001).
- [10] J. Bohse, T. Krietsch, J. Chen, A.J. Brunner: "Acoustic Emission Analysis and Micromechanical Interpretation of Mode I Fracture Toughness Tests on Composite Materials", Proceedings ESIS Conference on Fracture of Polymers, Composites and Adhesives (Eds. J.G. Williams, A. Pavan), ESIS Publication 27 (ISBN 0-08-043710-9), Elsevier, 15-26 (2000).
- [11] A.J. Brunner: "Correlation between acoustic emission signals and delaminations in carbon fiber-reinforced polymer-matrix composites: A new look at mode I fracture test data", Proceedings 32nd Acoustic Emission Conference, Vol. 1 (Eds. P. Mazal, L. Pazdera, Czech Society for Non-destructive Testing, ISBN 978-80-214-5386-9), paper Nr. 55, 55-63 (2016).