

Ermüdungsrisswachstum und Korrosion in Stahl P460NL1 - Vergleich von Kennwerten aus Bruchmechanik und Schallemission

Janne WACHSMUTH *

* BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung,
Unter den Eichen 87, 12205 Berlin

Kurzfassung. Das Monitoring von Bauteilen bei Ermüdungsbelastung mit Hilfe der Schallemission liefert eine große Anzahl an Schallemissionsdaten und -parametern. Um diese in einen Zusammenhang mit dem Schadenszustand des Bauteils zu bringen ist es sinnvoll, einen Bezug zu bekannten bruchmechanischen Kenngrößen herzustellen. Dies wird in dieser Arbeit anhand von Ermüdungsversuchen an Platten aus dem Feinkornstahl P460NL1 versucht. Schallemissionssignale aus Ermüdungsrissen mit und ohne Korrosionseinfluss werden analysiert und mit bekannten bruchmechanischen Kenngrößen wie der Risswachstumsrate und dem Spannungsintensitätsfaktor verglichen.

1. Einleitung

Der Begriff Schallemission beschreibt das spontane Auslösen einer transienten elastischen Welle in einem Festkörper als eine Konsequenz einer plötzlichen lokalen Spannungsveränderung. Größere Schadensmechanismen in Ingenieurmaterialien, wie Rissfortschritt oder plastische Deformation, werden von lokalen Veränderungen der Spannungs- und Verschiebungszustände im Körper begleitet, welche elastische Spannungswellen (Schallemissionswellen) abstrahlen. Vorausgesetzt, diese elastischen Wellen besitzen eine ausreichende Energie, um von Sensoren an der Oberfläche detektiert zu werden, kann durch sie eine Aussage über die Schadensentwicklung im Körper gemacht werden [1]. Voraussetzung dafür ist es, die Parameter der Schallemissionsmessung mit jenen der Bruchmechanik zu verbinden. Wenn dies gelingt, kann mithilfe der Schallemissionsprüfung über den Weg der Bruchmechanik eine Lebensdaueranalyse für das Bauteil durchgeführt werden [2,3]. Für die Verbindung von Schallemissionsparametern (z.B. Hit-Summe, Energie, Amplitude) mit denen der Bruchmechanik (z.B. Spannungsintensitätsfaktor K , Risswachstumsrate da/dN) gibt es viele Untersuchungen und Ansätze [4–11]. Diese beruhen zumeist auf Ergebnissen von Probekörpern. Diese Arbeit soll vorangegangene Ergebnisse [12–15] ergänzen und stellt Versuche an Probeplatten vor, welche in ihrer Größe und durch einen Riss im Schweißnahtbereich praxisnah gewählt wurden. Außerdem wird ein Vergleich von nicht korrodierten zu korrodierten Rissen angestellt. Vergleiche zu vorhergehenden Studien sollen zeigen, ob deren Ergebnisse sich auf den vorliegenden Werkstoff und die Plattengeometrie übertragen lassen.



2. Theoretischer Hintergrund

Ein erster von Gerberich und Hartbower 1967 [5] aufgestellter Zusammenhang für Ermüdungsrisswachstum und Schallemission in D6-Stahl betrachtet die Bruchflächenzunahme und bezieht sich auf Risswachstumsraten höher als 10^{-3} mm/Lastzyklus:

$$\Delta A \propto \left(\sum g\right)^2 \frac{E}{K^2} \quad (1)$$

wobei E der Elastizitätsmodul, K der Spannungsintensitätsfaktor, ΔA die Bruchflächenzunahme und $\sum g$ die Summe der SE-Events, die innerhalb der Bruchflächenzunahme ΔA auftreten, sind. Sinclair *et al.* [8] zeigten, dass die Anzahl der gesamten SE-Ereignisse N direkt proportional zur erzeugten Fläche des Ermüdungsrisses A ist:

$$N = \gamma A \quad (2)$$

wobei γ eine Materialkonstante ist. Eine frühe und sehr umfangreiche Arbeit von Dunegan, Harris und Tatro [16] fokussiert auf das Verhältnis zwischen Schallemissionsparametern und Spannungsintensitätsfaktor (SIF) im Rissöffnungsmodus I und der plastische Zone. Das in dieser Studie vorgestellte Modell kann angewendet werden, um Risse zu beschreiben, bei denen sprödes oder duktiler Risswachstum vorliegt. Das Modell basiert darauf, dass in einer rissbehafteten Probe die plastische Deformation des Materials vor der Risssspitze Schallemission auslöst. Es wird außerdem davon ausgegangen, dass die Mechanik im Mikrometerniveau, welche das Risswachstum auslöst, auch zum Auftreten von Schallemission im Material führt [4]. Demnach sollte es einen Zusammenhang geben zwischen Parametern, die den Bruchvorgang und jenen, welche das Phänomen der Schallemission beschreiben. Während des subkritischen Risswachstums wurde für spröde Bruchvorgänge folgender Zusammenhang zum Spannungsintensitätsfaktor K_I festgestellt [6,7]:

$$N_c = A(K_I)^m \quad (3)$$

wobei N_c die kumulative Anzahl an SE-Ereignissen und A und m Konstante sind. Auch bei Ermüdungsversuchen wurde ein ähnlicher Zusammenhang mit dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK beobachtet [8]:

$$N' = A(\Delta K)^m \quad (4)$$

N' ist dabei die Anzahl der Überschwingungen (Ring-down Counts, Counts) im SE-Signal pro Lastzyklus. Dieser Zusammenhang hat eine starke Ähnlichkeit mit dem Paris-Gesetz für stabiles Ermüdungsrisswachstum [17]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (5)$$

C und m sind Konstanten. Diese Ähnlichkeit legt nahe, dass die Mechanismen, welche für das Risswachstum verantwortlich sind, auch Schallemission im Material auslösen [4]. Scruby *et al.* zeigten, dass die Energiefreisetzungsrates, z.B. die Risswachstumsrate, und nicht die bloße Energie des Quellereignisses für die Amplitude des SE-Signals verantwortlich ist [18].

An der Risssspitze befinden sich Quellenmechanismen unterschiedlicher Art [19]. Hier kann in zwei Kategorien unterschieden werden: Primäre und Sekundäre Quellereignisse [6,20] (s. Abb. 1). Dabei sind primäre Quellereignisse direkt mit dem Risswachstum verbunden, wie die plastische Verformung vor der Risssspitze oder der elastische Rissfortschritt; sekundäre Quellereignisse können beispielsweise die Reibung an Kontaktpunkten freier Bruchflächen oder das Brechen von Korrosionsprodukten sein.

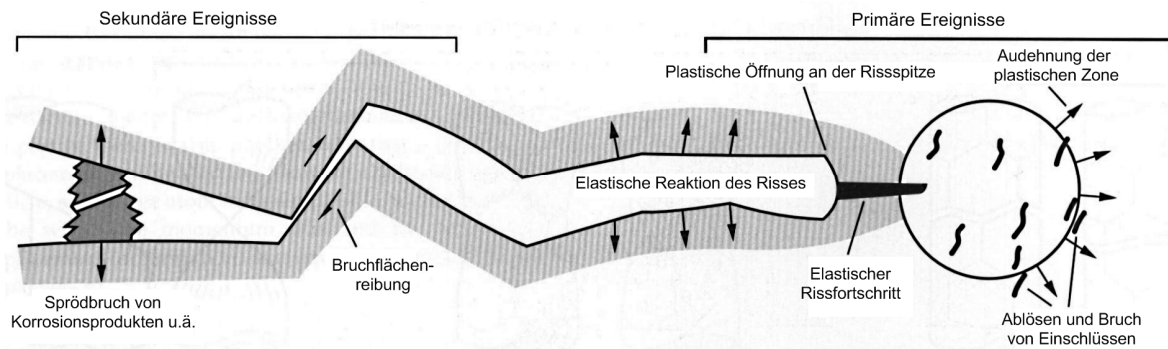


Abb. 1: Schematische Darstellung einer Rissspitze mit möglichen SE-Quellmechanismen [21]

Die größte Bedeutung für die Bauteilprüfung haben unter den primären SE-Quellen der Sprödbruch und andere schnell vor sich gehende Bruchvorgänge. Plastische Deformation emittiert häufig nur schwache kontinuierliche SE, ist damit schwer zu detektieren und spielt für die Überwachung von Fehlstellen eine untergeordnete Rolle. Sekundäre Schallemission ist oft wichtig, wenn die Entwicklung eines Risses detektiert werden soll und macht in der Praxis einen Hauptanteil der aufgenommenen Schallemission aus. Sie wird häufig verwendet, um Risse zu detektieren, die keine primären SE-Ereignisse erzeugen [22,23].

3. Experimenteller Teil

3.1 Materialien und Methoden

Mit dem Feinkornbaustahl P460NL1 (1.8915) wurde ein Werkstoff gewählt, welcher in Druckbehältern zum Gastransport Verwendung findet. Um Reflexionen der Schallwellen von den Rändern im SE-Signal zu verringern, wurden Testplatten mit den Abmessungen bis 1000 x 650 x 10 mm verwendet (s. Tab. 1). Die Platten enthielten eine Schweißnaht, an der das Risswachstum starten sollte; die Schweißnaht soll ferner einen Bezug zu den sogenannten „hot spots“, den kritischen Bereichen für Ermüdungsrissbildung, an Tanks oder Bauteilen darstellen. Die Schweißnaht wurde in drei Schichten durch das Metall-Aktiv-Gas - Fülldrahtschweißverfahren erstellt. Starterkerben wurden im Bereich der Wärmeeinflusszone der Schweißnaht mechanisch eingebracht. Der Effekt des Kerbes auf die SE-Signale im Monitoring-Prozess kann vernachlässigt werden [24]. Die aufgebrachte 4-Punkt-Biegung verursacht Zugspannung normal zur Rissfront, eine Mode-I-Belastung. Ermüdungsrisse wurden initiiert und sowohl ohne als auch mit korrosiver Umgebung unter maximalen Spannungen bis zu 1.000 MPa, einer Schwingfrequenz von 2,4 Hz und einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ belastet. Der Spannungsintensitätsfaktor K wurde nach der FKM-Richtlinie [25] und dem Merkblatt DVS 2401 [26] für den halbelliptischen Oberflächenriss berechnet.

Tab. 1: Übersicht der Plattenversuche

Platten Nr.	Dimension [mm] (Länge x Breite x Höhe)	Schadensmechanismus	
		Ermüdungsrisswachstum	Ermüdungsrisswachstum mit Korrosionseinfluss
3	1000 x 650 x 10	X	
4	1000 x 650 x 10		X
5	1000 x 560 x 10	X	X

Als Korrosionsmedium wurde eine NaCl-Lösung mit 50g NaCl pro Liter deionisierten Wassers verwendet. Die Korrosionsbereiche wurden durch eine dünne

Umrandung mit Dichtmasse von ihrer Umgebung isoliert. In Tab. 1 ist eine Auflistung der hier aufgeführten Versuche zu sehen. Die Schallemission wurde mit 150 kHz Resonanzsensoren (Typ VS150-RIC [27]) gemessen. Für die Auswertung der SE-Signale wurde aufgrund der Hintergrundgeräusche durch Prüfmaschine und Auflagerreibung ein Schwellwert von 50 dB_{AE} gewählt; als Schallgeschwindigkeit zur Ermittlung der Ereignisorte wurde die effektive Geschwindigkeit der antisymmetrischen Plattenwelle mit 3.300 m/s gewählt. Die Risslängen wurden anhand von Farbeindringprüfungen ermittelt. Die SE-Signale wurden aufgrund der Ortungsergebnisse den jeweiligen Bereichen ihrer Quellenmechanismen zugeordnet. Es wurde jeweils ein elliptischer Bereich, dessen Größe an die aktuelle Risslänge angepasst wurde, für die Zugehörigkeit definiert. Abb. 2 zeigt am Beispiel der Platte Nr. 4 einen korrodierten Riss mit den Ellipsen, welche für die Ortung und Datenfilterung verwendet wurden.

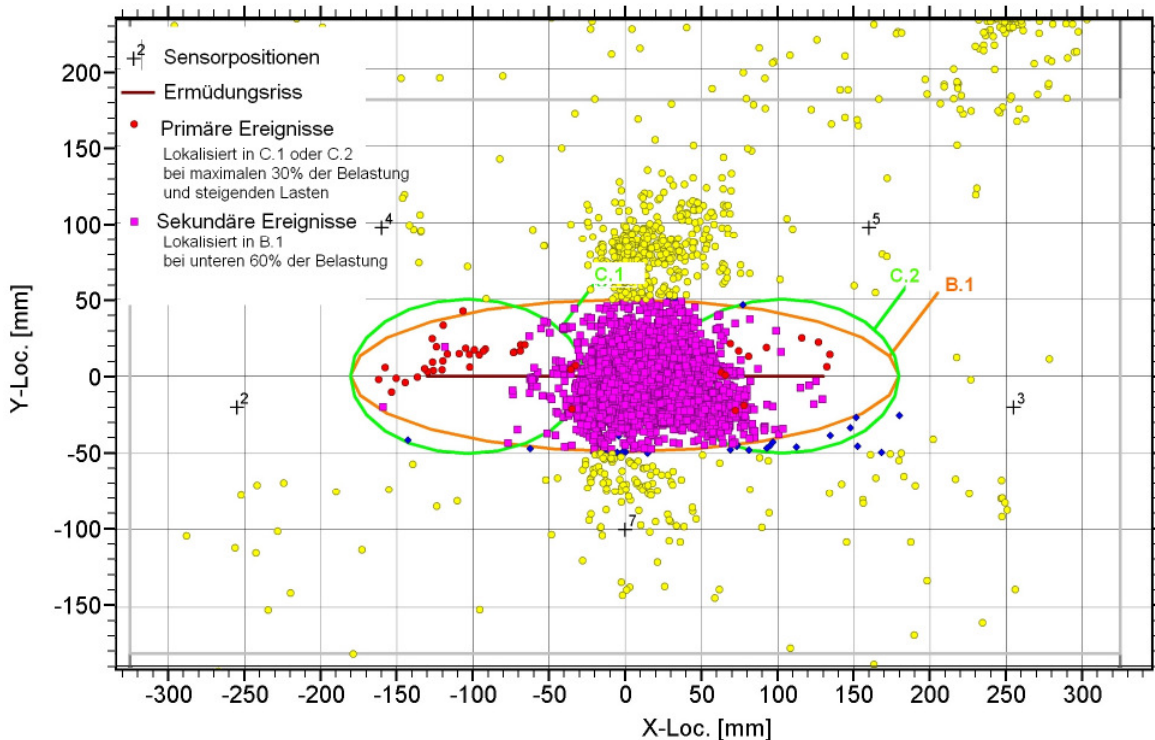


Abb. 2: Beispiel anhand von Platte 4: Ortung des Rissbereiches; zu sehen ist ein Versuchsabschnitt von 46.000 Lastzyklen und einem Risswachstum von 243 auf 260 mm. C.1, C.2 und B.1: Ellipsen im Polygon Prozessor, mit Hilfe derer die SE-Ereignisse den jeweiligen Schadensquellen zugeordnet werden; ihr Umfang besitzt einen Abstand von 50 mm zu den Risspitzen und wird bei Risswachstum angepasst.

3.2 Filterung der Schallemissionsereignisse

Frequenzen zwischen 20 und 400 kHz wurden aufgenommen. Es wurde eine Vorfilterung vorgenommen, bei der die Anstiegszeit größer als 1µs und die Anzahl der Überschwingungen (Counts) größer als 2 gesetzt wurden. Die primären SE-Ereignisse wurden durch eine logische Filterung isoliert. Die X-Y-Lokalisierung wurde auf 50 mm Ellipsen um den Riss gesetzt. Sobald der Riss über die gesamte Plattendicke gewachsen ist, wurden die Ellipsen auf die Risspitzen reduziert (grüne Ellipsen in Abb. 2). Die Belastungsgröße wurde auf die maximalen 30 % des Belastungsbereichs im Ermüdungsversuch gesetzt und nur ansteigende Kräfte betrachtet. Sekundäre SE-Ereignisse wurden wie folgt ermittelt: X-Y-Lokalisierung für 50 mm Ellipsen um den Riss (orange Ellipse in Abb. 2). Belastungsgröße: Untere 60 % des Belastungsbereichs im Ermüdungsversuch.

3.3 Aufnahmen der Bruchfläche

Nach Beendigung der Ermüdungsversuche wurden die Bruchflächen geöffnet. Es wurden licht- und rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen der Bruchfläche sowie Schliffbilder der Rissflanken erstellt (vgl. Abb. 3). Die Aufnahmen der Bruchflächen zeigen Rastlinien, an denen eine Änderung der Belastung stattgefunden hat. Auch an dem Grad der Korrosion lassen sich die unterschiedlichen Versuchsstadien ablesen.

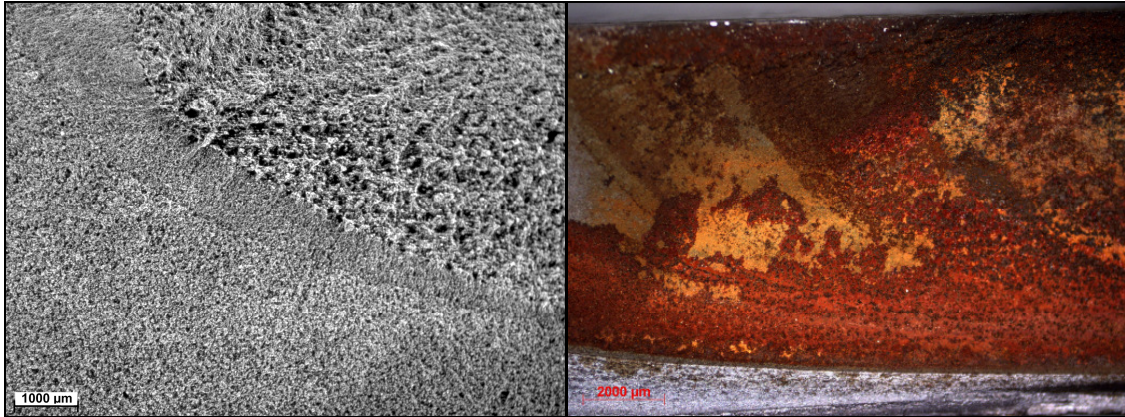


Abb. 3: Lichtmikroskopische Aufnahmen der nicht korrodierten Bruchfläche (links) und der korrodierten Bruchfläche (rechts); der Übergang von schneller zu langsamer Risswachstumsgeschwindigkeit ist erkennbar

4. Ergebnisse und Diskussion

Abb. 4 und Abb. 5 zeigen den Versuchsverlauf eines korrodierten Risses in Platte 4. Zu sehen sind die Anzahl der SE-Ereignisse im Vergleich zur Risslänge, in Abhängigkeit von der Anzahl der Lastwechsel. Abb. 4 zeigt die primären, die sekundären und die Gesamtanzahl an SE-Ereignissen. Die sekundären SE-Ereignisse machen den Hauptteil der Gesamtanzahl aus. Diese beiden Kurven steigen in ähnlichem Maße wie die Risslänge.

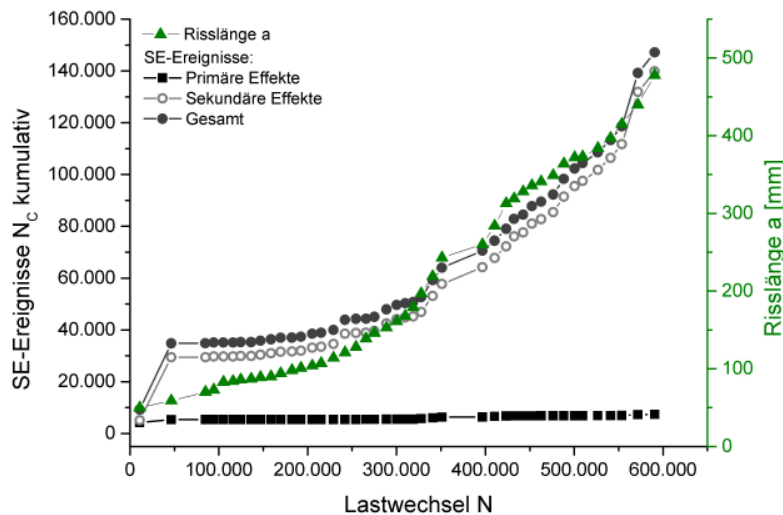


Abb. 4: Kumulative Anzahl der SE-Ereignisse im Vergleich zur Risslänge an einem korrodierten Riss (Platte 4); Gesamte Anzahl der SE-Ereignisse, sowie primäre und sekundäre SE-Ereignisse.

In Abb. 5 ist der Verlauf der primären SE-Ereignisse zu sehen. Ihre Anzahl ist um ein 20-faches geringer als die sekundären. Aber auch an diesem Verlauf können Zusammenhänge zur Risslänge festgestellt werden. Bei geringen Risswachstumsraten (bis 10^{-3} mm/LW) ist die Anzahl der primären SE-Ereignisse gering. Bei höheren Risswachstumsraten steigt sie rapide an. Sekundäre SE-Ereignisse sind also eher abhängig von der Risslänge, primäre SE-Ereignisse von der Risswachstumsrate.

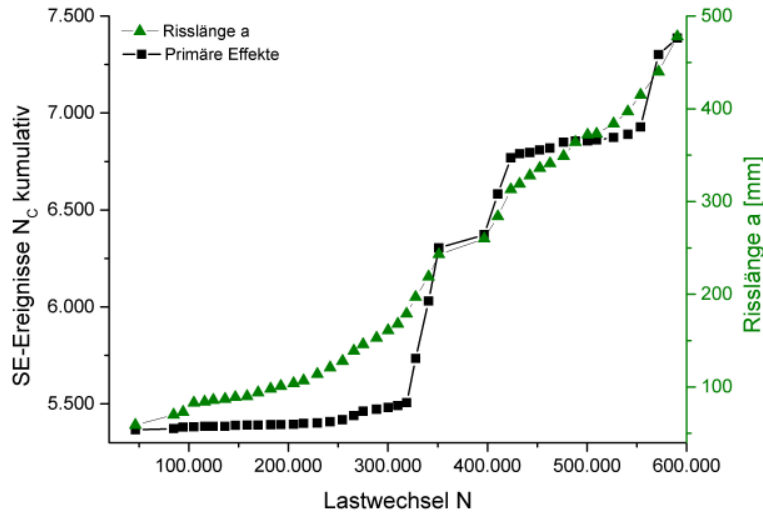


Abb. 5: Kumulative Anzahl der primären SE-Ereignisse im Vergleich zur Risslänge an einem korrodierten Riss (Platte 4) in Abhängigkeit von den Lastwechseln.

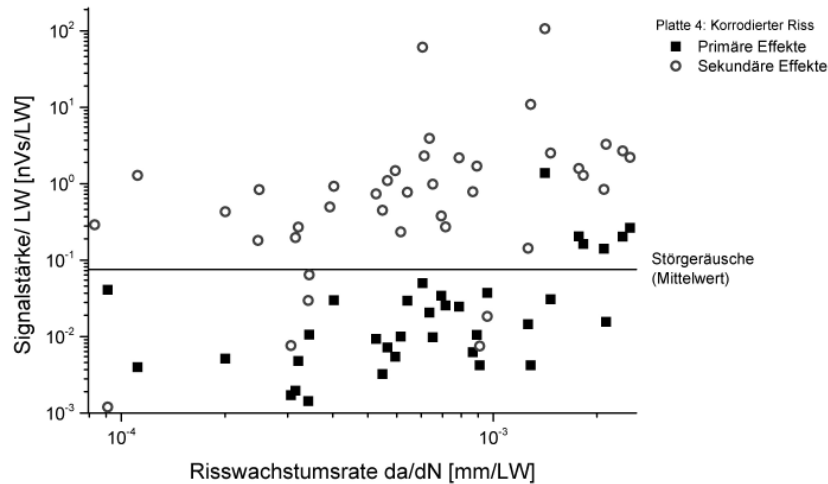


Abb. 6: Signalstärke (primäre und sekundäre Effekte) eines korrodierten Risses in Abhängigkeit von der Rissfortschrittsrate da/dN (Platte 4).

Die Abhängigkeit der Signalstärke primärer und sekundärer Effekte zur Risswachstumsrate ist in Abb. 6 dargestellt. Die Signalstärke ist definiert durch

$$E_{SS} = \int_{t=0}^{t=T} |U| dt \quad (6)$$

mit U: Eingangsspannung vor Verstärkung, t der Zeit und T der Signaldauer. Eingetragen ist ferner der Mittelwert der Signalstärke der Störgeräusche über der

Versuchsdauer; also jenen lokalisierten SE-Ereignissen, welche Beispielsweise durch die Auflagerreibung entstehen. Der Hauptteil der primären Effekte liegt unterhalb dieses Mittelwertes, während der Hauptteil der sekundären Effekte darüber liegt. Nur bei Risswachstumsraten, welche über 10^{-3} mm/LW liegen, erhöht sich die Signalstärke, kann also auch eine zuverlässige Detektierung anhand der primären Ereignisse am Riss erfolgen.

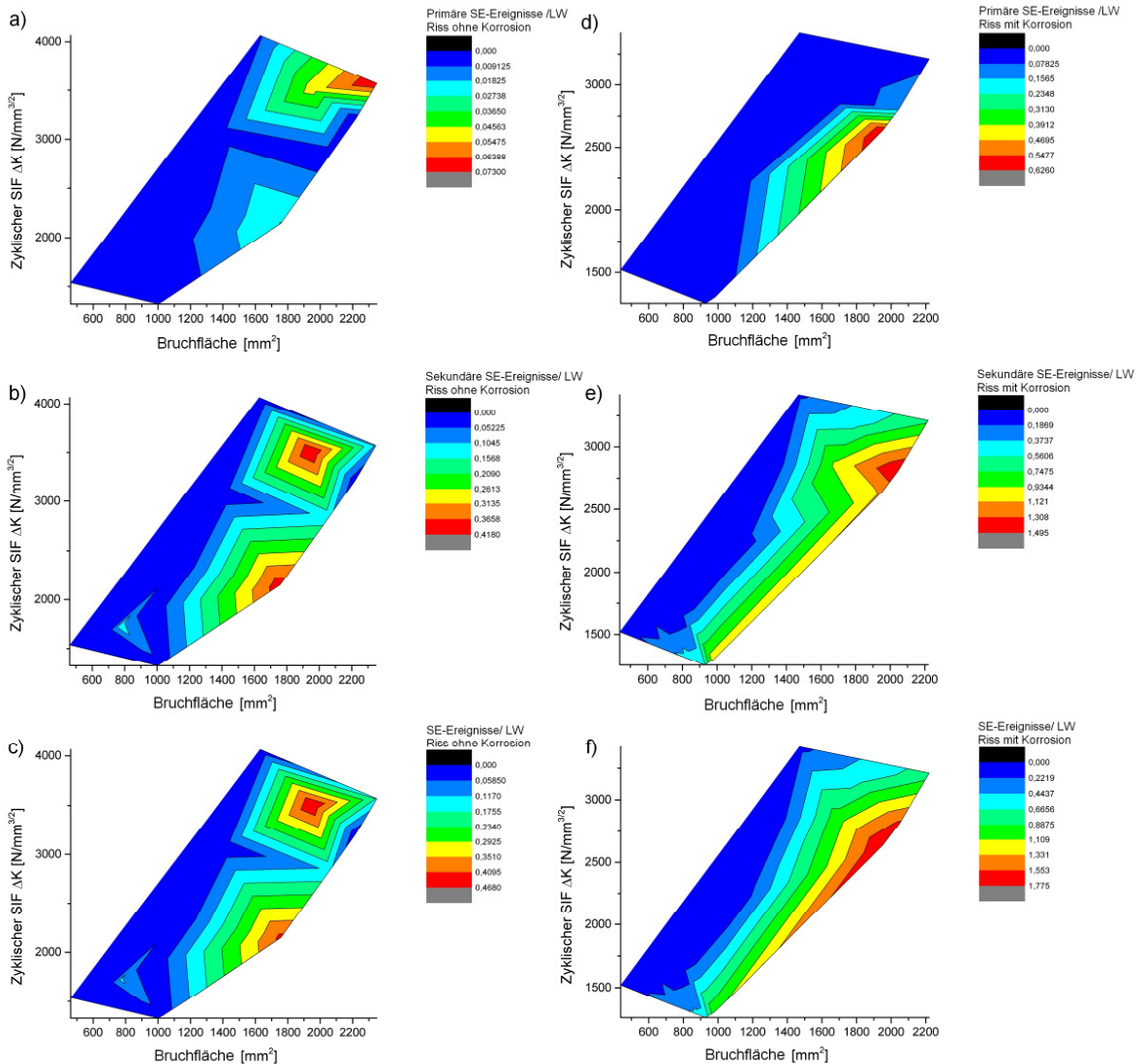


Abb. 7: Anzahl der SE-Signale aus einem nicht korrodierten Riss (links, a-c) und einem korrodierten Riss (rechts, d-f) in Platte 5; oben: primäre SE-Ereignisse, Mitte: sekundäre SE-Ereignisse, unten: gesamte SE-Ereignisse.

Nach diesen Erkenntnissen sind primäre SE-Ereignisse Ergebnis von Energiefreisetzungsraten, sekundäre SE-Ereignisse eher Flächeneffekte. Ein weiterer Zusammenhang soll zum Spannungsintensitätsfaktor hergestellt werden. Dieser stellt einen Wert für die Spannungsüberhöhung an der Risspitze, ist ein Parameter, der häufig in der Bruchmechanik verwendet wird und steht über das Paris-Gesetz (5) in einem logarithmischen Zusammenhang zu der Risswachstumsrate, sofern stabiles Risswachstum vorliegt. Der Einfluss vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor (SIF) ΔK und der Bruchfläche auf die Anzahl der lokalisierten primären, sekundären und gesamten SE-Ereignisse sind in Abb. 7 dargestellt. Abb. 7a zeigt diesen Zusammenhang für die primären

Effekte am unkorrodierten Riss. Die maximale Emission findet bei hohem ΔK und größter Bruchfläche statt. Bei den sekundären Effekten (Abb. 7b) verschiebt sich die Abhängigkeit in Richtung der Bruchfläche. Dies ist auch bei den gesamten SE-Ereignissen (Abb. 7c) der Fall; denn die sekundären Effekte machen dort den Hauptteil aus. Die Schallemissionsereignisse aus dem korrodierten Riss (Abb. 7d-f) zeigen ein abweichendes Verhalten, das gerade bei den primären Effekten auffällt: bei sehr hohem SIF gibt es kein Maximum der SE-Ereignisse wie bei dem unkorrodierten Riss.

Das in der Literatur häufig diskutierte Phänomen ist der, im log-log aufgetragene, lineare Zusammenhang von den Überschwingungen (Counts) zu ΔK (4) und der in der Bruchmechanik zur Lebensdauervorhersage verwendete komplementäre Zusammenhang von der Risswachstumsrate und ΔK (5). Für diese Zusammenhänge und für die Absolute Energie der SE-Signale wurde die Konstante m ermittelt und mit Werten aus der Literatur verglichen (vgl. Tab. 2). Die Absolute Energie wird definiert durch

$$E_{Abs} = \int_{t=0}^{t=T} U^2 dt \quad (7)$$

mit U : Eingangsspannung vor Verstärkung, t der Zeit und T der Signaldauer. Es wurden sowohl die Gesamtzahl der lokalisierten SE-Ereignisse ausgewertet als auch die primären Effekte. Letztere sind direkt mit dem Risswachstum verbunden und sollten so einen engeren Zusammenhang zu der Risswachstumsrate und dem Spannungsintensitätsfaktor besitzen als die gesamten Ereignisse, welche von den sekundären Effekten, also eher flächenabhängigen Effekten, dominiert werden. Ein Beispiel für die Auswertung der primären Effekte eines korrodierten Risses aus Platte 4 gibt Abb. 8.

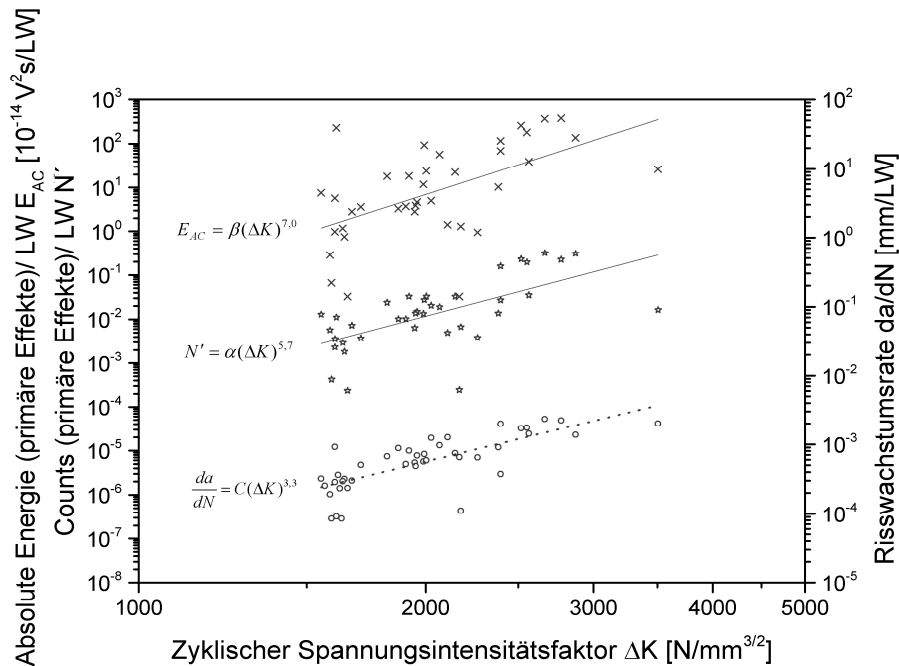


Abb. 8: Absolute Energie (Kreuze) und Counts (Sterne) primärer SE-Ereignisse und Risswachstumsrate (Kreise) in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor. Dargestellt sind Werte und die lineare Regression eines korrodierten Risses der Platte 4.

Das Ermüdungsrisswachstum in Platte 4 lässt sich aufgrund ihrer Risswachstumsrate besonders gut mit den Werten aus [12] vergleichen (Tab. 2). Die ermittelten Werte für m in der Auswertung der Counts passen dort (sowohl für die primären als auch die gesamten SE-Ereignisse) zu den Daten aus der Literatur. Aufgrund gleicher Versuchsbedingungen lässt sich anhand von den Ergebnissen aus Platte 5 der Einfluss der

Korrosion auf die Schallemission am besten ermitteln. Bei einer geringen Steigung der Risswachstumsrate von 1,3, bzw. 1,2, ergeben sich ähnliche oder gleiche Werte für Counts und Absolute Energie, wenn die Gesamtemission betrachtet wird. Die primären Effekte zeigen eine Einflussnahme der Korrosion. Die Steigung im log-log-Diagramm für die Counts und die Absolute Energie fällt für den nicht korrodierten Riss deutlich geringer aus.

Tab. 2: Werte für n und m (Steigung im log-log-Diagramm) aus der Literatur [12,15] und eigener Berechnung. Werte markiert durch ein Sternchen stellen die Auswertung der primären SE-Ereignisse dar.
Lastverhältnis $R = F_{\min}/F_{\max}$.

Material	Proben- dicke [mm]	Last- verhält- nis R	n Riss- wachs- tumsrate	m	
				Counts * primäre Effekte	Absolute Energie * primäre Effekte
DUCOL W30B [12]	19	k.A.	3	5	-
1 % C Stahl [12]	19	k.A.	4	6	-
1075-T651 Aluminium [12]	12,5	k.A.	4	6	-
C/Mn Stahl [12]	19	k.A.	3	5	-
EN 30B [12]	8	k.A.	3	6	-
X210CrW12 Stahl [15]	12,7	0,4	3,44	3,78*	-
X210CrW12 Stahl [15]	12,7	0,4	5,26	3,78*	-
X210CrW12 Stahl [15]	12,7	0,4	7,19	3,78*	-
X210CrW12 Stahl [15]	12,7	0,2	7,37	3,71*	-
X210CrW12 Stahl [15]	12,7	0,2	7,13	3,71*	-
C15 Stahl [15]	12,7	0,2	6,48	3,82*	-
C15 Stahl [15]	12,7	0,4	2,91	3,82*	-
P460NL1	10,2	0,5	5,4	10,5 (5,0*)	10,7 (5,0*)
P460NL1, korrodiert	10,2	0,5	3,3	5,8 (5,7*)	5,1 (7,0*)
P460NL1	10,2	0,5	1,3	6,3 (3,5*)	6,5 (3,6*)
P460NL1, korrodiert	10,2	0,5	1,2	6,3 (5,4*)	7,3 (6,4*)

5. Zusammenfassung

Parameter der Bruchmechanik wurden nach Plattenversuchen am Feinkornstahl P460NL1 mit Parametern der Schallemission verglichen. Zusammenhänge wurden versucht darzustellen und mit Werten aus der Literatur [12,15] zu vergleichen. Langfristiges Ziel ist es, eine ausreichend breite Datenbasis zu besitzen, um aufgrund von Messdaten aus der Schallemissionsprüfung eine Lebensdaueranalyse zu erstellen. Dazu müssen die SE-Parameter in einem direkten Zusammenhang zu bruchmechanischen Kennwerten stehen. Es wurde deutlich, dass die Trennung von primären und sekundären Effekten für die bruchmechanische Auswertung von Bedeutung ist, da nur die primären SE-Ereignisse in direktem Zusammenhang mit dem Risswachstum stehen. Sie werden in großem Maße durch Energiefreisetzungsraten wie die Risswachstumsrate beeinflusst. Der Vergleich der Konstanten n und m, welche die Steigung im log-log-Diagramm der Risswachstumsrate, bzw. der Counts über dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor darstellen, wurde angestellt. Es gab bei dem vorhandenen Werkstoff trotz unterschiedlicher Geometrie der Probeplatten eine Übereinstimmung mit den Werten aus der Literatur. Für die primären Effekte wurde eine Abweichung in m von korrodiertem zu nicht korrodiertem Riss festgestellt.

Referenzen

- [1] C. B. Scruby, in Res. Tech. Nondestruct. Test., R. S. Sharp, Ed., p. 141, Academic, London (1985).
- [2] J. Baram, "Fatigue-life prediction by an order statistics treatment of acoustic-emission signals," Exp. Mech. 33(3), 189–194 (1993).
- [3] J. Yu and P. Ziehl, "Stable and unstable fatigue prediction for A572 structural steel using acoustic emission," J. Constr. Steel Res. 77, 173–179 (2012).
- [4] M. N. Bassim, "Section 2: Macroscopic Origins of Acoustic Emission," in Nondestruct. Test. Handb. 5, 2nd ed., pp. 46–61, American Society for Nondestructive Testing, Columbus, Ohio (1987).
- [5] W. W. Gerberich and C. E. Hartbower, "Some observations on stress wave emission as a measure of crack growth," Int. J. Fract. Mech. 3(3), 185–192 (1967).
- [6] K. Ono, "New goals for acoustic emission in material research," in Acoust. Emiss.- Millenn., T. Kishi, M. Ohtsu, and S. Yuyama, Eds., pp. 57–76, Elsevier, Tokio, Japan (2000).
- [7] A. S. Tetelman and A. G. Evans, "Failure Prediction in Brittle Materials Using Fracture Mechanics and Acoustic Emission," in Fract. Mech. Ceram., R. C. Bradt, D. P. H. Hasselman, and F. F. Lange, Eds., pp. 895–924, Springer US (1974).
- [8] A. C. E. Sinclair, D. C. Connors, and C. L. Formby, "Acoustic emission analysis during fatigue crack growth in steel," Mater. Sci. Eng. 28(2), 263–273 (1977).
- [9] K. H. Oh, C. K. Jung, Y. C. Yang, and K. S. Han, "Acoustic Emission Behavior during Fatigue Crack Propagation in 304 Stainless Steel," Key Eng. Mater. 261-263, 1325–1330 (2004).
- [10] K. H. Oh and K. S. Han, "Interrelationship between stress intensity factor and acoustic emission parameter in the opening mode fatigue crack propagation," in Adv. Saf. Struct. Integr. 2005 110, Y. J. Kim, Ed., pp. 71–77, Trans Tech Publications Ltd, Zurich-Uetikon (2006).
- [11] M. A. Khan, T. Shoji, and H. Takahashi, "Acoustic emission from cleavage microcracking in alloy steels," Met. Sci. 16(2), 118–126 (1982).
- [12] J. C. Spanner, A. Brown, and A. Pollock, "Fundamentals of Acoustic Emission Testing," in Nondestruct. Test. Handb. 5, 2nd ed., pp. 11–44, American Society for Nondestructive Testing, Columbus, Ohio (1987).
- [13] T. M. Morton, R. M. Harrington, and J. G. Bjeletich, "Acoustic emissions of fatigue crack growth," Eng. Fract. Mech. 5(3), 691–697 (1973).
- [14] T. C. Lindley, I. G. Palmer, and C. E. Richards, "Acoustic emission monitoring of fatigue crack growth," Mater. Sci. Eng. 32(1), 1–15 (1978).
- [15] F. Hamel, J. P. Bailon, and M. N. Bassim, "Acoustic emission mechanisms during high-cycle fatigue," Eng. Fract. Mech. 14(4), 853–860 (1981).
- [16] H. L. Dunegan, D. O. Harris, and C. A. Tatro, "Fracture analysis by use of acoustic emission," Eng. Fract. Mech. 1(1), 105–122 (1968).
- [17] P. Paris and F. Erdogan, "A Critical Analysis of Crack Propagation Laws," J. Basic Eng. 85(4), 528–533 (1963).
- [18] C. B. Scruby, G. R. Baldwin, and K. A. Stacey, "Characterisation of fatigue crack extension by quantitative acoustic emission," Int. J. Fract. 28(4), 201–222 (1985).
- [19] F. Rauscher, "Charakterisierung der Druckprüfung und der Schallemissionsuntersuchung im Vergleich zu anderen zerstörungsfreien Prüfungen," in DACH-Jahrestag., Salzberg (2004).
- [20] L. M. Rogers, "Structural Engineering Monitoring by Acoustic Emission Methods - Fundamentals and Applications," Lloyd's Register, Technical Investigation Department, London (2001).
- [21] C. B. Scruby, "An introduction to acoustic emission," J. Phys. [E] 20(8), 946–953 (1987).
- [22] K. Ono, "Structural integrity evaluation using acoustic emission," J. Acoust. Emiss. 25, 1–20 (2007).
- [23] K. M. Holford, "Acoustic Emission–Basic Principles and Future Directions," Strain 36(2), 51–54 (2000).
- [24] F. Rauscher, "Acoustic Emission during Fatigue Testing of Pressure Vessels," Adv. Mater. Res. 13-14, 147–152 (2006).
- [25] FKM-Richtlinie, Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, 3rd ed., VDMA-Verlag GmbH (2006).
- [26] Merkblatt DVS 2401, Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen, 3rd ed., Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verlag (2004).
- [27] Vallen-Systeme GmbH, "Acoustic Emission Sensors - sov1212.pdf," <<http://www.vallen.de/sites/default/files/sov1212.pdf>> (30 July 2013).