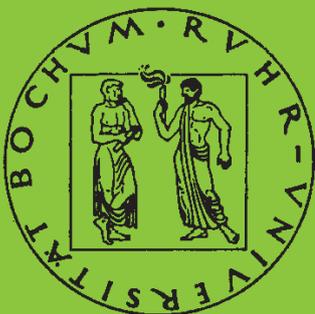


Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik

Martin Heiderich

**Ein Beitrag zur zerstörungsfreien
Schädigungsanalyse**

Heft Nr. 133



RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

INSTITUT FÜR MECHANIK
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

Martin Heiderich

**Ein Beitrag zur
zerstörungsfreien Schädigungsanalyse**

MITTEILUNG AUS DEM INSTITUT FÜR MECHANIK NR. 133
BOCHUM, MAI 2004

Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist es, den Schädigungsfortschritt an zyklisch belasteten Proben experimentell zu bestimmen. Der Effekt der spröden Schädigung soll dabei beobachtet werden.

Eingesetzt werden neben der Kraft- und Wegmessung bzw. Spannungs- und Dehnungsmessung zwei zerstörungsfreie Prüfmethoden - die Messung der akustischen Emissionen und die Messung des elektrischen Widerstandes.

Die Messung der akustischen Emissionen bedient sich der wachsenden Mikrorisse als Signal-Quelle. Ein Teil der freigesetzten elastischen Verzerrungsenergie kann als Materialwelle an der Oberfläche mit Hilfe geeigneter Beschleunigungsaufnehmer detektiert werden.

Die Messung des elektrischen Widerstandes ergibt ein gemitteltes Maß des bestehenden Schädigungszustandes im Bereich der gewählten Messstrecke.

Finite-Element-Vergleichsrechnungen mit einem Materialmodell zur Beschreibung spröder Schädigung (SCHÜTTE 2001) zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentell gewonnenen Daten.

Summary

The aim of this work is the experimental determination of damage progress in cyclic loaded specimens. The effect of brittle damage ought to be observed.

In addition to the measurement of force and displacement, stress and strain respectively, two non-destructive testing methods are established - acoustic emission detection and the measurement of the electrical resistance.

Acoustic emission gauging uses growing microcracks as their origin. A certain part of the released elastic strain-energy can be detected as a material wave on the specimen surface using appropriate acceleration transducers.

Measurement of the electrical resistance gives an integral gauge of the actual damage state over the working range.

Comparing Finite-Element-Calculations using a material model describing brittle damage (SCHÜTTE 2001) show a satisfying coherence of calculation and experimental data.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechanik der Ruhr-Universität Bochum und wurde dort von der Fakultät für Maschinenbau als Dissertation angenommen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. O.T. Bruhns für seine Unterstützung bei der Anfertigung dieser Arbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. J.F. Kalthoff danke ich herzlich für die Übernahme des Koreferates.

Den Kollegen des Lehrstuhls für technische Mechanik gilt mein Dank für die gewährte Unterstützung und die vielen fruchtbaren Diskussionen. Dabei möchte ganz speziell Herrn Dr.-Ing. H. Schütte für die zahlreichen Hilfestellungen beim Verständnis seines Materialmodells danken, sowie Herrn Dr.-Ing. H. Vogelsang für die Unterstützung beim Einstieg in die Labortechnik.

Meinen Eltern möchte ich für die Unterstützung während meiner Studienzeit und für die Korrekturdurchsicht dieser Arbeit danken.

Ein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Yoko Heiderich, die zusammen mit unserer Tochter Mari zu Hause die Dinge "geregelt" hat und mir damit den nötigen Freiraum zur Erstellung der vorliegenden Arbeit verschafft hat.

Essen, im September 2004

Martin Heiderich

Referenten: Prof. Dr.Ing. O.T. Bruhns
Prof. Dr.-Ing. J.F. Kalthoff

Tag der Einreichung: 30. April 2004

Tag der mündlichen Prüfung: 25. Juni 2004

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	
Einleitung	1
1 Grundlagen der Lebensdaueranalyse	4
1.1 Experimentelle Grundlagen der Lebensdaueranalyse	4
1.1.1 Wöhlerversuche	4
1.1.2 Blockprogramm-Versuche	7
1.1.3 Zufallslasten-Versuche	9
1.1.4 Einzelfolge-Versuche	9
1.2 Konzepte der Lebensdauerberechnung	10
1.2.1 Nennspannungskonzept	11
1.2.2 Kerbspannungskonzept	11
1.2.3 Schädigungsakkumulationsregeln	12
1.2.4 Kerbgrundbeanspruchungskonzept	15
1.3 Konzepte in der Bruchmechanik	21
1.3.1 Bruchvorgänge	21
1.3.2 Ermüdungsbruch	26
1.3.3 Linear Elastische Bruchmechanik (LEBM)	28
1.3.4 Stabiles Risswachstum	35
2 Schädigungsmodellierung	39
2.1 Schädigungsmechanik	39
2.1.1 Mechanismen	39
2.1.2 Skalen und Schädigungsvariablen	41
2.1.3 Äquivalenzprinzipien	46
2.2 Materialmodell zur Beschreibung spröder Schädigung (SCHÜTTE 2001)	51
2.2.1 Rahmen des Materialmodells	51

2.2.2	Ersatzriss-Modell	53
3	Grundlagen der Akustischen Emissionen (AE)	60
3.1	Historie	60
3.2	Bezeichnungen	61
3.3	Entstehung von akustischen Emissionen	63
3.4	Der Kaiser-Effekt	64
3.5	Lokalisierung der Emissionsquelle	65
3.6	Industrielle Anwendung der akustischen Emissionen	67
4	Versuchsaufbau	69
4.1	Probenmaterial und -geometrie	70
4.2	Proben-Einspannung	72
4.3	Mechanische Belastung	73
4.4	Messmethoden	78
4.4.1	Messung der akustischen Emissionen – Applikation	78
4.4.2	Messung des elektrischen Widerstandes – Applikation	81
4.4.3	Temperaturmessung	83
4.4.4	Messdatenerfassung	87
4.4.5	Makrorissdokumentation	87
4.5	Gesamtsystem	89
5	Versuche und Auswertung	93
5.1	Kalibrierung der Messwerterfassung	94
5.1.1	Kalibrierung der externen Wegaufnehmer	94
5.1.2	Kalibrierung der Widerstandsmessung	94
5.1.3	Kalibrierung der Messung der akustischen Emissionen	95
5.2	Verfahren zur Auswertung	96
5.2.1	Berechnung der Probensteifigkeit	96
5.2.2	Berechnung des elektrischen Widerstandes	98
5.2.3	Nachbearbeitung der AE-Messdaten	99
5.3	Monotoner Zugversuch	101
5.4	Kaiser-Effekt	106
5.5	Versuche mit zyklischer Belastung	107
5.5.1	Entwicklung der globalen Steifigkeit	108
5.5.2	Entwicklung des elektrischen Widerstandes	116
5.5.3	Entwicklung der akustischen Emissionen	122

5.5.4	Ergebnisse der Schädigungsartung durch AE	130
5.6	Vergleich Versuchsergebnisse - Numerische Simulation	137
5.7	Dokumentation des Makrorisses	147
5.8	Abschließende Bemerkungen	150
	Zusammenfassung und Ausblick	153
	Anhang A	155
	Anhang B	156
	Literaturverzeichnis	171

Bezeichnungen

Symbol	Bezeichnung
$(\tilde{\bullet})$	Effektiv-Größen
$(\bar{\bullet})$	geschädigte Größen
$(\hat{\bullet})$	äquivalente Größen des Ersatzrisses
$(\bullet)^*$	Maxima aus der Variation der Rissausbreitung
a	Risslänge
a_0	Anfangsrisslänge
A	Fläche der Einheitszelle
A	Querschnittsfläche der Probe
A	Parameter
$\bar{\mathbf{A}}$	Schädigungsevolutions-Tensor
B	Parameter
c	Parameter
C'	Parameter des <i>Paris' law</i>
\mathbf{C}^e	Elastizitätstensor
$ d_i $	treibende Kraft auf die Rißspitze
\mathcal{D}	skalarwertige Schädigungsvariable
\mathcal{D}	Dissipationsfunktion
\mathcal{D}	Schädigungstensor zweiter Stufe
\mathbf{D}	Schädigungstensor vierter Stufe
\mathbf{d}	Verzerrungsgeschwindigkeit
E	Elastizitätsmodul

f	Porenvolumenanteil
F	Airy'sche Spannungsfunktion
F	Deformationsgradient
G	Energiefreisetzungsrate
G_0^*	anfänglicher Grenzwert der Rissausbreitung
G, g	Metrik der Referenzkonfiguration und Momentankonfiguration
\bar{h}_0^*	Fließgrenze der Schädigung
II	Identitätstensor vierter Stufe
J_i	Komponenten des J-Integral-Vektors
J	J-Integral
$K_{I,II,III}$	Spannungsintensitätsfaktoren
$K_{Ic,IIc,IIIc}$	kritische Spannungsintensitätsfaktoren
$K_{I,II,III}^{dyn}$	dynamische Spannungsintensitätsfaktoren
\bar{k}^d	treibende Kraft der Schädigung
M	Schädigungseffektensor
n	Schwingspielzahl
N	Schwingspielzahl
n	Normalenvektor
n *	Normalenvektor auf die Rissausbreitungsrichtung
R	Risswiderstand
R	elektrischer Widerstand
t	Zeit
t	Dicke der Einheitszelle
t	Cauchyscher Spannungsvektor
t *	Ausbreitungsrichtung des Risses
u	elektrische Spannung

\mathbf{u}	Verschiebungsvektor
W	Energie
α_ε	Wärmeausdehnungskoeffizient
α_ρ	Temperaturkoeffizient des spez. elektr. Widerstandes
β	Orientierungswinkel des Risses
β_0	Anfangswinkel des Risses
γ	Oberflächenenergie des Risses
$\dot{\gamma}$	Entropieerzeugungsrate
Γ	Integrationspfad des J-Integrals
δ_b^a	Kroneckerdelta
ε	skalarwertige Dehnung
ε_a	Dehnungsamplitude (skalar)
ε_{ea}	elastische Dehnungsamplitude (skalar)
ε_{pa}	plastische Dehnungsamplitude (skalar)
ε_m	Mitteldehnung (skalar)
ε	linearer Dehnungstensor
η	Parameter des <i>Paris' law</i>
θ	Variationswinkel des Rissfortschrittes
Θ	Temperatur
λ	Lamésche Konstante
λ	Wellenlänge
λ_1, λ_2	<i>mixed-mode</i> Parameter
κ	Normalenvektor auf den Integrationspfad des J-Integrals
μ	Lamésche Konstante

ν	Querkontraktionszahl
ρ	Dichte
ρ	spezifischer elektrischer Widerstand
σ	skalarwertige Spannung
σ_a	Spannungsamplitude (skalar)
σ_m	Mittelspannung (skalar)
σ	Cauchy'scher Spannungstensor
$\sigma^\infty, \sigma_\infty$	Fernfeld-Spannungen
Φ_{\max}	Knickwinkel
ψ	freie Energiedichte
ψ	Kontinuität
Ψ_{Riss}	Energie des Risswachstums
\mathcal{N}	Summe der Counts der akustischen Emissionen
\mathcal{N}_{Ev}	Summe der Event-Counts der akustischen Emissionen

Einleitung

Ziel einer mechanischen Auslegung von technischen Bauteilen ist es, den Belastungs- und Verformungszustand einer Struktur zu bestimmen. Auf der Grundlage des Belastungszustandes kann dann die "Haltbarkeit" nachgewiesen werden. Dabei kann diese "Haltbarkeit" unter unterschiedlichen Versagensarten verloren gehen.

Die Zerstörung einer Struktur unter einer einmaligen Überlast hat große inelastische Verformungen zur Folge mit einem anschließenden Versagen des Materials oder zumindest einer großen bleibenden Verformung. Dabei kann die Funktionsfähigkeit der gestalteten Struktur stark eingeschränkt werden oder gänzlich verloren gehen. Kriterien zur Beurteilung, ob diese so genannte Fließgrenze überschritten wurde, wurden von VON MISES (1913), TRESCA (1872), MOHR (1900) und vielen anderen eingeführt. In diesen Kriterien wird allgemein ein skalares Maß in Spannungs- oder Dehnungsmaßen überprüft. Verglichen mit Messwerten beispielsweise aus dem einachsigen Zugversuch kann ein Versagenskriterium für das Material definiert werden.

Neben diesen Kriterien für einmalige oder konstante Belastung ist es notwendig, Beschreibungen des Materialverhaltens unter zyklischer Belastung zu finden. WÖHLER (1860) hat als erster Untersuchungen an zyklisch belasteten Bauteilen durchgeführt und festgestellt, dass sich auch unterhalb der Fließgrenze eine Schädigung im Bauteil akkumuliert.

Die daraus folgend von PALMGREN (1924) und MINER (1945) vorgeschlagenen linearen Schadensakkumulationsregeln geben zwar einen angenäherten Schädigungszustand des untersuchten Materials wieder, sind aber mit ihrer Annahme konstanter Lastamplituden nur beschränkt einsetzbar. Der Schädigungszustand wird dabei aus dem Verhältnis der bereits ertragenen Lastspielzahl auf einem bestimmten Lastniveau und der maximal ertragbaren Lastspielzahl der anliegenden Belastung berechnet. Die maximale Lastspielzahl ergibt sich aus der Wöhlerlinie des entsprechenden Materials bzw. der Struktur. All diese Schadensakkumulationsregeln für zyklische Belastung wird das Auftre-

ten eines Makrorisses als Versagen definiert.

Eine Struktur kann aber sehr wohl mit einem stabil wachsenden Makroriss noch eine erhebliche Restlebensdauer aufweisen (z. B. Tragflächen an Flugzeugen). Mit dem Phänomen fortschreitender Risse beschäftigt sich unter anderem das Gebiet der Bruchmechanik. Evolutionsgesetze für das stabile Wachstum von Rissen unter zyklischer Belastung wurden z.B. von PARIS (1962), FORMAN ET AL. (1967) und WHEELER (1972) vorgeschlagen. Grundlage dieser Evolutionsgesetze ist ein bestehender Makroriss in einem Bauteil, der unter zyklischer Belastung bis zum Strukturversagen wächst.

Für die Abschätzung der Lebensdauer einer Struktur sind bereits in der Konstruktionsphase Beschreibungen des Materialverhaltens notwendig, die einen Schädigungsvorgang unter der erwarteten Belastung ausgehend vom jungfräulichen Material bis zum Zustand einer Versagensdefinition beschreiben können. Dabei ist der Zustand des Versagens nicht zwangsläufig mit einem Bruch der Gesamtstruktur verbunden. In sicherheitsrelevanten Fällen kann auch durchaus das Erreichen oder Unterschreiten einer bestimmten Resttragfähigkeit ein Versagen darstellen.

In der vorliegenden Arbeit wurden für den Ansatz einer solchen Beschreibung durch ein Materialmodell zur Beschreibung spröder Schädigung adäquate Lebensdauerversuche durchgeführt. Ziel dieser Versuche war es, den Ansatz der Beschreibung qualitativ abzusichern.

Da das Materialmodell auf der Beschreibung mikrostruktureller Vorgänge beruht, wurden für diese Art von Versuch neuartige Messmethoden eingesetzt, um eine Entwicklung auf der Mikroebene auch im Versuch detektieren zu können.

Mit Hilfe der Messung der akustischen Emissionen sollte versucht werden, die Schädigung auf Mikrostrukturebene zu erfassen. Dazu bedient sich diese Methode der fortschreitenden Schädigung als Quelle der zu messenden Signale, so dass mit Hilfe eines passiven Verfahrens sowohl die Entwicklung der Schädigung verfolgt als auch der Ort der Schädigung bestimmt werden kann.

Die Messung des elektrischen Widerstandes stellt eine integrale Messmethode über einen bestimmten Bereich mit angenommener Schädigung dar. Ziel des Einsatzes dieser Methode ist die Gegenüberstellung der Messmethode mit der Messung oder Berechnung einer globalen Steifigkeit aus den gemessenen Kraft- und Weggrößen an der belasteten Probe.

Die Diskrepanzen, die sich aus einer kontinuumsmechanischen Beschreibung auf der Korngrößenebene und einer Versuchsdurchführung mit Messungen von

nicht-kontinuierlichen Effekten auf eben dieser Ebene ergeben, werden im Vergleich von Finite-Element Berechnungen mit dem vorgestellten Schädigungsmodell und den gemessenen Versuchsergebnissen diskutiert.

1 Grundlagen der Lebensdaueranalyse

In diesem Kapitel sollen die gängigen experimentellen Verfahren zur Bestimmung der Lebensdauer erläutert werden und ein Überblick über die Ansätze zur Berechnung des Schädigungszustandes bzw. der Restlebensdauer gegeben werden.

Ebenfalls werden Ansätze aus der Bruchmechanik zur Beschreibung des Wachstums von Makrorissen erläutert.

1.1 Experimentelle Grundlagen der Lebensdaueranalyse

1.1.1 Wöhlerversuche

Die ersten experimentellen Lebensdaueranalysen gehen auf WÖHLER (1860) zurück. Die einfachsten Untersuchungen werden dabei an schwingbeanspruchten Bauteilen vorgenommen, wobei die Schwingbeanspruchung eine periodische Form mit festen Grenzwerten annimmt (ABB. 1.1).

Je nach Verhältnis der Mittelspannung und der Spannungsamplitude ergeben sich die in ABB. 1.2 dargestellten Beanspruchungsklassen. Anstelle der Normalspannung S für den einachsialen Zug/Druck-Versuch kann alternativ auch eine Dehnung, eine Kraft oder ein Moment als Belastungsmaß herangezogen werden. Für mehrachsige Spannungszustände kann auch eine Vergleichsspannung oder die Maximalspannung nach einer geeigneten Festigkeitshypothese eingesetzt werden.

Für die Durchführung eines Wöhlerversuches werden Bauteile einer zyklischen Belastung mit konstant bleibender Amplitude und konstantem Mittelwert unterworfen. Einflüsse durch die Form der Belastung (Rechteck, Dreieck,

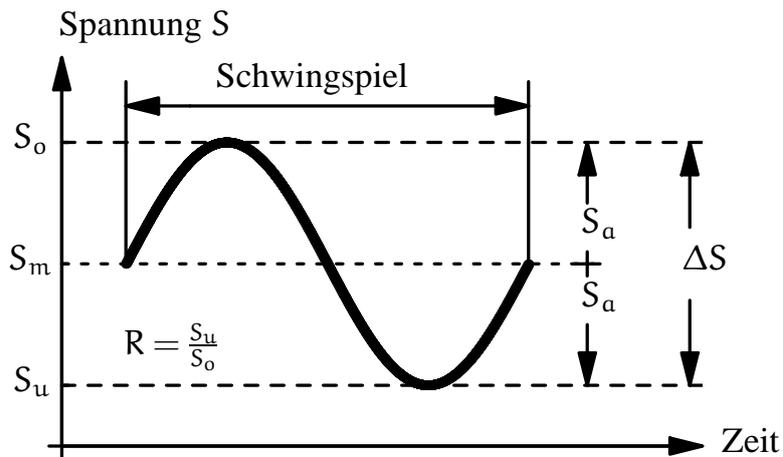


Abbildung 1.1: Bezeichnungen für die Charakterisierung zyklischer Belastungen

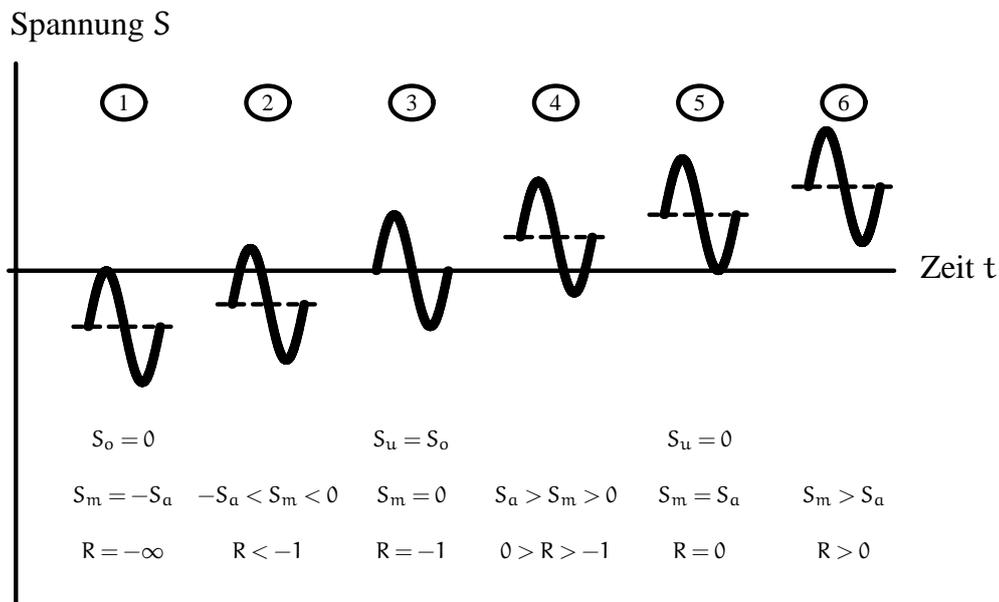


Abbildung 1.2: Beanspruchungsfälle und Spannungsverhältnis nach HAIBACH mit 1: Druck schwellend, 2: Druck-Wechsel-Bereich, 3: wechselnde Belastung, 4: Zug-Wechsel-Bereich, 5: Zug schwellend, 6: Zug-Schwell-Bereich

Sinus), sowie durch die Belastungsfrequenz werden als klein angenommen und finden keine Berücksichtigung.

Das Versuchsergebnis ist die bis zum Anriss oder Probenbruch ertragene Lastspielzahl. Aus einem Kollektiv von Versuchen mit konstanter Amplitude kann dann eine statistische Aussage über die Überlebenswahrscheinlichkeit des Bauteils getroffen werden. Aus der Variation der Lastamplitude erhält man eine so genannte Wöhlerlinie. Sie stellt die maximal ertragbare Lastspielzahl in

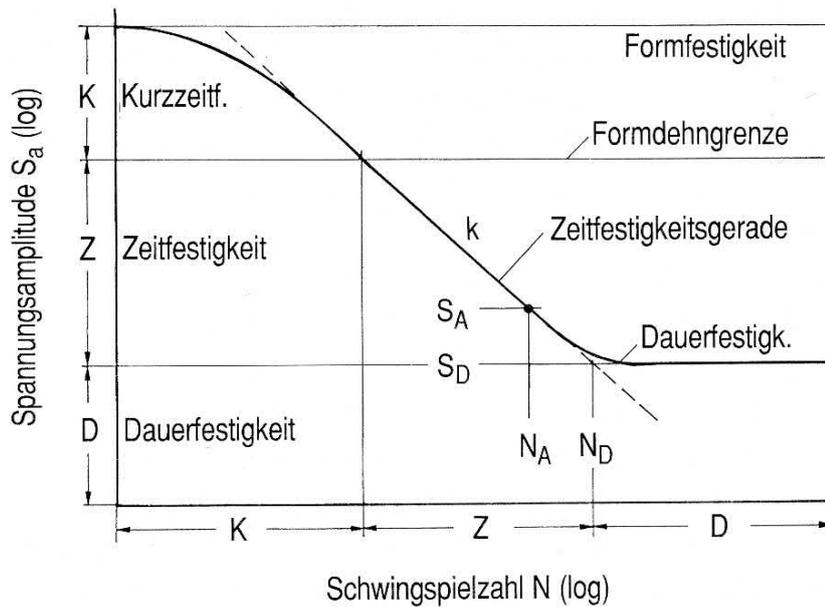


Abbildung 1.3: typische Wöhlerlinie mit Kennwerten (Haibach)

Abhängigkeit der Lastamplitude dar. Eine typische Wöhlerlinie ist in ABB. 1.3 dargestellt. Dabei repräsentiert die Wöhlerlinie üblicherweise die Kennlinie einer im Allgemeinen 90%igen Überlebenswahrscheinlichkeit. Die Streuung der Lastspielzahl in solchen Wöhlerversuchen kann beträchtliche Ausmaße annehmen, wie in ABB. 1.4 dargestellt (logarithmische Darstellung der Lastzyklen).

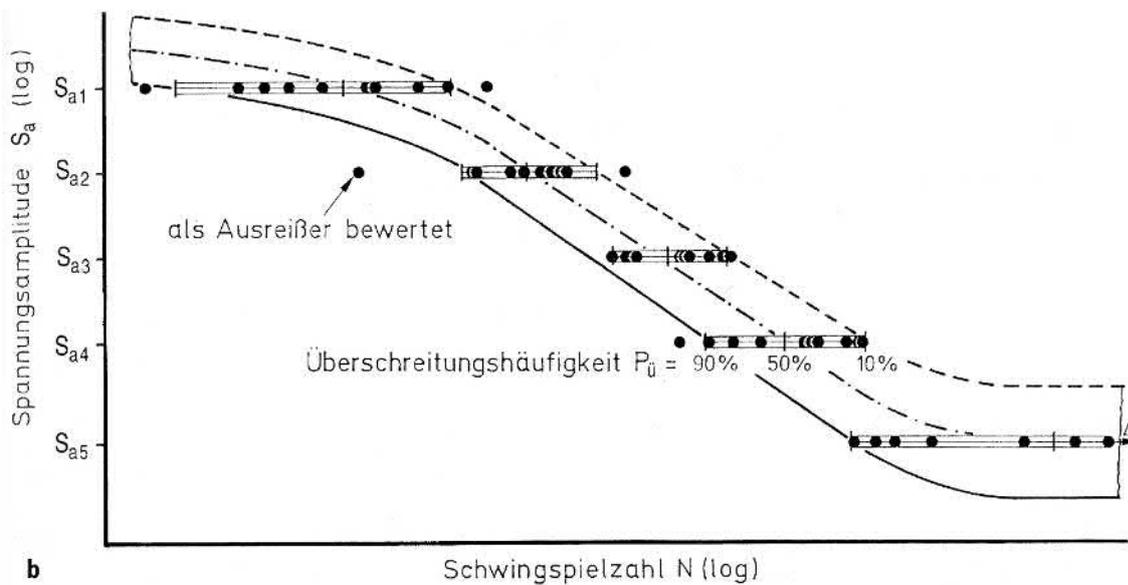


Abbildung 1.4: Streuung bei Wöhlerversuchen (HAIBACH)

In der logarithmischen Darstellung der Spannung bzw. des gewählten Belastungsniveaus gegen die Lastspielzahl ist im Bereich der Zeitfestigkeit ein linearer Verlauf zu erkennen. Eine formelmäßige Beschreibung des allgemeinen Verlaufs solcher Wöhlerlinien wurden von verschiedenen Autoren vorgeschlagen (Tabelle 1.1).

1870	Wöhler	$\lg N$	$= \alpha - b \cdot S$
1910	Basquin	$\lg N$	$= \alpha - b \cdot \lg S$
1914	Stromeyer	$\lg N$	$= \alpha - b \cdot \lg (S - S_d)$
1924	Palmgren	$\lg (N + B)$	$= \alpha - b \cdot \lg (S - S_d)$
1949	Weibull	$\lg (N + B)$	$= \alpha - b \cdot \lg (S - S_d) / (R_m - S_D)$
1955	Stüssi	$\lg N$	$= \alpha - b \cdot \lg (S - S_d) / (R_m - S_D)$
1963	Bastenaire	$\lg N$	$= \alpha - \lg (S - S_D) - b \cdot (S - S_d)$

Tabelle 1.1: Ansätze zur Beschreibung von Zeitfestigkeitslinien nach Haibach

Diese Geradengleichungen in der halblogarithmischen oder logarithmischen Darstellung nähern den Zeitfestigkeitsbereich der experimentell bestimmten Wöhlerlinien an. Dabei sind die Parameter α , b , c , B und S_D aus den Experimenten zu identifizieren. Eine Berücksichtigung des Geometrieinflusses kann über die Einführung von Formzahlen vorgenommen werden, die nichts anderes als ein Maß für die Spannungsüberhöhung für bekannte Geometrien darstellen.

1.1.2 Blockprogramm-Versuche

Grundlage der Blockprogramm-Versuche ist die Klassifizierung der Strukturlasten, also eine näherungsweise Kenntnis über die zu erwartenden Belastungen. Der Belastungsverlauf wird dann in Belastungsklassen aufgeteilt und die Überschreitungshäufigkeit der Klassengrenzen gezählt (ABB. 1.5).

Aus dieser statistischen Auswertung der Belastung wird der Verlauf des Gesamtversuches mit bereichsweise konstanten Lastamplituden definiert. ABB. 1.6 zeigt einige typische zeitliche Lastverläufe von Blockprogramm-Versuchen.

Die Breite der Einzelkollektive repräsentiert dabei die Ereignishäufigkeit. Erweiternd können die Mittelspannung oder die Lastfrequenz als zusätzliche veränderliche Größen variiert werden, um eine wirklichkeitsnähere Belastung im Versuchsablauf zu erzeugen. Die Lastkollektive werden bis zum Versagen des Probenkörpers durchlaufen. Daraus erhält man eine Aussage über die

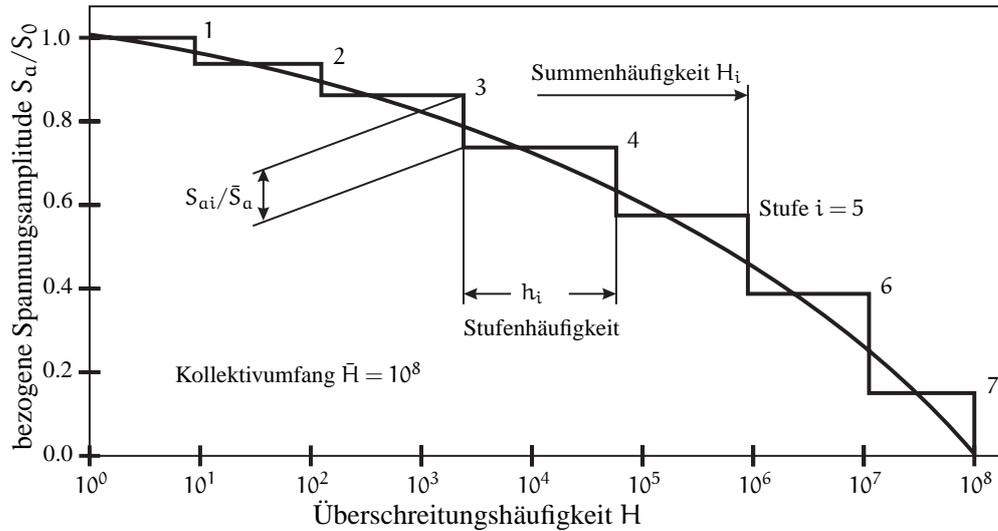


Abbildung 1.5: Häufigkeitsverteilung der Lastkollektive nach HAIBACH

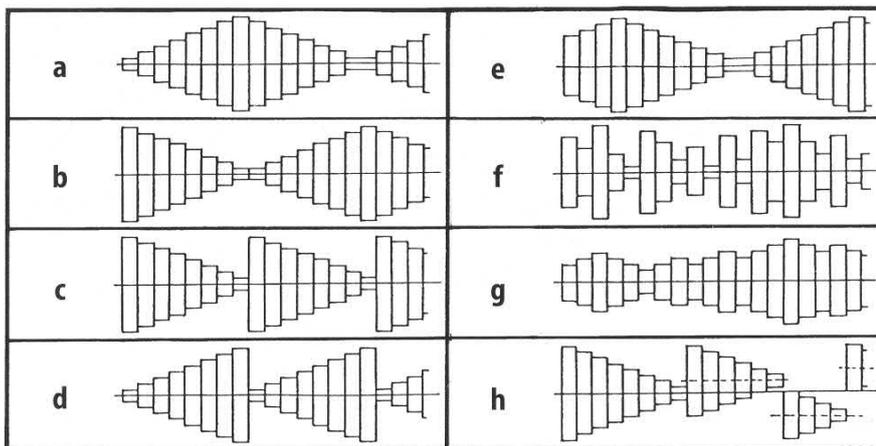


Abbildung 1.6: Varianten für den Ablauf von Blockprogrammversuchen nach HAIBACH ;

- | | |
|------------------------|--|
| a auf-ab-Folge | e Gaßner'sche auf-ab-Folge |
| b ab-auf-Folge | f Zufalls-Stufenfolge mit beliebigen Übergängen |
| c ab-ab-Folge | g Zufalls-Stufenfolge mit Markov'schen Übergängen |
| d auf-auf-Folge | h Amplituden mit unterschiedlichen Mittellasten |

Bauteil-Lebensdauer für genau eine Lastfolge und genau eine Geometrieform. Einen Grenzwert für Blockprogramm-Versuche mit nur einer Belastungsklasse stellt der Wöhlerversuch dar, bei dem der Probenkörper unter einer zyklischen Last mit konstanter Amplitude bis zum Versagen belastet wird.

1.1.3 Zufallslasten-Versuche

In der Betriebsfestigkeitsprüfung nach dem Zufallsdaten-Verfahren wird der Belastungsablauf als Zufallsfunktion wiedergegeben. Dabei unterteilt man in deterministische und stochastische Lastfolgen.

Deterministische Vorgänge lassen sich exakt als periodische oder nicht-periodische Funktionen beschreiben. Sie können im realisierten Versuch direkt als Sollwerte für die Lastregelung vorgegeben werden.

Stochastische Prozesse lassen sich nur statistisch erfassen. Die Beschreibung kann dann im Zeit- oder auch im Frequenzbereich vorgenommen werden. Mittels unterschiedlicher Verfahren können aus gemessenen Belastungsdaten Belastungsabläufe bestimmt werden, um ein möglichst realistisches Abbild der zu erwartenden Verhältnisse während der Lebensdauer zu zeichnen. Ein Grenzwert dieses Verfahrens stellt das aus der Analog-Elektronik bekannte weiße Rauschen dar. Ebenfalls ein Grenzwert ist das exakte Nachfahren unter Betriebsbedingungen gemessener Belastungen. Ein solches Verfahren erfordert aber einen erheblichen Aufwand in der Beschaffung und Speicherung von Messdaten.

Im Zuge der wachsenden Möglichkeiten der Digitalisierung sind die Verfahren zur Beschreibung stochastischer Lastvorgänge zur Zeit Gegenstand aktiver Forschung. Mittels dieser Verfahren können komplexe Lastfolgen für digitale Regelungen mit erheblich reduziertem Datenaufwand realisiert werden.

1.1.4 Einzelfolge-Versuche

Das Verfahren des Einzelfolge-Versuches bietet sich bei Bauteilen mit immer wiederkehrenden Lastfolgen an. ABB. 1.7 zeigt eine typische Lastfolge für ein Bauteil in einem Flugzeug.

Dabei besteht der Verlauf der Lebensdauerbelastung aus einer periodischen, deterministischen Belastung, der ein stochastischer Anteil überlagert wird. Somit ist der Einzelfolge-Versuch ein Spezialfall der Zufallslasten-Versuche, bei dem eine typische immer wiederkehrende Lastfolge zu Grunde gelegt wird. Zum Nachweis der Betriebsfestigkeit können im Labor die Bauteile entsprechenden Belastungen unterworfen werden, wobei die Lebensdauer durch die ertragene Anzahl an Einzelfolgen bestimmt wird.

Die beschriebenen Verfahren und ihre Abwandlungen stellen zur Zeit die gän-

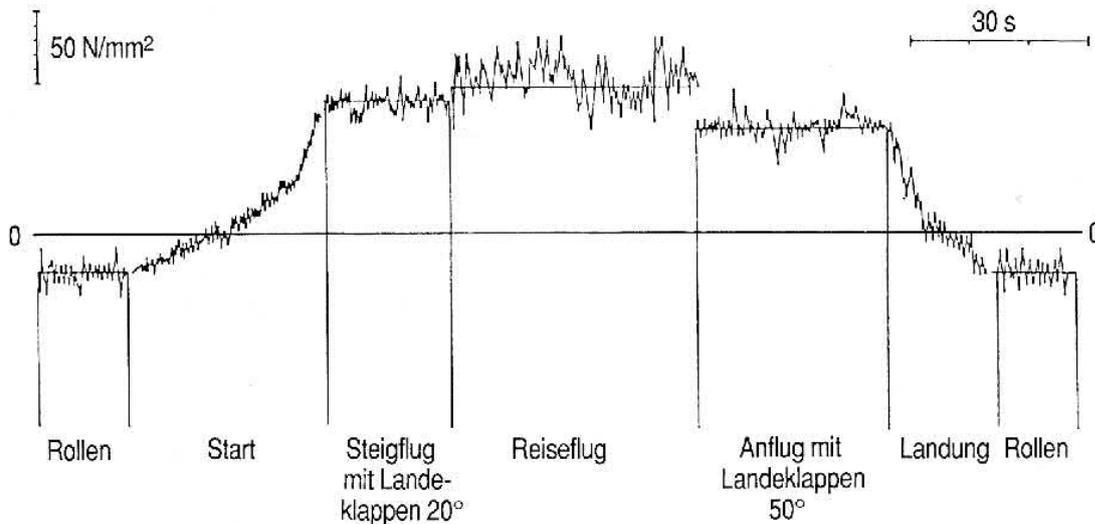


Abbildung 1.7: Beispielhafte Belastung eines Flugzeugbauteils (HAIBACH)

gigen, angewendeten Verfahren zum Nachweis der Betriebsfestigkeit dar. Alle vorgestellten Verfahren zur experimentellen Betriebsfestigkeitsanalyse sind aber nicht in der Lage, Informationen über das Verhalten bei Veränderung der Geometrie oder der Belastung zu geben. Ebenfalls können Reihenfolgeeffekte nicht adäquat berücksichtigt werden. Bei Neu- bzw. Variantenkonstruktionen oder nicht eindeutiger Belastungsgeschichte ergibt sich daraus ein immenser experimenteller Aufwand für den Nachweis der Betriebsfestigkeit auszuführender Konstruktionen.

Ein weiterer Nachteil dieser Verfahren ist es, dass der Zustand zwischen dem Anfang und dem Ende der Lebensdauer nicht erfasst wird. Die Degradation unter fortschreitender Belastungsdauer ist somit nicht bekannt. Daraus folgt, dass Sicherheitsnachweise für mögliche Überlasten nicht erfolgen können.

1.2 Konzepte der Lebensdauerberechnung

Der in der Technik heute übliche Weg in der Lebensdauerberechnung ist es, aus unterschiedlichen Ansätzen eine idealisierte Belastung des Bauteils zu ermitteln. Je nach Form der Geometrie können dazu das Nennspannungskonzept oder Konzepte zur lokalen Spannungsermittlung eingesetzt werden. Ein Abgleich der idealisierten Belastung mit der entsprechenden Wöhlerlinie ergibt dann eine Abschätzung der Lebensdauer, eine Berechnung der linearen Schä-

digungsakkumulation nach PALMGREN (1924) und MINER (1945) eine Abschätzung des Schädigungszustandes bzw. der Restlebensdauer. Sind bereits makroskopische Risse im Bauteil vorhanden, muss eine Bewertung der Restlebensdauer nach bruchmechanischen Konzepten vorgenommen werden.

1.2.1 Nennspannungskonzept

Voraussetzung für die Anwendung der Nennspannungskonzepte ist die Definition eines Nennquerschnittes, der näherungsweise die Eigenschaften komplexer Bauteilgeometrien abbilden kann. HAIBACH (2002) schlägt dazu folgende Anhaltspunkt vor:

Das Nennspannungskonzept ist zu verwenden bei stabförmigen oder flächenförmigen Strukturen, die durch ihre Formgebung eine einfache Definition des Nennquerschnittes zulassen, oder deren geometrische Besonderheiten (Bohrungen, Absätze) durch Formfaktoren adäquat berücksichtigt werden können.

Kann also ein solcher Nennquerschnitt sinnvoll definiert werden, so lassen sich aus der bekannten äußeren Belastung des Bauteils die Nennspannungen berechnen. Über Regeln der Schädigungsakkumulation lässt sich dann eine Aussage über die erwartete (Rest-) Lebensdauer treffen. Dabei wird elastisches Materialverhalten vorausgesetzt.

1.2.2 Kerbspannungskonzept

Das Kerbspannungskonzept bietet sich nach HAIBACH (2002) an für *volumenförmige Bauteile oder für Strukturen ohne definierte Querschnitte oder Querschnittsformen, für die keine Formfaktoren in einfacher Form vorliegen.*

Grundlage für die Verwendung des Kerbspannungskonzeptes ist eine Finite-Element- oder Randelement-Berechnung der Kerbspannungen mit hinreichend genauer Modellierung und Vernetzung der relevanten Geometriebereiche. In der Berechnung wird elastisches Materialverhalten vorausgesetzt. Die aus den Berechnungen gewonnenen Kerbspannungen können dann so wie die Nennspannungen aus dem Nennspannungskonzept zur Beurteilung der Lebensdauer über Schädigungsakkumulationshypothesen genutzt werden. Für Geometrien mit bekannten Formfaktoren führt das Kerbspannungskonzept auf das Nennspannungskonzept unter Verwendung eben dieser Formfaktoren zurück.

1.2.3 Schädigungsakkumulationsregeln

Ein einfaches und häufig angewandtes Verfahren zur Abschätzung des Schädigungszustandes einer Struktur ist die nach PALMGREN (1924) und MINER (1945) benannte Regel zur linearen Schädigungsakkumulation. Basierend auf der Unterteilung der Spannungswerte aus dem Nenn- bzw. Kerbspannungskonzept in Spannungscluster, werden aus der Wöhlerlinie maximale Lastspielzahlen für die entsprechenden Spannungscluster ermittelt. Durch eine lineare Akkumulation kann eine (Rest-) Lebensdauer für eine bekannte zu erwartende Belastung berechnet werden. Eingeführt wird ein skalares Schädigungsmaß D zur Beschreibung des aktuellen Schädigungszustandes.

$$D = \frac{n_i}{N_i}, \quad (1.2.1)$$

mit

n_i der ertragenen Lastspielzahl eines bestimmten Lastniveaus und N_i der maximal ertragbaren Lastspielzahl des entsprechenden Lastniveaus aus der Wöhlerlinie. Der Zustand $D = 0$ charakterisiert dabei das jungfräuliche Material, $D = 1$ die vollständige Zerstörung. Dabei fordert die einfache Anwendung von GL.(1.2.1) eine konstante Mittellast und ein konstantes Lastverhältnis R . Für diese Abschätzung der (Rest-) Lebensdauer existieren verschiedene Ansätze der ‘‘Palmgren-Miner-Regel’’ oder auch nur ‘‘Miner-Regel’’.

Originale Miner-Regel

In der Originalen Miner-Regel, wie sie von MINER (1945) veröffentlicht wurde, werden nur die Laststufen als schädigend angenommen, die sich oberhalb der Dauerfestigkeitsgrenze σ_D befinden. Aus ABB. 1.8 ist ersichtlich, dass diese Bedingung erfüllt ist für

$$\sigma_{k-1} \geq \sigma_D, \quad (1.2.2)$$

mit dem Laufindex i für die j verschiedenen Lastcluster und einem konstanten Parameter k zur Indizierung der Schädigungswirksamkeit. Daraus folgt eine schädigende Wirkung für alle $i < k$. Die ertragbare Lastzyklenzahl N_{OM} der Original Miner-Regel ergibt sich daraus zu

$$N_{OM} = \frac{\left(\sum_{i=1}^j n_i \right)}{\left(\sum_{i=1}^{k-1} \frac{n_i}{N_i} \right)}. \quad (1.2.3)$$

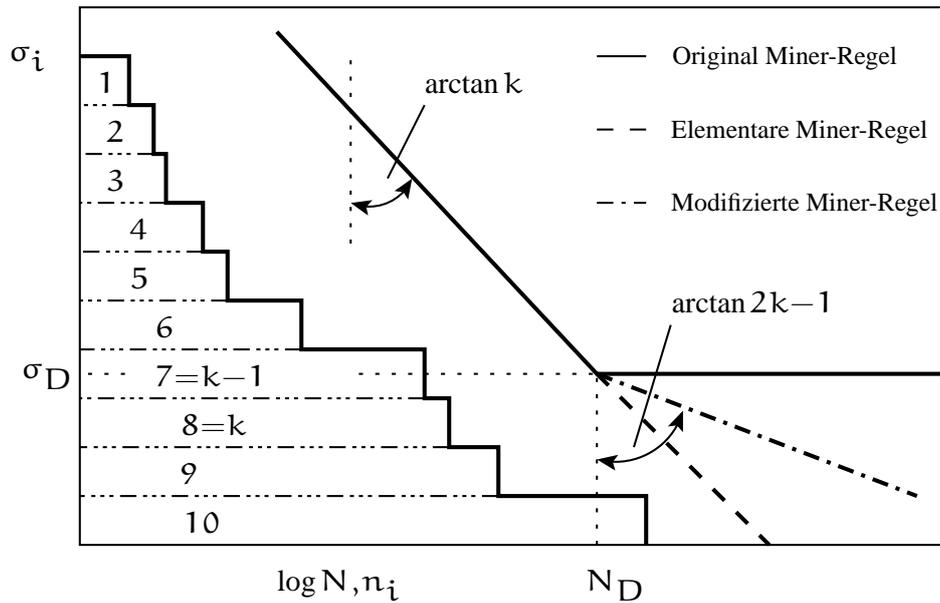


Abbildung 1.8: Bezeichnungen zur linearen Schädigungsakkumulation nach NAUBEREIT

Aus der Darstellung der Wöhlerlinie als Geradengleichung für den Bereich der Zeitfestigkeit mit

$$N_i = N_D \left(\frac{\sigma_D}{\sigma_i} \right)^k, \quad (1.2.4)$$

kann aus GL.(1.2.3) die originale Form der Miner-Regel formuliert werden

$$N_{OM} = \frac{\left(N_D \sigma_D^k \sum_{i=1}^j n_i \right)}{\left(\sum_{i=1}^{k-1} n_i \sigma_i^k \right)}. \quad (1.2.5)$$

Die Vernachlässigung aller Lastkollektive unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze bewirkt eine systematische Überschätzung der Lebensdauer. Die Dauerfestigkeitsgrenze wurde nämlich für das jungfräuliche Material ermittelt, nicht aber für das bereits vorgeschädigte Material nach N Lastzyklen. Ein mikro-mechanisch durchaus logisch erscheinendes Absinken der Dauerfestigkeitsgrenze, hervorgerufen durch die lokalen Spannungsüberhöhungen an den Orten fortschreitender Schädigung, wird bei diesem Ansatz nicht erfasst.

Elementare Miner-Regel

Im Gegensatz zur Originalen Miner-Regel wird die Existenz einer Dauerfestig-

keitsgrenze in der elementaren Form der Miner-Hypothese nicht berücksichtigt. Im Bereich der Dauerfestigkeit wird eine fiktive Verlängerung der Wöhlerlinie aus dem Zeitfestigkeitsbereich erweitert (siehe ABB. 1.8), d.h. alle Belastungen auch unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze besitzen schädigenden Einfluss vom ersten Lastzyklus an. Für die Elementare Form der Miner-Regel findet man aus diesem Ansatz für die ertragbaren Lastzyklenzahlen

$$N_{EM} = \frac{\left(\sum_{i=1}^j n_i \right)}{\left(\sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} \right)}, \quad (1.2.6)$$

oder in Spannungen ausgedrückt

$$N_{EM} = \frac{\left(N_D \sigma_D^k \sum_{i=1}^j n_i \right)}{\left(\sum_{i=1}^j n_i \sigma_i^k \right)}. \quad (1.2.7)$$

Dieser Ansatz der Lebensdauerberechnung weist eine systematische Unterschätzung der Lebensdauer auf. Zudem kann die Existenz einer Dauerfestigkeit bei Belastungen nur unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze nicht erfasst werden.

Modifizierte Miner-Regel

Basierend auf einer Vielzahl von experimentellen Betriebsfestigkeitsuntersuchungen schlägt HAIBACH (1970) eine modifizierte Miner-Regel für die Abschätzung der (Rest-) Lebensdauer vor. Durch eine fiktive Erweiterung der Wöhlerlinie unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze mit einer Geraden mit der Steigung $2k - 1$ (siehe ABB. 1.8) kann der Einfluss der Schädigungseffekte auch unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze angenähert werden. Die ertragbare Lastzyklenzahl ergibt sich dann aus

$$N_{MM} = \frac{\left(N_D \sigma_D^k \sum_{i=1}^j n_i \right)}{\left(\sum_{i=1}^{k-1} n_i \sigma_i^k + \sigma_D^{(1-m)} \sum_{i=k}^j n_i \sigma_i^{(2k-1)} \right)}. \quad (1.2.8)$$

Damit stellt die Modifizierte Miner-Regel einen Kompromiss zwischen der Originalen und der Elementaren Miner-Regel dar.

1.2.4 Kerbgrundbeanspruchungskonzept

Im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Konzepten zur Lebensdauerermittlung, die von rein elastischer Belastung des Bauteils ausgehen, berücksichtigt das Konzept der Kerbgrundbeanspruchung auch die plastischen Dehnungsanteile für die Prognose der (Rest-) Lebensdauer. Relevant ist dieses Verfahren für gekerbte Strukturen oder solche mit scharfen Geometrieübergängen, in denen sich lokal plastische Dehnungen in nicht zu vernachlässigender Größenordnung ergeben. Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit (siehe ABB. 1.3) ist der plastische Dehnungsanteil vorrangig schwingfestigkeitsbestimmend (HAI-BACH 2002).

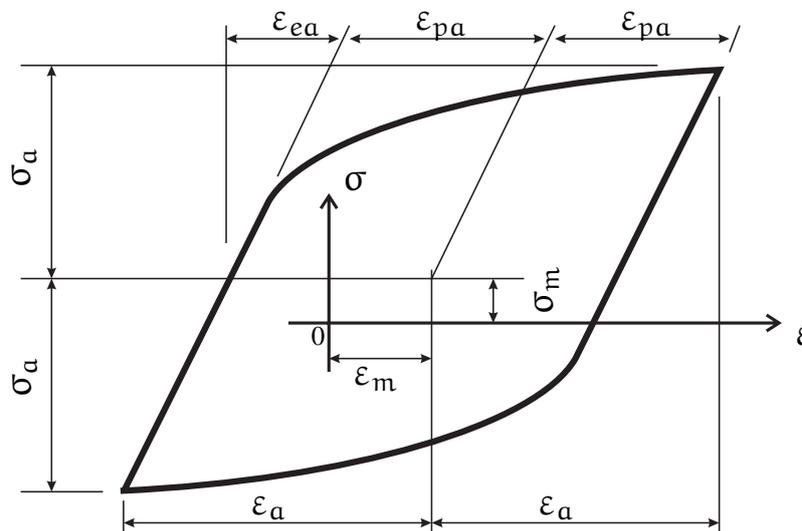


Abbildung 1.9: Hystereseschleife eines plastischen Wechsellastzyklus

Das plastische Dehnungsverhalten am Kerbgrund wird an kerbfreien Proben unter plastischer Zug-Druck-Belastung bestimmt. Eine typische Hystereseschleife eines solchen Testes und die verwendeten Bezeichnungen zeigt ABB. 1.9. Aus der Gesamtdehnungsamplitude ϵ_a und der elastischen Dehnung ϵ_{ea} mit

$$\epsilon_{ea} = \frac{\sigma_a}{E} \quad (1.2.9)$$

kann der Anteil der plastischen Dehnung ϵ_{pa} zu

$$\epsilon_{pa} = \epsilon_a - \epsilon_{ea} \quad (1.2.10)$$

bestimmt werden. Für viele Materialien ist ein Unterschied zwischen dem Spannungs-Dehnungsverhältnis für monotone Belastung und zyklische Belastung, nach einigen Lastzyklen, zu beobachten. ABB. 1.10 zeigt ein verfestigendes und entfestigendes Verhalten der zyklischen Beanspruchung gegenüber der monotonen Belastung für 42CrMo4 mit unterschiedlicher Wärmebehandlung.

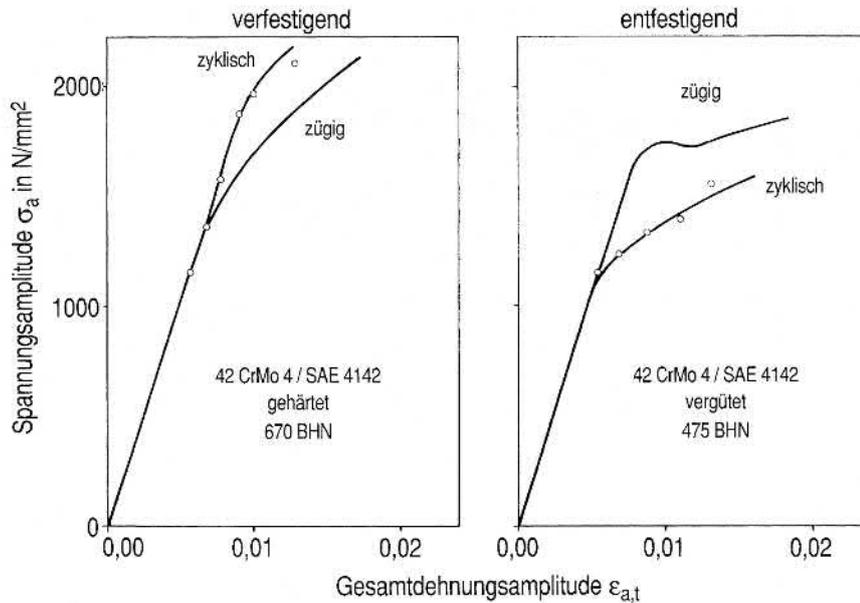


Abbildung 1.10: Vergleich des elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Verhältnisses am Beispiel von 42CrMo4 (HAIBACH)

Dieses ver- oder entfestigende Verhalten der ersten Lastzyklen ist bei vielen Metallen zu beobachten. Erst nach einer gewissen Anzahl von Belastungszyklen stabilisiert sich das Verhältnis zwischen Spannung und Dehnung (siehe ABB. 1.11). Mit der Anrissbildung tritt dann ein stark entfestigender Effekt in Kraft.

Dieses Verhältnis kann sich erheblich von dem des einfachen Zugversuches unterscheiden. Zur Charakterisierung des Werkstoffverhaltens wird deshalb die stabile Phase (per Definition die Werte für $N = \frac{1}{2}N_D$) ausgewertet.

Dehnungs-Wöhlerlinie

Trägt man den Zusammenhang zwischen Dehnung und Spannung der stabilen Zyklusphase in der Form einer Wöhlerlinie doppelt logarithmische auf, so erkennt man eine gute Näherung der Verlaufskurve durch zwei lineare Ansätze

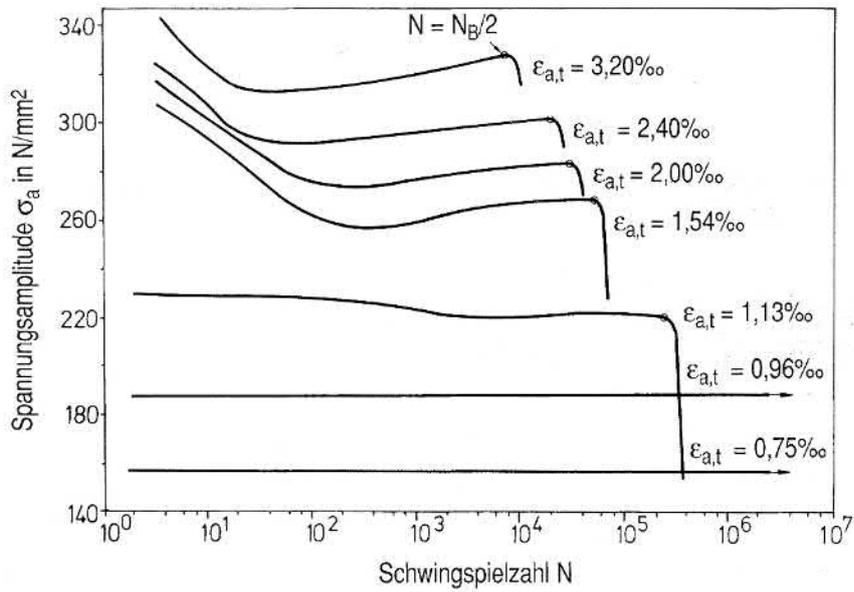


Abbildung 1.11: Zyklisches Entfestigungsverhalten von 42CrMo4 (HAIBACH)

des elastischen und des plastischen Anteils der Dehnung (ABB. 1.12).

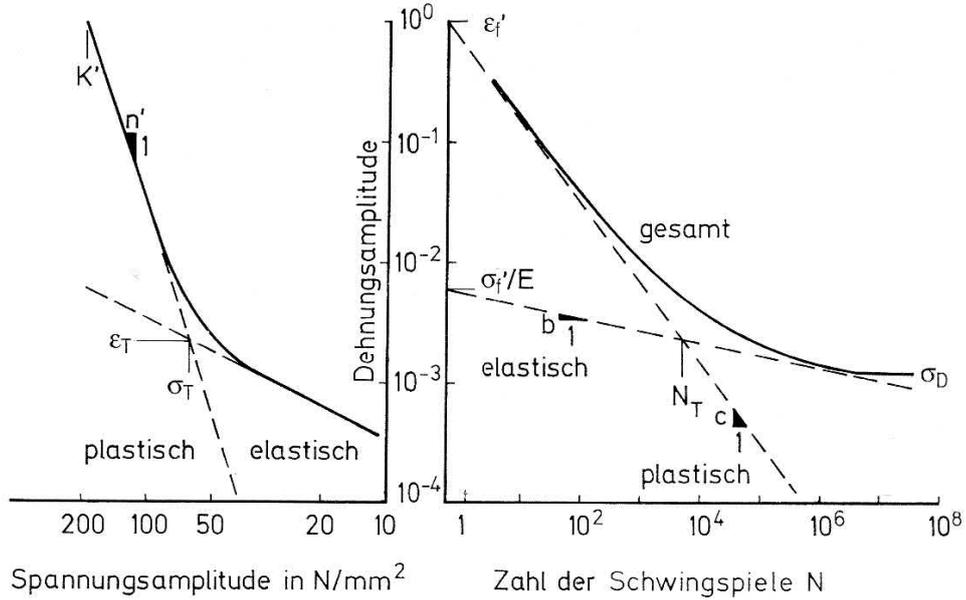


Abbildung 1.12: Dehnungs-Wöhlerlinie (HAIBACH)

Mit

$$\varepsilon_{ea} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b = \left(2^b \frac{\sigma'_f}{E} \right) \cdot N^b, \quad (1.2.11)$$

$$\varepsilon_{pa} = \varepsilon'_f (2N)^c = (2^c \varepsilon'_f) \cdot N^c \quad (1.2.12)$$

ergibt sich für die Gesamtdehnungsamplitude

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N)^c = \left(2^b \frac{\sigma'_f}{E} \right) \cdot N^b + (2^c \varepsilon'_f) \cdot N^c \quad (1.2.13)$$

und durch die Zusammenfassung der GL.(1.2.9) bis GL.(1.2.13) die Ramberg-Osgood-Beziehung :

$$\varepsilon_a = \left(\frac{\sigma_a}{E} \right) + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}. \quad (1.2.14)$$

mit den Koeffizienten

$$n' = \frac{b}{c} \quad (1.2.15)$$

$$K' = \sigma'_f \cdot \varepsilon'^{-n'} \quad (1.2.16)$$

und

$$\varepsilon_{pa} = \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}. \quad (1.2.17)$$

Eine andere Wahl der Parametrisierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung für zyklisch belastetes Material führt zu der in ABB. 1.13 dargestellten Form. Der Schnittpunkt der elastischen und der plastischen Geraden mit der Lastzyklenzahl N_T , auch Transition-Life genannt, wird zur Parametrisierung von möglichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen benutzt, mit

$$\varepsilon_{pa} = \varepsilon_{ea} = \varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E} \quad \text{für} \quad N = N_T. \quad (1.2.18)$$

Durch eine Beziehung auf die Spannung σ_T und die Dehnung ε_T lassen sich die Spannungs-Dehnungs-Beziehung GL.(1.2.14) zu

$$\left(\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_T} \right) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_T} \right) + \left(\frac{\sigma}{\sigma_T} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (1.2.19)$$

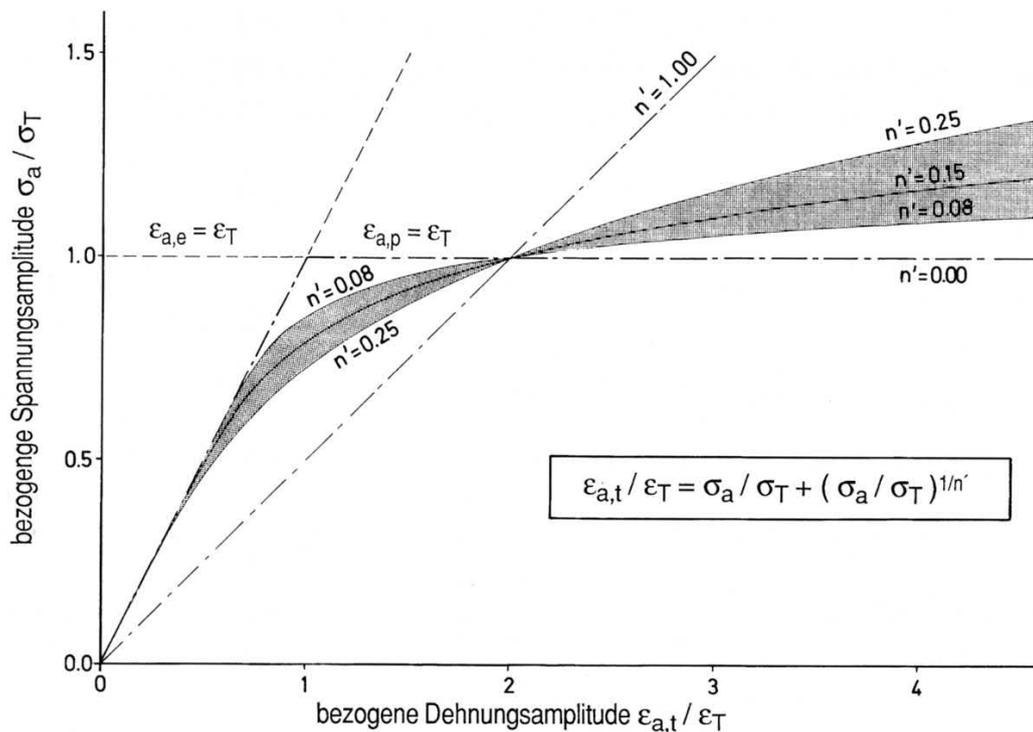


Abbildung 1.13: Parametrisierte Darstellung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung

und die Dehnungs-Wöhlerlinie GL.(1.2.14) zu

$$\left(\frac{\epsilon_a}{\epsilon_T}\right) = \left(\frac{N}{N_T}\right)^b + \left(\frac{N}{N_T}\right)^c \quad (1.2.20)$$

umformen. Zur Kennzeichnung des spezifischen Werkstoffverhaltens sind dann mit dem Elastizitätsmodul E , den Exponenten b und c , dem Dehnungswert ϵ_T und der Schwingspielzahl N_T noch 5 Kennwerte zu bestimmen.

Einfluss der Mitteldehnung oder der Mittelspannung

Eine von Null verschiedene Mittelspannung bei zyklischen Belastungen mit plastischen Wechsellasten kann dem Schädigungsprozess einen Kriechprozess überlagern. Da beide Effekte eine schädigende Wirkung haben, die aber nicht explizit mit den vorgestellten Methoden beschrieben werden können, kann hier nur eine empirische Erfassung erfolgen. Über eine Darstellung in einem erweiterten Haigh-Schaubild (ABB. 1.14) können die Grenzkurven für verschiedene Lastkombinationen abgelesen werden.

Der Einfluss der Mitteldehnung und der damit einhergehenden Relaxation kann über die Einführung von Schädigungsparametern berücksichtigt wer-

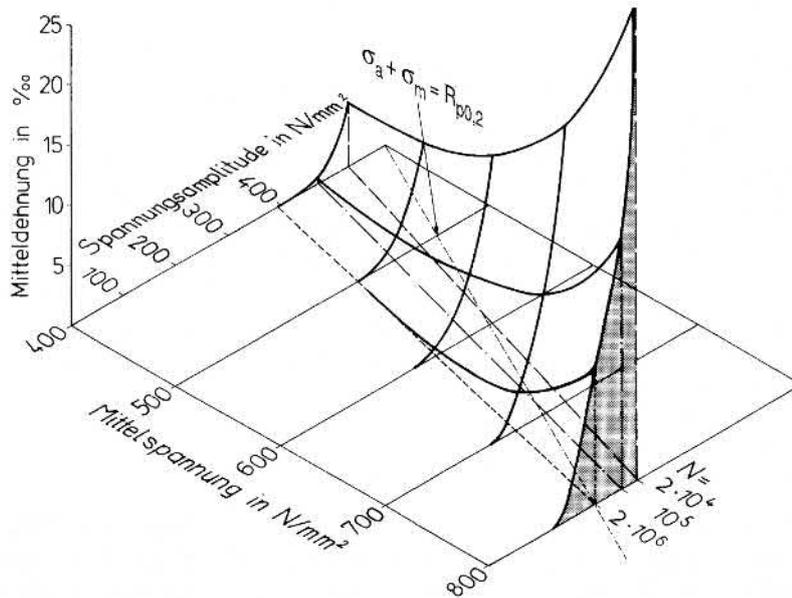


Abbildung 1.14: Erweitertes Haigh-Schaubild für einen ungekerbten Stab unter Axialbelastung aus vergütetem 42CrMo4 (EIFLER 1981)

den (SMITH ET AL. 1970). Vorschläge wurden dazu von BERGMANN (1983), HAIBACH & LEHRKE (1976), VORMWALD (1989) und anderen gemacht. Über die Definition dieses Schädigungsparameters lässt sich aus der Dehnungs-Wöhlerlinie (ABB. 1.12) eine so genannte Schädigungsparameter-Wöhlerlinie (ABB. 1.15) ermitteln, aus der die Lebensdauer unter bestimmten Lastbedingungen ermittelbar ist.

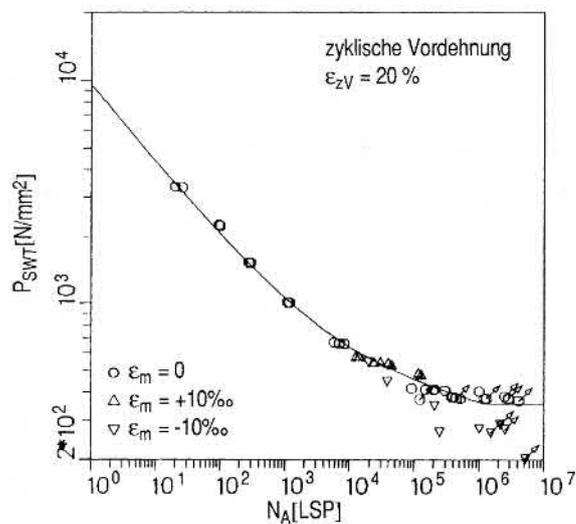


Abbildung 1.15: Schädigungsparameter-Wöhlerlinie (HAIBACH)

1.3 Konzepte in der Bruchmechanik

1.3.1 Bruchvorgänge

Die Bruchmechanik beschäftigt sich, in Bezug auf die (Rest-) Lebensdauervorhersage von Strukturen, mit Bauteilen, die bereits einen makroskopischen Riss enthalten. Diese Bauteile sind durch diese Schädigung zwar in ihrer Tragfähigkeit eingeschränkt, können aber durchaus für den üblichen Betrieb noch tauglich sein.

Physikalisch stellt ein Riss eine vollständige Trennung benachbarter Materieteilchen, also eine flächige oder volumenhafte Diskontinuität, dar. Auf der molekularen Ebene ergibt sich für den Bruch die in ABB. 1.16 dargestellte Veranschaulichung, die den Bruch auf der atomaren Ebene als Überwindung der interatomaren Bindungskräfte deutet.

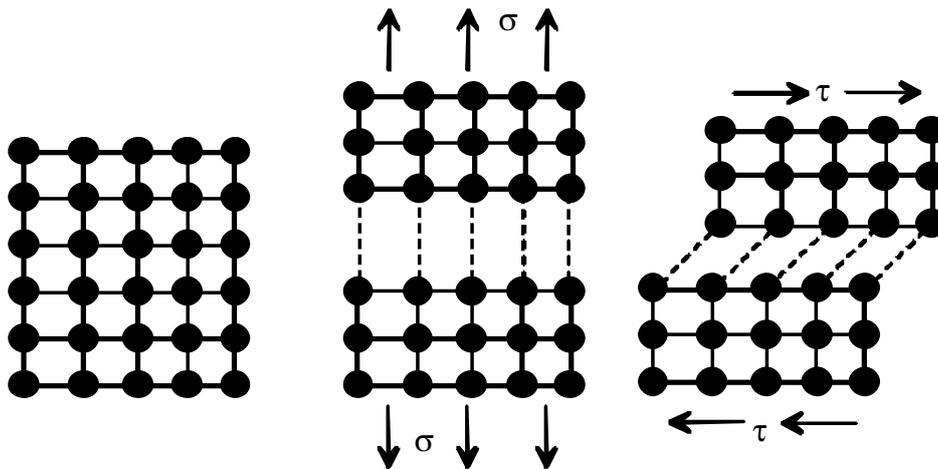


Abbildung 1.16: Bruchvorgänge auf der Atomgitterebene (MÜLLER)

Die daraus resultierende theoretische Bruchfestigkeit mit

$$\sigma = \sigma_{\max} \sin \frac{2\pi x}{\lambda} \approx \sigma_{\max} \frac{2\pi x}{\lambda} \quad (1.3.1)$$

kann über die Anwendung des Hook'schen Gesetzes

$$\sigma = E \frac{x}{d} \quad (1.3.2)$$

mit dem Abstand der Gitterebenen d und dem Elastizitätsmodul E zu

$$\sigma_{\max} = \frac{E\lambda}{2\pi d} \quad (1.3.3)$$

bestimmt werden.

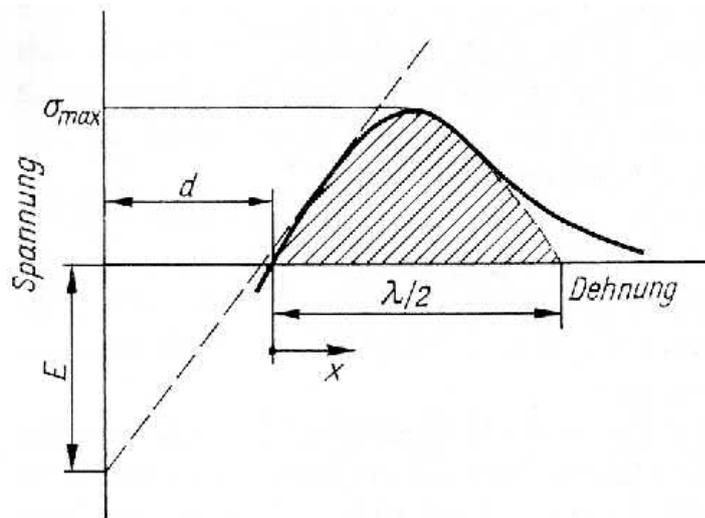


Abbildung 1.17: Atomares Spannungs-Dehnungsdiagramm (BLUMENAUER)

Die für einen Bruch notwendige Energie auf der atomaren Ebene ergibt sich durch Integration der Spannungs-Dehnungsbeziehung (schraffierter Bereich in ABB. 1.17) zu

$$\int_{x=0}^{\frac{\lambda}{2}} \sigma_{\max} \sin \frac{2\pi x}{\lambda} dx = 2\gamma_0. \quad (1.3.4)$$

Die Größe γ_0 wird als spezifische Oberflächenenergie bezeichnet. Für Metalle liegt sie in einer Größenordnung von 10Jm^{-2} . Aus GL.(1.3.3) und GL.(1.3.4) ergibt sich eine theoretische Bruchfestigkeit

$$\sigma_{\text{th}} \equiv \sigma_{\max} = \left(\frac{E\gamma_0}{d} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.3.5)$$

mit Werten $\frac{E}{5} > \sigma_{\text{th}} > \frac{E}{15}$. Diese Werte liegen um Größenordnungen über den experimentell festgestellten Bruchfestigkeiten makroskopischer Proben. Ursache für diese Unterschiede sind die im Material bereits vorhandenen Imperfektionen, die als Orte lokaler Spannungsüberhöhungen den Bruchfortschritt

auf wenige Bindungen in ihrer Umgebung konzentrieren. Auf Grund dieser Tatsache eignet sich eine Beschreibung auf der atomaren Ebene nur sehr eingeschränkt als Grundlage für eine Erfassung von Bruchvorgängen makroskopischer Proben.

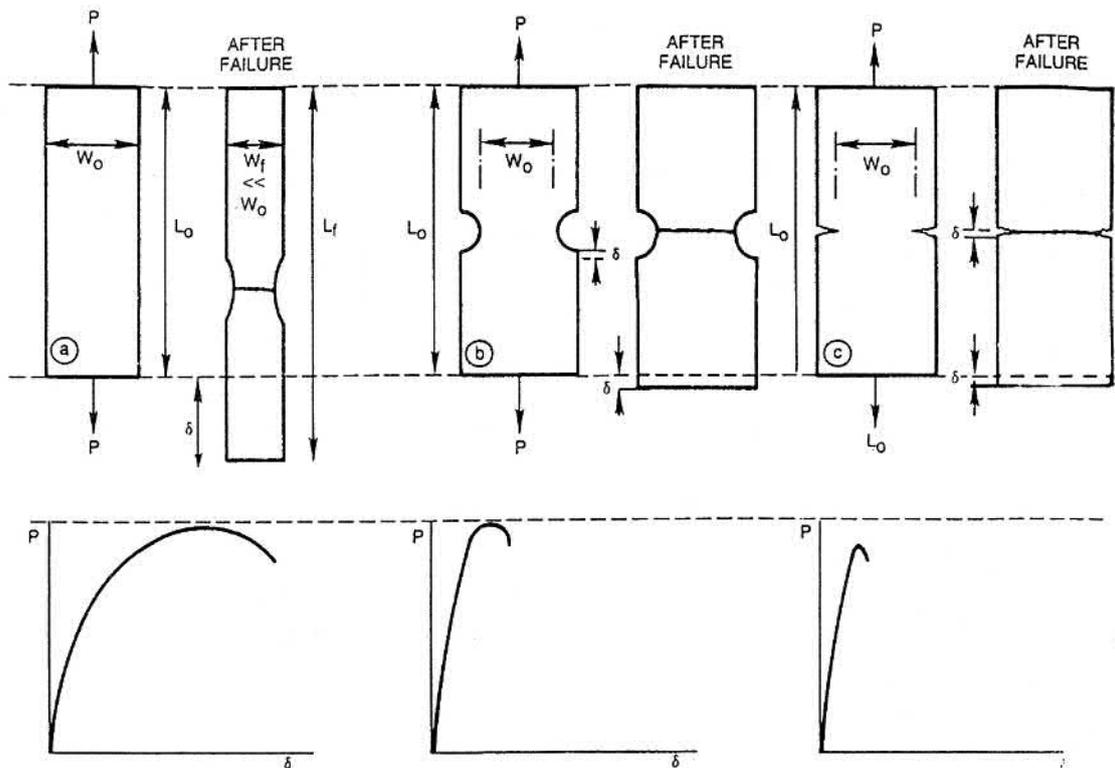


Abbildung 1.18: Vergleich geometrischer Einflüsse auf das Bruch- Verformungsverhalten (BROEK)

Zur Beschreibung von Bruchvorgängen soll deshalb auf eine Skala von der Größenordnung der Körner im Material übergegangen werden. Dabei werden mehrere Formen von Bruchvorgängen nach ihren entsprechenden Versagensarten unterschieden. Die Versagensart wird neben den Materialeigenschaften auch maßgeblich von der Geometrie und den daraus folgenden lokalen Spannungsüberhöhungen sowie von der Belastung selbst bestimmt. BROEK (1989) zeigt dazu den in ABB. 1.18 dargestellten Vergleich von drei geometrisch unterschiedlichen Probenkörpern im Zugversuch bis zum Bruch.

Sprödbbruch

Der Sprödbbruch zeichnet sich durch fehlende oder nur sehr geringe plastische Deformationen des gesamten Körpers aus. Voraussetzung für einen Rissfortschritt ist die Bereitstellung von genügend elastischer Verzerrungsenergie im Bereich der Risspitze, die eine Trennung der atomaren Bindungen ermöglicht. Je nach Defektdichte innerhalb der einzelnen Körner bzw. an den Korngrenzen kann ein solcher Sprödbbruch transgranular (ABB. 1.19) geschehen, also ein Korn selbst teilen, oder intergranular (ABB. 1.20), d.h. eine Trennung zweier benachbarter Körner hervorrufen.

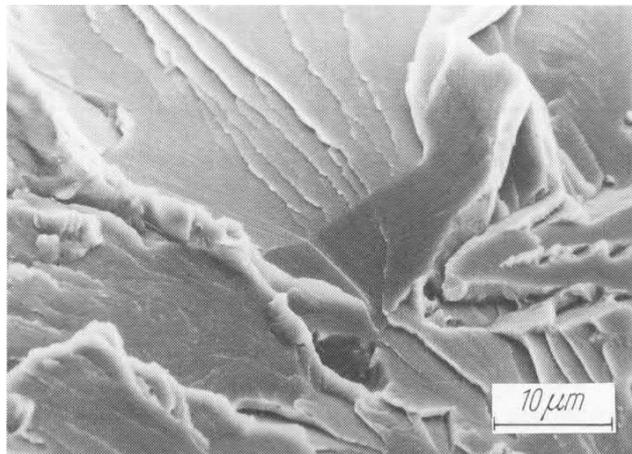


Abbildung 1.19: Transkristalliner Spaltbruch (BLUMENAUER)

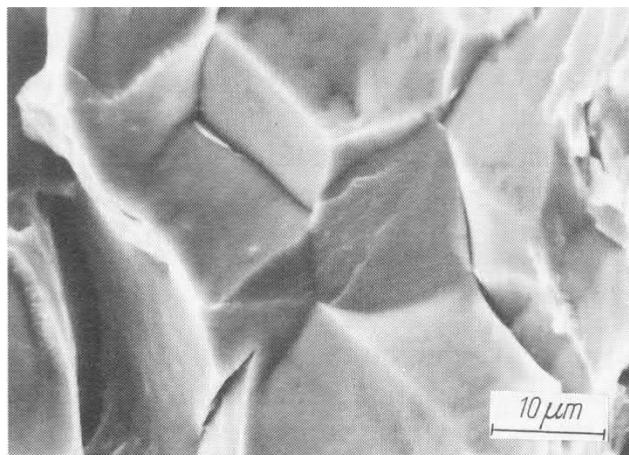


Abbildung 1.20: Interkristalliner Spaltbruch (BLUMENAUER)

Der Spröbruch ist aber nicht ausschließlich auf temperaturabhängige Materialeigenschaften (je kälter, desto spröder) zurückzuführen, sondern auch auf die Defektform und die Art der Belastung. So kann ein im reinen Zugversuch sich äußerst duktil verhaltendes Material bei identischer Temperatur unter geeigneter zyklischer Belastung auch bis auf den Trennbruch der Restfläche völlig spröde versagen. Die Bruchfläche zeigt für Metalle ein typisches kristallines oder samtartiges Aussehen (BLUMENAUER & PUSCH 1993).

Duktiler Bruch

Der duktile Bruch wird im Gegensatz zum Spröbruch von großen plastischen Deformationen in der Rissumgebung begleitet. Daraus resultieren Hohlräume im Inneren des Materials, die sich vorzugsweise um Einschlüsse oder Ausscheidungen bilden. Die umgebende Matrix löst sich dabei von den Fremdpartikeln ab und in Folge der auftretenden Spannungen werden die Werkstoffbrücken in der Matrix zerstört. Die Hohlräume bilden auf den Trennflächen des Bruches dann Waben oder Grübchen, an deren Grund unter dem Mikroskop oft noch die Fremdpartikel erkennbar sind. Aus diese zerklüfteten Struktur der Bruchfläche resultiert ein mattes, faseriges Aussehen der Bruchflächen (ABB. 1.21).

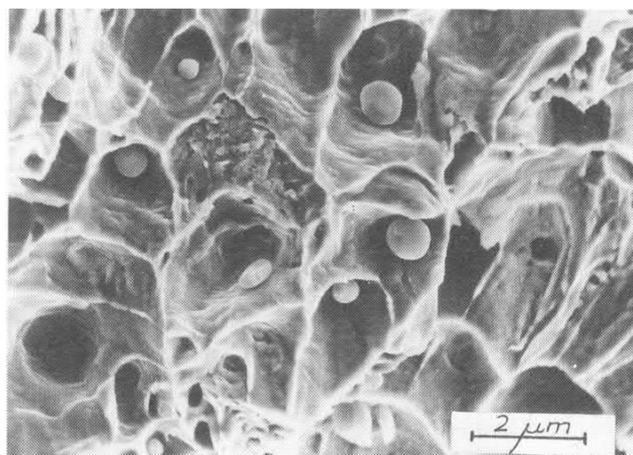


Abbildung 1.21: Duktiler Wabenbruch (BLUMENAUER)

Proben aus sehr reinen polykristallinen Werkstoffen oder bei Einkristallen können dagegen unter extremer Verjüngung in der Bruchzone zu einer sehr feinen Spitze ausgezogen werden, ohne dass sich eine Bruchfläche ausbildet.

1.3.2 Ermüdungsbruch

Ein Ermüdungsriß entsteht unter zyklischer Belastung der Struktur. Er stellt für Bauteile unter Betriebsbelastungen die häufigste Versagensart dar. Dabei interagieren verschiedene physikalische Vorgänge miteinander. Der Ermüdungsriß ist aber grundsätzlich in drei Stadien einzuteilen.

Entstehung von Mikrorissen

Mikrorisse werden auf einer Skala beschrieben, die üblicherweise mindestens der Größenordnung eines Kristallkorns entspricht. Sie entstehen durch unter periodischer Last wandernden Versetzungen und sonstigen Fehlstellen, die sich an Barrieren im Kristallgefüge (Korngrenzen, Ausscheidungen, Einlagerungen, o.ä.) sammeln und zu einem Mikrodefekt vereinen. Durch lokale Spannungsüberhöhungen an den Defektstellen kann, auch bei globaler Belastung unterhalb der Fließgrenze des Materials, eine lokale plastische Deformation mit anschließender Trennung des Materials oder die Ausbildung eines Mikroscherbandes begünstigt werden. Durch lokale Temperaturerhöhung kann auch eine lokale Relaxation hervorgerufen werden, so dass insgesamt die Möglichkeiten für eine Ver- oder Entfestigung der Struktur, je nach Material und Umgebungsbedingungen, zu beobachten ist (siehe ABB. 1.11).

Wachstum von Mikrorissen

Aus den entstandenen Mikrodefekten wachsen dann unter zyklischer Belastung die Mikrorisse weiter. In diese Phase wachsen die Mikrorisse hauptsächlich in der Richtung senkrecht zur Hauptzugspannung. Auf eine Phase des stabilen Risswachstums mit moderaten Rissausbreitungsgeschwindigkeiten folgt irgendwann eine nahezu explosionsartige Ausbreitung, die dann als instabile Rissausbreitung bezeichnet wird. Der Übergang vom Mikro- zum Makroriss wird entweder durch diesen dramatischen Zuwachs der Ausbreitungsgeschwindigkeit gegeben oder durch das Erreichen einer Gesamtrisslänge mit einer relevanten Größenordnung gegenüber dem Bauteil während der stabilen Wachstumsphase. Zwei Mechanismen des Mikrorisswachstums sind in ABB. 1.22 und ABB. 1.23 dargestellt.

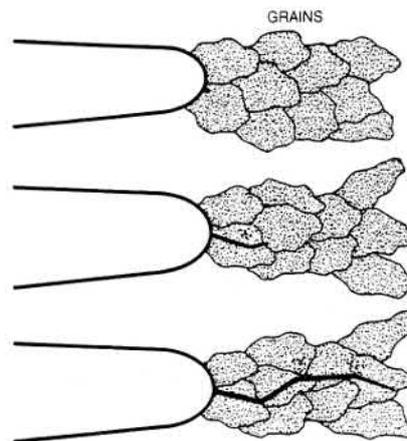


Abbildung 1.22: Sprödes Risswachstum durch transgranularen Bruch (BROEK)

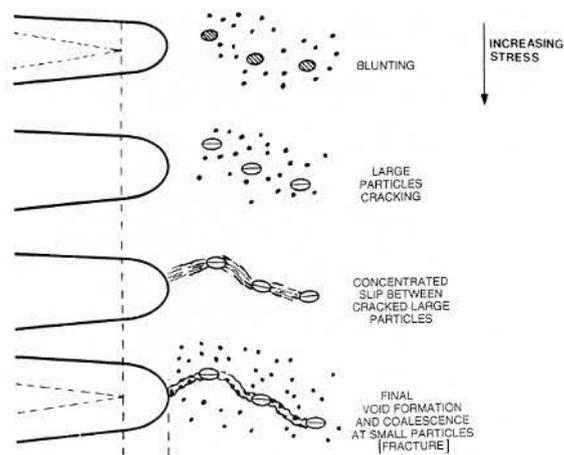


Abbildung 1.23: Duktiles Risswachstum durch Mikroporen (BROEK)

Makrorissausbreitung

Die Ausbreitung von Makrorissen basiert wie die der Mikrorisse auf lokalen plastischen Deformationen auf Grund der Spannungsüberhöhung an der Risspitze. Überschreitet der Riss eine kritische Länge oder die Spannungsüberhöhung eine kritische Grenze, so wird die Rissausbreitung instabil und führt zur kompletten Trennung der Struktur. Ein charakteristisches Muster eines sich ausbreitenden Risses unter zyklischer Last mit den typischen Rissfortschrittlinien ist in ABB. 1.24 dargestellt. Der Zusammenhang zwischen der zyklischen Belastung und der Form des Bruchmusters ist in ABB. 1.25 illustriert.

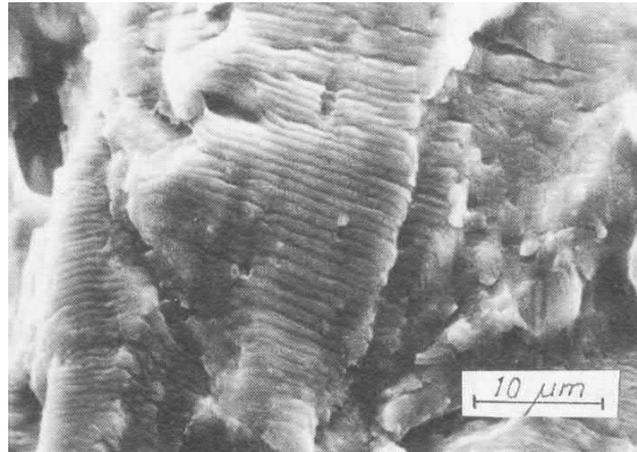


Abbildung 1.24: Bruchfläche eines Schwingbruches (BLUMENAUER)

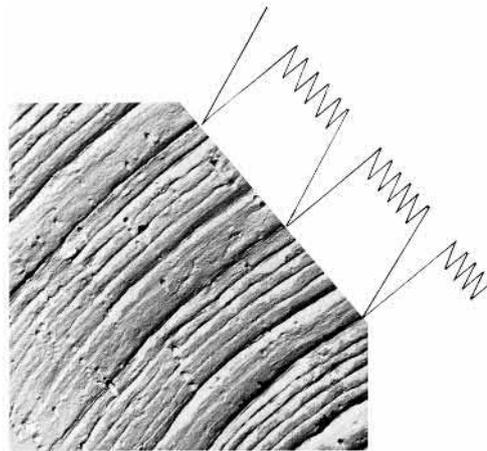


Abbildung 1.25: Illustration der Entstehung von Rastlinien (BROEK)

1.3.3 Linear Elastische Bruchmechanik (LEBM)

Unter der Annahme hinreichend kleiner plastischer Zonen für die LEBM im Bereich der Rissspitze können die Verhältnisse dort mit Gleichungen aus der Elastizitätstheorie beschrieben werden. Das beinhaltet sowohl die Spannungs-Dehnungsbeziehungen des elastischen Materials als auch Energiebetrachtungen des fortschreitenden Risses.

Spannungsintensitätsfaktoren

Betrachtet werde ein zweidimensionaler Riss der Länge $2a$ in einer unendlich ausgedehnten Platte unter einer Belastung σ_∞ (ABB. 1.26).

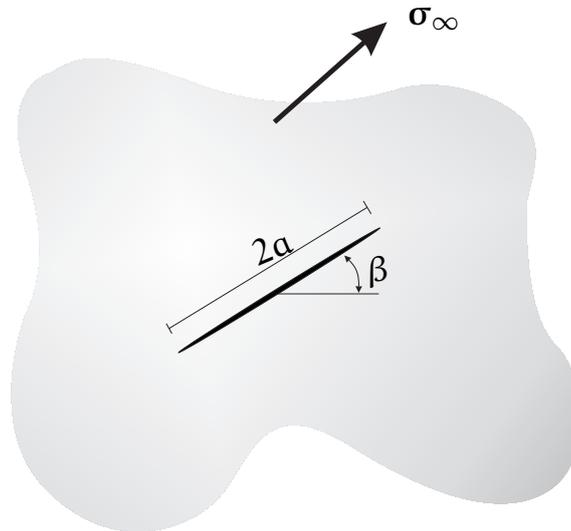


Abbildung 1.26: Riss in einer unendlichen Platte unter der Belastung σ_∞

WILLIAMS (1957) hat mit dem Ansatz der Airy'schen Spannungsfunktion F in Zylinderkoordinaten die asymptotische Lösung für den ebenen Spannungs- bzw. Dehnungszustand gefunden, mit den Spannungen

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{r}F_{,r} + \frac{1}{r^2}F_{,\theta\theta}, \quad (1.3.6)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = F_{,rr}, \quad (1.3.7)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{1}{r^2}F_{,\theta} - \frac{1}{r}F_{,r\theta}, \quad (1.3.8)$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}). \quad (1.3.9)$$

Darin sind r und φ die Koordinaten des benutzten Polarkoordinatensystems mit dem Ursprung auf der Risspitze, die x -Richtung die Längsrichtung des Risses, die y -Richtung die Normale auf die Rissflächen (ABB. 1.27).

Das Komma vor dem Index symbolisiert die partielle Ableitung nach dem nachfolgenden Index.

Durch die Wahl der Ansatzfunktion kann sichergestellt werden, dass sowohl das Hook'sche Gesetz als auch die Kompatibilitätsbedingungen erfüllt werden

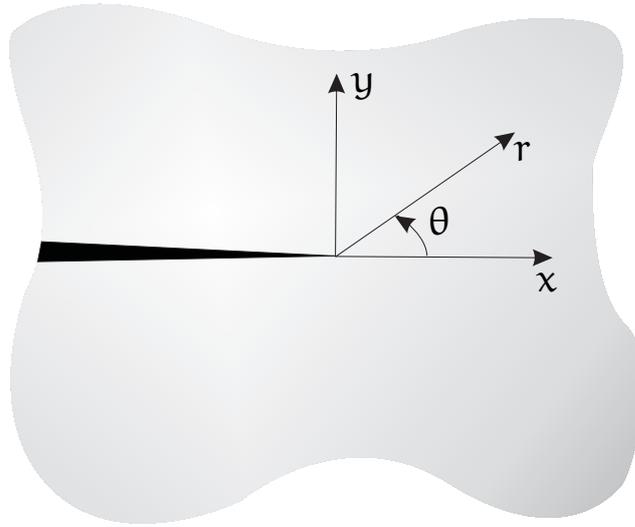


Abbildung 1.27: Koordinaten an der Risspitze

für

$$\Delta\Delta F = 0. \quad (1.3.10)$$

Mit einem Ansatz der Form

$$F = R(r)\Phi(\theta) = r^{\lambda+1}\Phi(\theta), \quad \lambda > 0 \quad (1.3.11)$$

führt GL.(1.3.10) auf

$$F = r^{\lambda+1}(C_1 \cos(\lambda+1)\theta + C_2 \cos(\lambda-1)\theta + C_3 \sin(\lambda+1)\theta + C_4 \sin(\lambda-1)\theta) \quad (1.3.12)$$

mit beschränkten Verschiebungen für $r \rightarrow 0$ und $\lambda > 0$. Mit der Randbedingung der Spannungsfreiheit der Rissufer

$$\sigma_{r\theta}(\pm\pi) = \sigma_{\theta\theta}(\pm\pi) = 0 \quad (1.3.13)$$

ergibt sich folgendes Gleichungssystem zur Bestimmung der Koeffizienten C_1 bis C_4

$$\begin{pmatrix} -(\lambda+1)\cos\lambda\pi & -(\lambda+1)\cos\lambda\pi & (\lambda+1)\sin\lambda\pi & (\lambda+1)\sin\lambda\pi \\ -(\lambda+1)\cos\lambda\pi & -(\lambda+1)\cos\lambda\pi & -(\lambda+1)\sin\lambda\pi & -(\lambda+1)\sin\lambda\pi \\ (\lambda+1)\sin\lambda\pi & (\lambda+1)\sin\lambda\pi & (\lambda+1)\cos\lambda\pi & (\lambda+1)\cos\lambda\pi \\ -(\lambda+1)\sin\lambda\pi & -(\lambda+1)\sin\lambda\pi & (\lambda+1)\cos\lambda\pi & (\lambda+1)\cos\lambda\pi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (1.3.14)$$

Für GL.(1.3.14) ergeben sich über das Verschwinden der Determinante der Koeffizientenmatrix mit

$$-4r^{4(-1+\lambda)}\lambda^4(1+\lambda)^2\sin(2\pi\lambda)^2 = 0 \quad (1.3.15)$$

die Lösungen

$$\lambda = n/2, \quad n = 1, 2, 3 \dots \quad (1.3.16)$$

Für die Lösung $\lambda = \frac{1}{2}$ ergibt sich ein das Rissnahfeld dominierendes Spannungsfeld mit einer Singularität in der Rissspitze. Vernachlässigt man die weiteren Lösungen im Bereich des Rissnahfeldes und setzt $\lambda = \frac{1}{2}$ in GL.(1.3.14) ein, können zwei Konstanten eliminiert werden, und es ergibt sich folgende Lösung für die Spannungen und Verschiebungen an der Rissspitze:

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{1}{2}\theta \sin \frac{3}{2}\theta \right) \\ & - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{1}{2}\theta \cos \frac{3}{2}\theta \right), \end{aligned} \quad (1.3.17)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{yy} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{1}{2}\theta \sin \frac{3}{2}\theta \right) \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{1}{2}\theta \cos \frac{3}{2}\theta, \end{aligned} \quad (1.3.18)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xy} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{1}{2}\theta \cos \frac{3}{2}\theta \\ & + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{1}{2}\theta \sin \frac{3}{2}\theta \right), \end{aligned} \quad (1.3.19)$$

$$\begin{aligned} u_x = & \frac{K_I}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ & + \frac{K_{II}}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right), \end{aligned} \quad (1.3.20)$$

$$\begin{aligned} u_y = & \frac{K_I}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ & + \frac{K_{II}}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right). \end{aligned} \quad (1.3.21)$$

Darin sind die Koeffizienten K_I und K_{II} so genannte Spannungsintensitätsfaktoren (IRWIN 1957), die die Größe des Amplitudenfaktors der Spannungen im Rissnahfeld bestimmen. Die Spannungsintensitätsfaktoren werden im Weiteren als SIFen bezeichnet.

Die einzelnen SIFen sind direkt unterschiedlichen Verformungsbildern der rissbehafteten Struktur zuzuordnen. In ABB. 1.28 sind die drei Modi in einer Illustration von B. Bocquet aus LEMAITRE & CHABOCHE (1990) dargestellt.

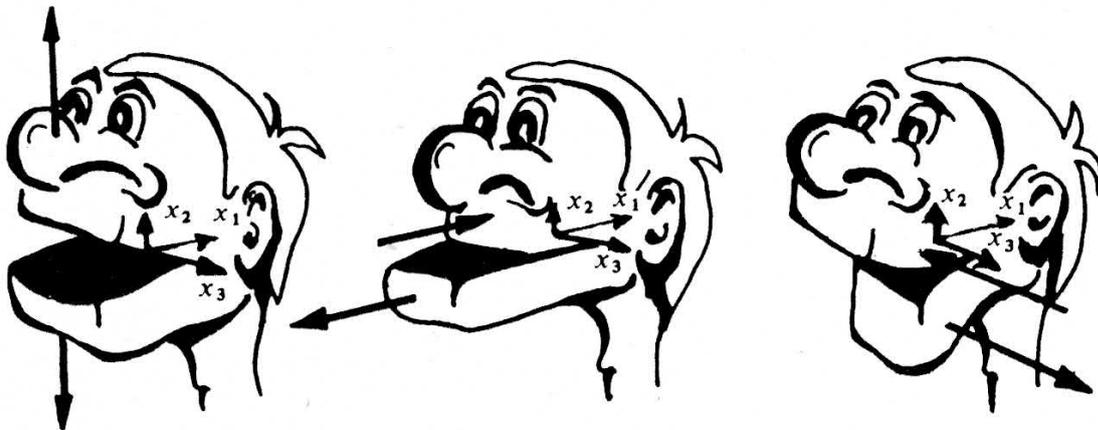


Abbildung 1.28: Die drei Modi für Spannungsintensitätsfaktoren

Modus I, verbunden mit dem SIF K_I , entspricht einer Rissöffnung unter einer Belastung senkrecht zu den Rissufern, Modus II, verbunden mit K_{II} , einer Schubbelastung in der Rissebene mit einer Verschiebung der Rissufer senkrecht zur Rissspitzenfront. Zusätzlich existiert ein Mode III, dem wie Mode II eine Schubbelastung in der Rissebene zu Grunde liegt, mit der Belastungsrichtung in Richtung der Rissspitzenfront. Für Mode III ergeben sich folgende Ausdrücke für Spannung und Verschiebung

$$\sigma_{xz} = -\frac{K_{III}}{2\pi r} \sin \frac{\theta}{2}, \quad (1.3.22)$$

$$\sigma_{yz} = \frac{K_{III}}{2\pi r} \cos \frac{\theta}{2}, \quad (1.3.23)$$

$$u_{zz} = \frac{K_{III}}{\mu} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \sin \frac{\theta}{2}. \quad (1.3.24)$$

Aus der Spannungssingularität an der Rissspitze ergeben sich dort rechnerisch unendlich hohe Spannungen, die in realem Material durch die Ausbildung ei-

ner plastischen Zone verhindert werden. Für Probleme mit klein bleibenden plastischen Zonen gegenüber der Ausdehnung des vom Riss-Nahfeld dominierten Bereiches behalten die Lösungen aus der LEBM aber ihre Gültigkeit (RICE 1974).

Rissausbreitung

Als Bruchkriterium wird in der LEBM das Überschreiten einer Bruch- bzw. Risszähigkeit definiert. In Anlehnung an die drei Rissmodi werden sie mit K_{Ic} , K_{IIc} und K_{IIIc} bezeichnet. Die Bedingung für Risswachstum lautet dann (hier am Beispiel für eine reine Mode I-Belastung):

$$\begin{aligned} K_I < K_{Ic} &\rightarrow \text{Riss im Gleichgewicht,} \\ K_I = K_{Ic} &\rightarrow \text{instabiles Risswachstum.} \end{aligned} \quad (1.3.25)$$

Die Bruch- oder Risszähigkeiten K_{Ic} , K_{IIc} und K_{IIIc} sind für ebene Verzerungszustände reine Materialkennwerte, für ebene Spannungszustände neben dem Material auch abhängig von der Probendicke.

Ebenfalls kann die Betrachtung der Energie eines Körpers mit Riss unter äußerer Belastung zur Formulierung eines Kriteriums für Rissausbreitung herangezogen werden. GRIFFITH (1920) hat dazu folgenden Ansatz vorgeschlagen: Die Energie, die für das Wachstum des Risses benötigt wird, muss durch eine Änderung des energetischen Zustandes des umgebenden Körpers bereitgestellt werden. Dazu wird eine Platte mit Riss betrachtet, die zunächst ohne Möglichkeit des Risswachstums belastet und fixiert wird. Anschließend wächst der Riss in der bereits belasteten Platte um eine Strecke da . Für die Energiefreisetzungsrates gilt

$$G = \frac{dW}{da} = \frac{\Psi_{\text{Riss}}}{da} = R, \quad (1.3.26)$$

mit der elastischen Energie des belasteten Körpers W , der Energie des Risswachstums $\Psi_{\text{Ri\ss}}$, der Verlängerung des Risses da und dem Risswiderstand R . Für einen konstanten Risswiderstand R ist also eine kritische Schwelle G_c für die Energiefreisetzungsrates zu finden, unterhalb derer kein Wachstum des Risses möglich ist. Für das Beispiel der Platte mit einem Innenriss der Länge $2a$ unter der Belastung σ_∞ haben WESTERGAARD (1939) und IRWIN (1957)

folgende Zusammenhänge gefunden;

$$K_I = \sigma_\infty \sqrt{\pi a} \quad (1.3.27)$$

und

$$G = 2 \frac{\pi a \sigma_\infty^2 (1 - \nu^2)}{E}. \quad (1.3.28)$$

Für nicht abknickende Risse, d.h. für selbstähnliche Rissausbreitung, kann mit GL.(1.3.17) der Zusammenhang zwischen dem lokalen SIFen-Kriterium und dem globalen Energiekriterium gefunden werden

$$G = \frac{K_I^2 (1 - \nu^2)}{E}. \quad (1.3.29)$$

GL.(1.3.29) entspricht genau der Hälfte von GL.(1.3.28), wobei durch Einfügen des lokalen SIF auch nur eine Rissspitze betrachtet wird. G wird auf Grund seiner Dimension Energie pro Flächeneinheit bzw. Kraft pro Risslänge auch als treibende Kraft für das Risswachstum bezeichnet.

Eine Möglichkeit, diese treibende Kraft zu bestimmen, besteht in der Auswertung des wegunabhängigen J-Integrals (RICE 1968).

$$J = \int_{\Gamma} (\omega dy - \kappa \cdot \sigma \cdot \mathbf{u}_{,x} ds, \quad (1.3.30)$$

mit ω der Verzerrungsenergiedichte pro Volumeneinheit und κ dem äußeren Normalenvektor auf den Integrationspfad Γ (ABB. 1.29).

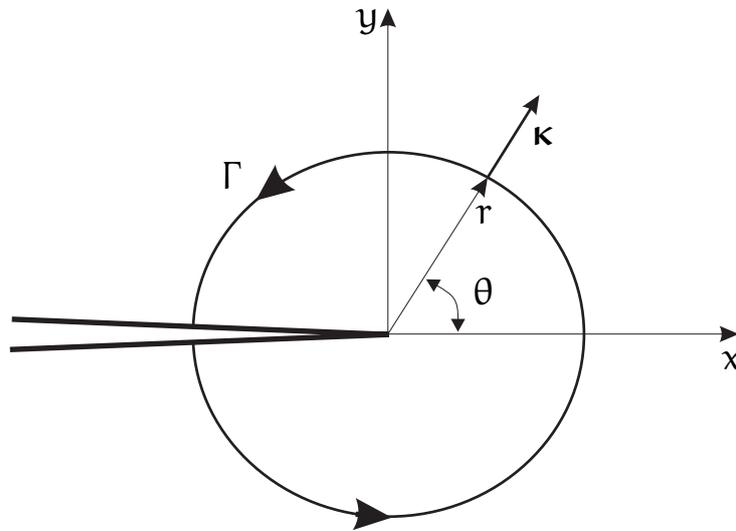
Im Fall der spröden Schädigung ohne die Ausbildung nennenswerter plastischer Zonen und der damit verbundenen Dissipation kann die Energie für das Risswachstum zu

$$\Psi_{\text{Riss}} = 2\gamma a \quad (1.3.31)$$

bestimmt werden. Daraus folgt für den Risswiderstand

$$R = \frac{d\Psi_{\text{Riss}}}{da} = 2\gamma. \quad (1.3.32)$$

Für den Fall, dass die Ausbildung einer neuen plastischen Zone proportional zum Risswachstum da ist, behält GL.(1.3.32) auch für nicht rein spröde Schädigung seine Gültigkeit. γ enthält dann einen Anteil aus der Energie zur Bildung einer neuen Oberfläche und einen Anteil der Energie, die zur Bildung der

Abbildung 1.29: J-Integral auf dem Integrationspfad Γ

neuen plastischen Zone benötigt wird.

Die vorgestellten Kriterien zur Rissausbreitung basieren auf der Annahme sich selbständig ausbreitender Risse. Unter einer kombinierten Zug-Schub-Belastung (Mode I und Mode II für ebene Probleme) können Risse abknicken. Damit wird das Prinzip der Selbstähnlichkeit verletzt. Um trotzdem eine Aussage über das Risswachstum treffen zu können, hat sich die Lösung des Variationsproblems eines belasteten Körpers mit Riss als vorteilhaft herausgestellt (SCHÜTTE (2001) und Zitate dort).

1.3.4 Stabiles Risswachstum

Ein Bauteil versagt unter zyklischer Belastung durch Werkstoffermüdung in drei Phasen, der Rissentstehung, dem stabilen Risswachstum und schlussendlich unter instabilem Makrorisswachstum bzw. dem Rest- oder Gewaltbruch (ABB. 1.30).

Die ersten beiden Phasen wurden in 1.3.2 als Ermüdung bezeichnet. Dabei wurde der Bereich der makroskopischen Rissentstehung noch in eine mikroskopische Rissentstehung und das Wachstum dieser Mikrorisse unterteilt.

Der Zusammenhang zwischen der stabilen Risswachstumsgeschwindigkeit und der anliegenden Belastung (hier in Form des Spannungsintensitätsfaktors) ist in ABB. 1.31 dargestellt.

Im *Bereich 1* mit kleinen Spannungsintensitätsfaktoren können sehr kleine

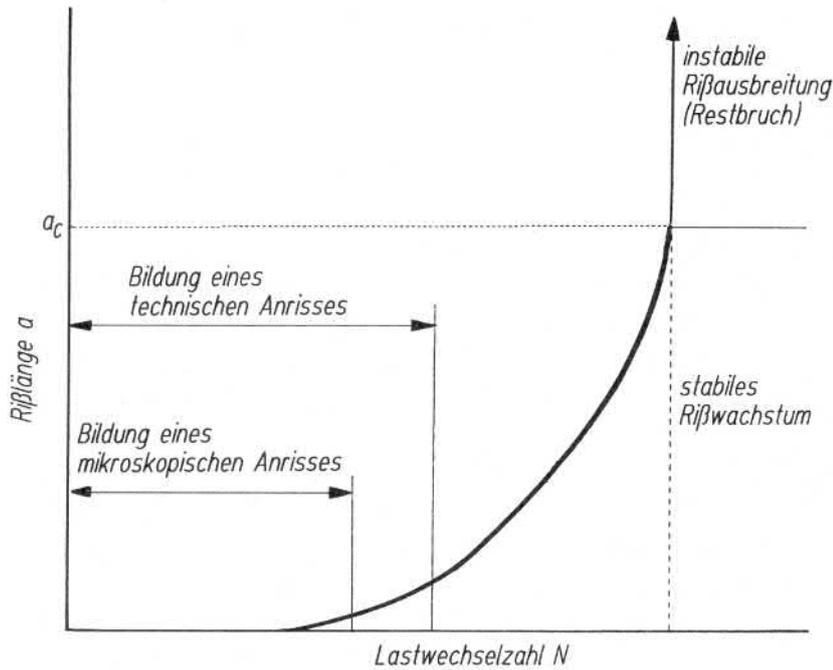


Abbildung 1.30: Rissbildung unter zyklischer Belastung

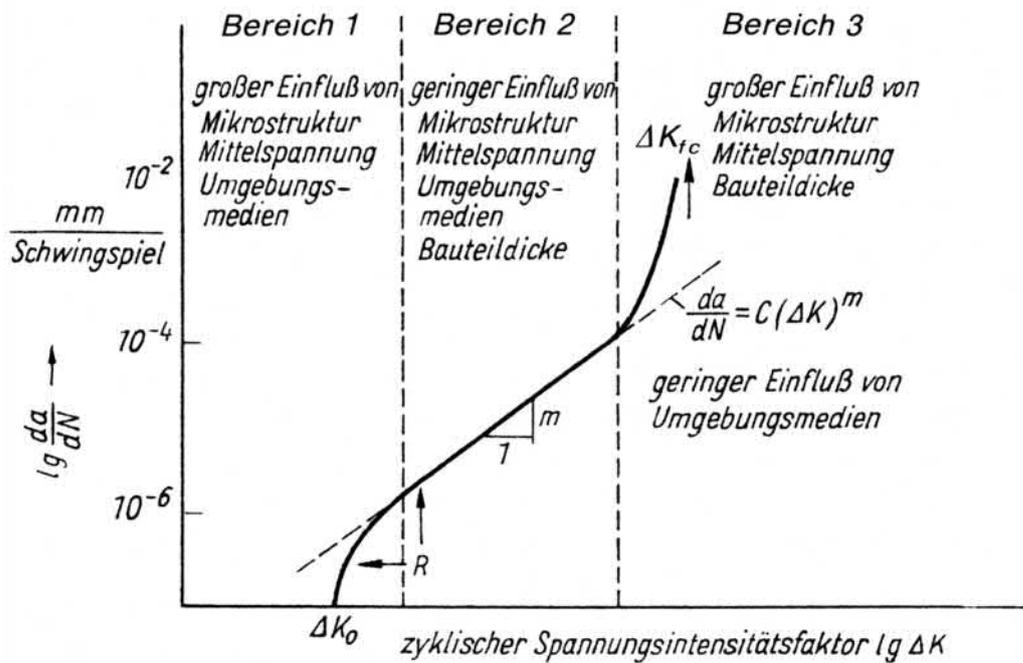


Abbildung 1.31: Risswachstumsgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors für zyklische Belastung

Wachstumsgeschwindigkeiten festgestellt werden, unterhalb einer Schwelle ΔK_0 stoppt das Risswachstum. ΔK_0 kann also als eine Art Dauerfestigkeitsgrenze für Rissausbreitung angesehen werden. In diesem Bereich sind neben E-Modul und Plastizität an der Rissspitze auch die Mikrostruktur und Umgebungsbedingungen maßgeblich.

Der *Bereich 2* ist gekennzeichnet durch einen linearen Zusammenhang zwischen dem Logarithmus der Rissausbreitungsgeschwindigkeit $\log da/dN$ und dem Logarithmus des Spannungsintensitätsfaktors $\log \Delta K$. Das Verhältnis der beiden Größen kann hinreichend genau über die Paris-Erdogan-Gleichung

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K)^\eta \quad (1.3.33)$$

beschrieben werden, mit den Materialparametern C und m . Dies ermöglicht über eine Integration die Berechnung einer maximalen Lastzyklenzahl N_{max} für eine maximal ertragbare Risslänge

$$N_{max} = \int_{a_0}^{a_{max}} \frac{1}{C'(\Delta K)^\eta} da = \frac{1}{C'(\Delta \sigma \sqrt{\pi a})^\eta} da, \quad (1.3.34)$$

oder die Berechnung der Risslänge a unter gegebener Lastzyklenzahl N zu

$$N = \int_{a_0}^a \frac{1}{C'(\Delta K)^\eta} da = \frac{1}{C'(\Delta \sigma \sqrt{\pi a})^\eta} da. \quad (1.3.35)$$

Im *Bereich 3* führt eine große Risswachstumsgeschwindigkeit schnell zu instabil wachsenden Rissen und damit zum Versagen der Gesamtstruktur. Die Beschreibung instabiler oder auch dynamischer Rissausbreitung ist dann Grundlage für die Beschreibung des endgültigen Versagensvorganges durch schnell ausbreitende Risse oder einer Risseinleitung mit hoher Belastungsgeschwindigkeit. In der Bruchmechanik wird analog zur Definition des statischen SIF K_I ein dynamischer SIF K_I^{dyn} definiert, mit

$$K_I^{dyn}(t) = K_I^{stat} \sqrt{\frac{c_L t}{a_0}} \quad (1.3.36)$$

mit

- K_I^{stat} der SIF bei statisch aufgebrachter Last

- c_L Longitudinalwellengeschwindigkeit
- t Dauer der Belastungseinwirkung
- a_0 Ausgangsrisslänge.

Die experimentelle Untersuchung solcher Rissvorgänge wird vorzugsweise mit Hilfe der von KALTHOFF (1994) entwickelten Schattenfleckmethode vorgenommen. ABB. 1.32 zeigt eine solche Schattenfleckaufnahme eines laufenden, schlagbelasteten Risses.

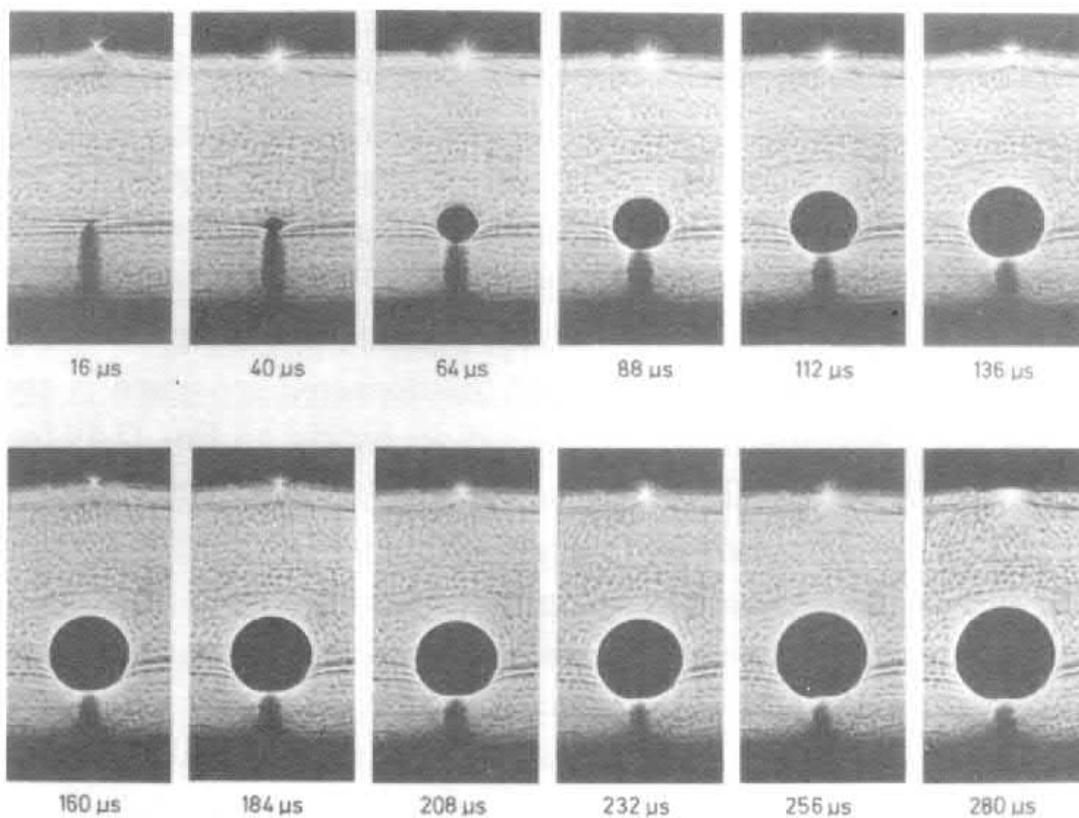


Abbildung 1.32: Schattenfleckaufnahmen bei dynamischer Rissausbreitung (KALTHOFF 1994)

2 Schädigungsmodellierung

In diesem Kapitel sollen zunächst die grundlegenden Ansätze für die Formulierung von Schädigungsmodellen erläutert werden. Anschließend wird das Modell für spröde Schädigung von SCHÜTTE & BRUHNS (2002) vorgestellt. An die Randbedingungen dieses Schädigungsmodells wurde der Versuchsablauf angepasst. Die Vergleichsrechnungen aus 5.6 wurden mit der implementierten 2D-Formulierung des Modells von SCHÜTTE (2001) durchgeführt.

2.1 Schädigungsmechanik

2.1.1 Mechanismen

Im Bereich der Schädigung basierend auf zyklischer Belastung existieren zwei grundsätzlich verschiedene Schädigungsmechanismen, die sowohl vom Material als auch von der aufgeprägten Belastung abhängen (LEMAITRE 1996).

Low-Cycle-Fatigue

Als “duktile Schädigung” bezeichnet man Schädigungsvorgänge, die mit großen plastischen Formänderungen im Bereich der Schädigungszone einhergehen. Ein typisches Last-Antwortverhalten auf eine zyklische Verschiebung mit konstanter Amplitude ist in ABB. 2.1 dargestellt.

Die aufgebrachte anfängliche Dehnung erzeugt eine Spannung im Material, die oberhalb der Fließgrenze liegt. Durch die wechselnde Lastrichtung und das Verfestigungsverhalten des Materials (Bauschinger-Effekt) wird bei jedem Erreichen der Lastamplitude sowohl im Zug- als auch im Druckbereich die Fließ-

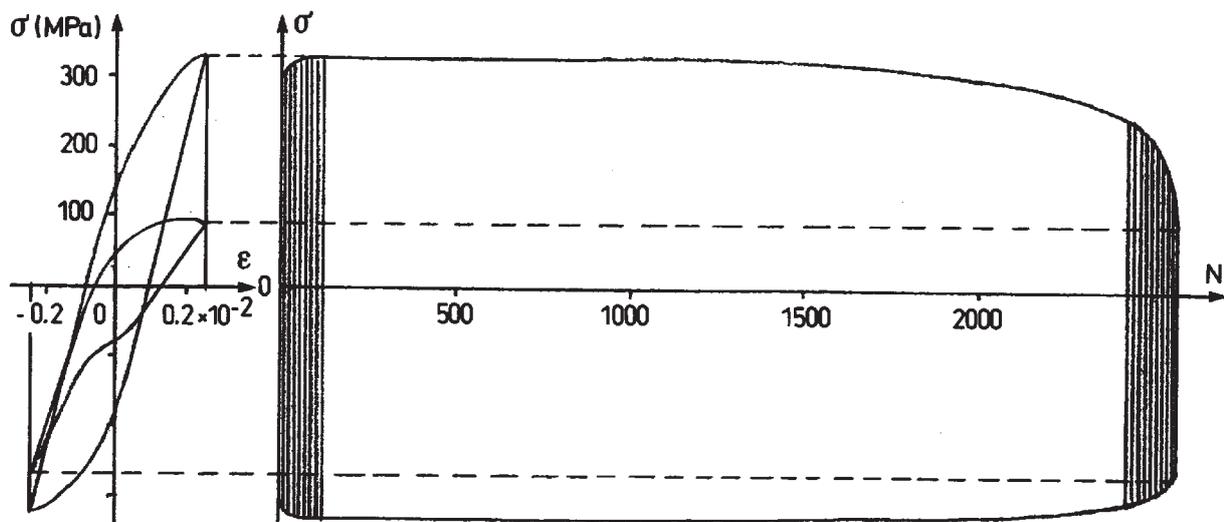


Abbildung 2.1: Zyklische Zug-Druck-Kurven beim Low-Cycle-Fatigue eines rostfreien A 316 L Stahls (nach F. DUFFAILLY)

grenze überschritten. Resultierend daraus beobachtet man eine stark entartete Entwicklung im Bereich der anfänglichen Elastizität zum Ende der Lebensdauer. Die Lastspielzahl bis zum Versagen bleibt relativ gering. Versuche unter den genannten Bedingungen werden deshalb auch als “Low-Cycle-Fatigue” bezeichnet. LEMAITRE (1996) gibt für das LCF-Verhalten maximale Lastzyklenzahlen mit $N_R < 10000$ an.

High-Cycle-Fatigue

Unter dem Begriff “Spröde Schädigung” werden die Schädigungsvorgänge zusammengefasst, die ohne oder mit nur sehr lokal auftretenden plastischen Formänderungen einhergehen. ABB. 2.2 zeigt die Spannungsantwort auf einen dehnungsgesteuerten Versuch mit konstanter Dehnungsamplitude.

Die maximale Dehnung erzeugt im jungfräulichen Material eine Spannung unterhalb der Fließspannung. Dennoch ist nach einer entsprechenden Lastzyklenzahl ein Absinken des Elastizitätsmoduls zu beobachten. Die Form der elastischen Geraden bleibt im Gegensatz zum LCF bis zum Versagen hin erhalten. Die hohen Lastzyklenzahlen mit $N > 100000$ führen zu der Benennung “High-Cycle-Fatigue”.

Aus den vorgestellten Schädigungsmechanismen geht hervor, dass die Versagensform nicht rein von der Beschaffenheit des verwendeten Materials abhängt. Ein sich im Zugversuch duktil verhaltendes Material kann unter zykli-

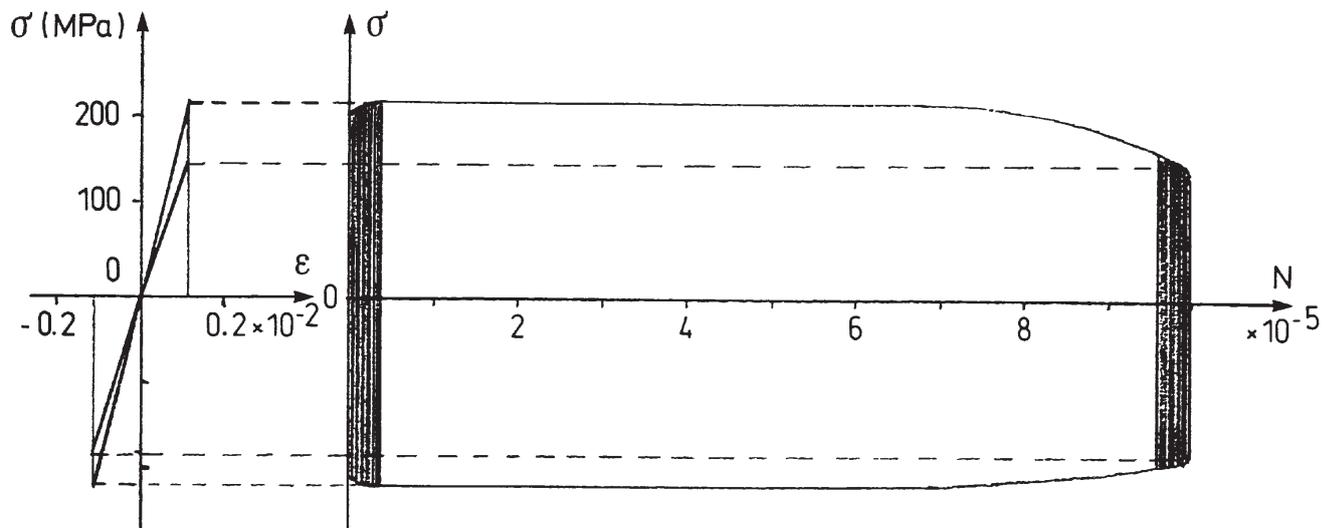


Abbildung 2.2: Zyklische Zug-Druck-Kurven beim High-Cycle-Fatigue eines rostfreien A 316 Stahls (nach F. DUFFAILLY)

scher Belastung im Spannungsbereich zwischen Dauerfestigkeitsgrenze und Fließgrenze auch spröde versagen. Diese Erkenntnis macht die Beschreibung eines spröden Versagens für den sonst eher duktilen Werkstoff Stahl notwendig. Ein solches sprödes Schädigungsmodell soll in 2.2 vorgestellt werden.

2.1.2 Skalen und Schädigungsvariablen

Skalen

Zur Beschreibung des makroskopischen Versagens eines Bauteils im Rahmen der Kontinuumsmechanik müssen geeignete Größen auf einer Mikroskala definiert werden, die durch geeignete Homogenisierungsvorschrift das makroskopische Verhalten adäquat wiedergeben können. Die Wahl der Größenordnung dieser Skalen hängt dabei ab von der absoluten Größe des Bauteils, der Größe der inneren Struktur und der gewünschten "Beschreibungstiefe" in der Formulierung des Materialmodells. Ein Beispiel für eine Skalierung ist in ABB. 2.3 gegeben.

Einem Materiepunkt P werden auf der Mikroskala I solche Eigenschaften zugewiesen, dass die Mittelung über alle Punkte aus dem Gebiet \mathcal{B} das global beobachtbare Verhalten annähert. Die Matrix auf der Mikroskala I besteht aber noch aus homogenem Material.

Eine weitere Vergrößerung auf die Mikroskala II zeigt dann die inhomogenen

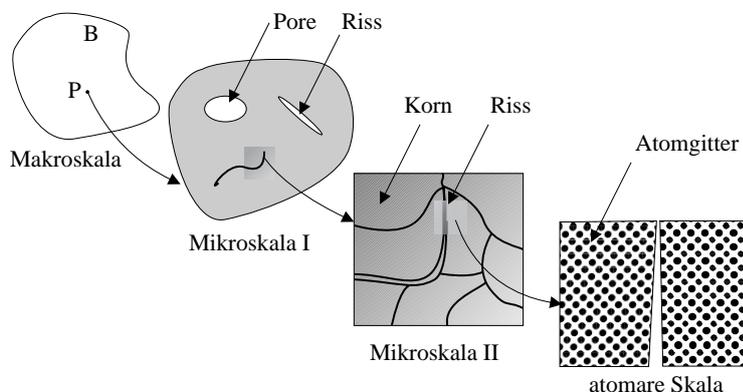


Abbildung 2.3: Eine Möglichkeit der Skalierung eines Materiepunktes

Materieeigenschaften. Im Baustoff Stahl sind die einzelnen Körner auf dieser Skala zu erkennen. Auf dieser Skala sind nur noch die einzelnen Körner auf kontinuumsmechanischer Basis zu beschreiben (ASARO & RICE 1977; LE ET AL. 1998).

Eine weiter Vergrößerung führt dann auf die atomare Ebene, in der die Kontinuumsmechanik ihre Gültigkeit verliert. Auf dieser Größenskala müssen die Bindungskräfte der einzelnen Moleküle oder Atome untereinander modelliert werden.

In der Kontinuums-Schädigungsmechanik (CDM) werden die Schädigungsmechanismen auf einer Mikroskala beschrieben. Zu Grunde liegt dabei die Annahme, dass der Schädigungszustand auf der Mikroskala durch Risse, Poren, Scherbänder oder ähnliches beschreibbar ist. Der Schädigungsfortschritt wird aus dem Entstehen, dem Wachstum oder der Umorientierung solcher Defekte abgeleitet. Für die makroskopische Zustandsbeschreibung werden dazu Größen eingeführt, die im Rahmen der Thermodynamik mit internen Zustandsvariablen (COLEMAN & GURTIN 1967) den Platz eben solcher interner Variablen einnehmen.

Schädigungsvariablen

Für die Schädigungsvariablen sind viele verschiedene Vorschläge aus der Literatur bekannt. In SKRZYPEK (1999) findet sich eine detaillierte Auflistung der Vorschläge und eine Zuordnung zu den zu Grunde liegenden Schädigungs-

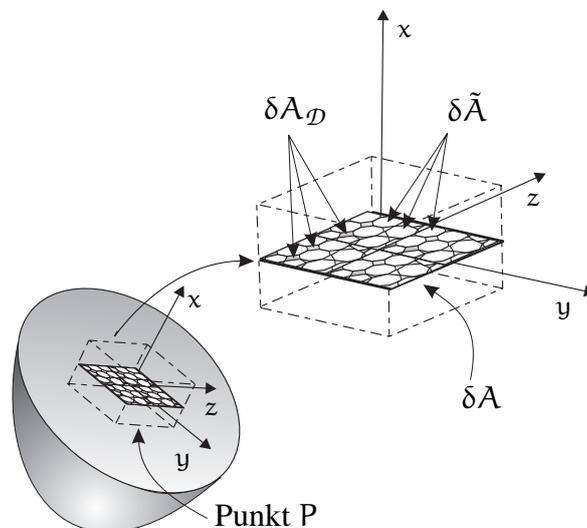


Abbildung 2.4: Definition der "Kontinuität" nach KACHANOV

mechanismen.

Als erster führte KACHANOV (1958) eine skalare Größe Ψ , die "Kontinuität", zur Beschreibung kriechinduzierter Schädigung ein. Die Größe Ψ setzt die durch Schädigung (Risse, Poren) reduzierte Fläche $\delta \tilde{A}$ für einen Schnitt mit der Normalen \mathbf{n} ins Verhältnis zur Gesamtfläche δA des Schnittes durch das ungeschädigte Material (ABB. 2.4).

$$\Psi = \frac{\delta \tilde{A}}{\delta A} \quad (2.1.1)$$

Mit den Grenzwerten $\Psi = 1$ wird das ungeschädigte Material charakterisiert, mit $\Psi = 0$ das völlig durchtrennte Bauteil. In Anlehnung an nachfolgende Formulierungen wird die "Kontinuität" durch ein Schädigungsmaß ersetzt, das umgekehrt zu Größe Ψ nicht die Restfläche, sondern die durchtrennte Fläche ins Verhältnis zur Ausgangsfläche setzt. Diese skalare Schädigungsvariable \mathcal{D} berechnet sich aus

$$\mathcal{D}(\mathbf{P}, \mathbf{n}) = \frac{\delta A_{\mathcal{D}}}{\delta A}, \quad \text{mit} \quad \mathcal{D} \in [0, 1], \quad (2.1.2)$$

wobei $\mathcal{D} = 0$ den ungeschädigten Zustand des untersuchten Materials beschreibt, $\mathcal{D} = 1$ die komplette Trennung des Materials auf der Fläche δA . Eine anfängliche Vorschädigung des Materials findet nur in der Festlegung der anfänglichen elastischen Eigenschaften Beachtung. Insgesamt wird mit dem An-

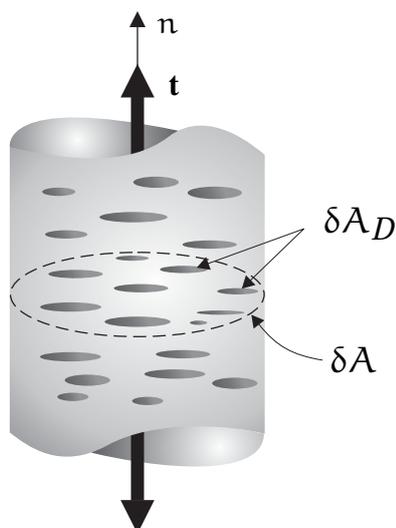


Abbildung 2.5: Geschädigtes Mikrovolumenelement (RABOTNOV)

satz von KACHANOV (1958) ein rein flächenbasiertes skalares Schädigungsmaß eingeführt, mit der eine eindimensionale Betrachtung von Schädigung ermöglicht wurde. Eine Veränderung der Eigenschaften in der Schnittebene kann nicht erfasst werden.

Aus der Definition der Schädigungsvariablen \mathcal{D} hat RABOTNOV (1968) eine Effektivspannung $\tilde{\sigma}$ abgeleitet. Die Spannung in einem durch eine Zugkraft $\mathbf{t} = \mathbf{n}t$ belastetes Mikrovolumenelement (ABB.2.5) mit der ungeschädigten Querschnittsfläche δA wird berechnet durch

$$\sigma = \frac{t}{\delta A}. \quad (2.1.3)$$

Unter Berücksichtigung der Schädigung, repräsentiert durch die geschädigte Teilfläche $\delta A_{\mathcal{D}}$, berechnet sich die Effektivspannung zu

$$\tilde{\sigma} = \frac{t}{\delta A - \delta A_{\mathcal{D}}} = \frac{\sigma}{1 - \mathcal{D}} \quad (2.1.4)$$

mit dem Schädigungsmaß aus GL.(2.1.2). Diese Definition ist allerdings auf den einachsigen Zug beschränkt. Zusätzlich ist sie nicht in der Lage, mikromechanische Effekte wie z.B. Spannungsüberhöhungen auf Grund unterschiedlicher Defektformen zu beschreiben.

Eine 1D-Erweiterung des Modells von KACHANOV (1958) wurde von GURSON (1977) vorgeschlagen. Ausgangspunkt ist die Annahme kugelförmiger Defekte im Material (ABB. 2.6).

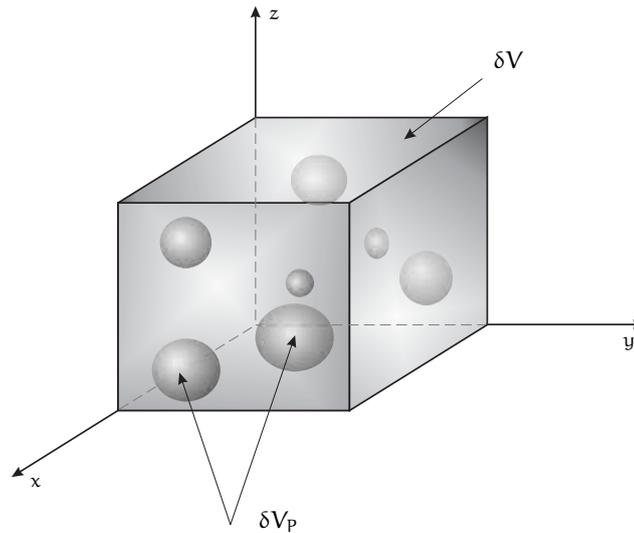


Abbildung 2.6: Schädigung durch Poren nach GURSON

Die Poren stellen das Ergebnis duktiler Schädigung dar. Über den Porenvolumenanteil

$$f = \frac{\delta V_p}{\delta V} \quad (2.1.5)$$

wird das Maß der Schädigung bestimmt. Über den Zusammenhang

$$\mathcal{D} = f^{\frac{2}{3}} \quad (2.1.6)$$

führt der Ansatz von GURSON (1977) auf die Flächenschädigung von KACHANOV (1958).

Für eine dreidimensionale Erweiterung des Schädigungsparameters \mathcal{D} haben MURAKAMI & OHNO (1981) folgenden Vorschlag gemacht: Aus der Betrachtung, dass \mathcal{D} nur für eine Schnittnormale durch die skalare Gleichung

$$\delta \tilde{A} = (1 - \mathcal{D}(\mathbf{n})) \delta A \quad (2.1.7)$$

bestimmt ist, kann für drei orthogonale Richtungen $\mathbf{n}_1, \mathbf{n}_2, \mathbf{n}_3$ auch folgende Gleichung aufgestellt werden:

$$\delta \tilde{A}_i = (1 - \mathcal{D}_i) \delta A_i, \quad i = 1, 2, 3. \quad (2.1.8)$$

Der Schädigungstensor wird über die Beziehung

$$\mathcal{D} = \sum_{i=1}^3 \mathcal{D}(\mathbf{n}_i \otimes \mathbf{n}_i) \quad (2.1.9)$$

berechnet. Der Effektivspannungstensor lässt sich dann über

$$\tilde{\sigma} = \sigma(1 - \mathcal{D}) \quad (2.1.10)$$

berechnen. Mit Hilfe dieser tensoriellen Beschreibung ist es möglich orthotrope Schädigungsvorgänge zu beschreiben. Eine Erweiterung des Schädigungsparameters auf einen Schädigungstensor vierter Stufe haben u.a. J.L.CHABOCHE (1978) oder LECKIE & ONAT (1981) eingeführt. Die Formulierung ergibt sich aus der formellen Verallgemeinerung von GL.(2.1.10) zu

$$\tilde{\sigma} = (\mathbb{I} - \mathbb{D})^{-1} : \sigma = \mathbb{M} : \sigma, \quad (2.1.11)$$

mit dem Einheitstensor vierter Stufe \mathbb{I} , dem Schädigungstensor vierter Stufe \mathbb{D} und einem Schädigungseffektstensor \mathbb{M} . Eine eindeutige Deutung des Schädigungseffektstensors hängt von der Wahl des Effektivspannungstensors ab.

2.1.3 Äquivalenzprinzipien

Um die vorgestellten kontinuumsmechanischen Schädigungsbeschreibungen für eine Berechnung einfacher nutzbar zu machen, kann der Zustand des geschädigten Materials durch die Einführung einer fiktiven ungeschädigten Konfiguration ersetzt werden. Vorteil dabei ist die Aufrechterhaltung der Möglichkeit, Vorgänge im “geschädigten” Material in den Gleichungen des “ungeschädigten” Materials anhand des “fiktiv-ungeschädigten” Materials zu beschreiben. Der Zustand ist dann über

$$\{\varepsilon, \sigma, \mathbb{D}\} \equiv \{\tilde{\varepsilon}, \tilde{\sigma}, \mathbb{D} = \mathbf{0}\} \equiv \{\tilde{\varepsilon}, \tilde{\sigma}\} \quad (2.1.12)$$

mit der Effektivspannung $\tilde{\sigma}$ und der Effektivdehnung $\tilde{\varepsilon}$ gegeben. Die Parameter und konstitutiven Gesetze aus der Beschreibung des ungeschädigten Materials bleiben erhalten. Unter Verwendung einer weiteren Annahme bezüglich einer Effektivgröße oder deren Verknüpfung kann dann der Zustand eindeutig beschrieben werden. Diese zusätzliche Annahme kann über die verschiedenen Äquivalenzprinzipien gewonnen werden.

Spannungsäquivalenz

Das Prinzip der Spannungsäquivalenz - oder Effektivdehnungskonzept - besagt

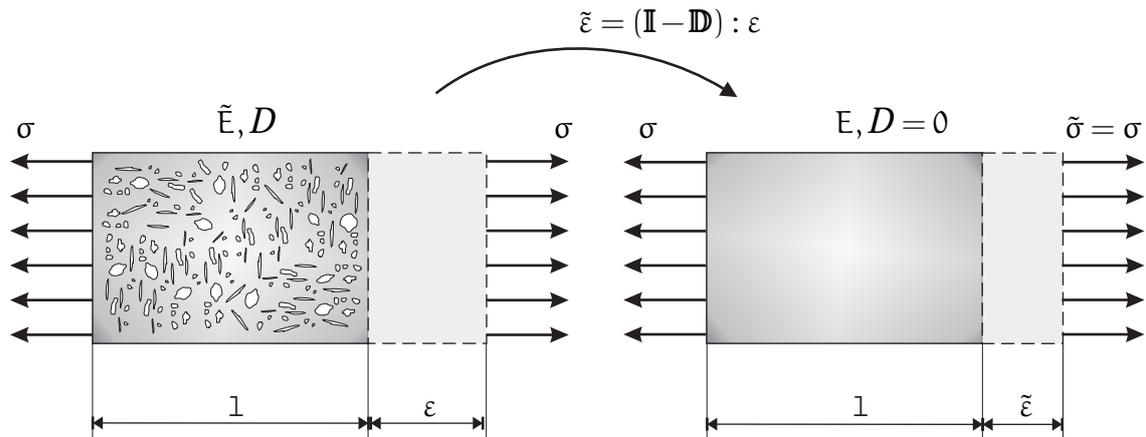


Abbildung 2.7: Eindimensionale Veranschaulichung der Spannungäquivalenz

(CORDEBOIS & SIDOROFF 1979; SCHÜTTE 2001):

Die Spannung σ , die mit einem geschädigten Zustand unter einer aufgebrachten Dehnung ϵ verbunden ist, ist äquivalent zur Spannung $\tilde{\sigma}$ des ungeschädigten Zustandes unter der Effektivdehnung $\tilde{\epsilon}$ (ABB. 2.7)

Aus der Spannungs-Dehnungs-Beziehung des geschädigten Materials

$$\tilde{\epsilon} = \mathbf{C}^{e-1} : \sigma \quad (2.1.13)$$

wird über

$$\tilde{\sigma}(\tilde{\epsilon}, 0) = \sigma(\epsilon, \mathbf{D}) \quad (2.1.14)$$

die Beziehung

$$\epsilon = \mathbf{C}^{e-1} : \sigma. \quad (2.1.15)$$

Mit der Definition der Spannung aus GL.(2.1.13) kann die Dehnung $\tilde{\epsilon}$ durch

$$\tilde{\epsilon} = \mathbf{C}^{e-1} : \tilde{\mathbf{C}}^e : \epsilon \quad (2.1.16)$$

bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Definition des Schädigungstensors vierter Stufe analog zu GL.(2.1.11) ergibt sich über

$$\tilde{\epsilon} = (\mathbf{I} - \mathbf{D}) : \epsilon \quad (2.1.17)$$

die Beziehung

$$\mathbf{D} = \mathbf{I} - \mathbf{C}^{e-1} : \tilde{\mathbf{C}}^e. \quad (2.1.18)$$

Aus GL.(2.1.18) folgt dann der Zusammenhang zwischen dem geschädigten und dem fiktiv-ungeschädigten Elastizitätsmodul zu

$$\tilde{\mathbf{C}}^e = \mathbf{C}^{e-1} : (\mathbf{I} - \mathbf{D}). \quad (2.1.19)$$

Dehnungsäquivalenz

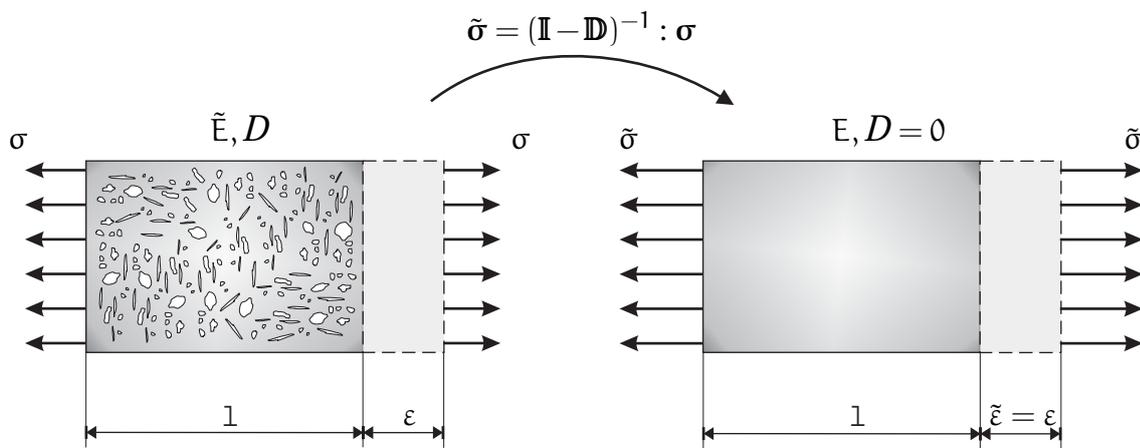


Abbildung 2.8: Eindimensionale Veranschaulichung der Dehnungsäquivalenz

Das Prinzip der Dehnungsäquivalenz - oder Effektivspannungskonzept - besagt (J.L.CHABOCHE 1978; SCHÜTTE 2001):

Die Dehnung ε , die mit einem geschädigten Zustand unter einer aufgebrachtten Spannung σ verbunden ist, ist äquivalent zur Dehnung $\tilde{\varepsilon}$ des ungeschädigten Zustandes unter der Effektivspannung $\tilde{\sigma}$ (ABB. 2.8)

Über den elastischen Steifigkeitstensor \mathbf{C}^e lassen sich Spannung und Dehnung eindeutig verknüpfen.

$$\sigma = \mathbf{C}^e : \varepsilon \quad (2.1.20)$$

Für geschädigtes Material gilt GL.(2.1.20) mit $\tilde{\mathbf{C}}^e$, dem elastischen geschädigten Steifigkeitstensor.

$$\sigma = \tilde{\mathbf{C}}^e : \varepsilon \quad (2.1.21)$$

Führt man in GL.(2.1.21) das Prinzip der Dehnungsäquivalenz

$$\tilde{\varepsilon}(\tilde{\sigma}, 0) = \varepsilon(\sigma, \mathbf{D}) \quad (2.1.22)$$

ein, kann die Spannungs-Dehnungs-Beziehung wieder bezüglich der ungeschädigten Konfiguration aufgestellt werden

$$\tilde{\sigma} = \mathbf{C}^e : \varepsilon, \quad (2.1.23)$$

mit \mathbf{C}^e dem ungeschädigten Steifigkeitstensor und der Effektivspannung $\tilde{\sigma}$. Aus GL.(2.1.20) ergibt sich die Möglichkeit den Zusammenhang der Spannung σ und der Effektivspannung $\tilde{\sigma}$ darzustellen als

$$\tilde{\sigma} = \mathbf{C}^e : \tilde{\mathbf{C}}^{e-1} : \sigma. \quad (2.1.24)$$

Unter Berücksichtigung von GL.(2.1.19) ergibt sich für den Schädigungstensor

$$\mathbf{D} = \mathbf{I} - \tilde{\mathbf{C}}^e : \mathbf{C}^{e-1} \quad (2.1.25)$$

und daraus der Zusammenhang zwischen dem geschädigten und dem ungeschädigten Elastizitätsmodul

$$\tilde{\mathbf{C}}^e = (\mathbf{I} - \mathbf{D}) : \mathbf{C}^e. \quad (2.1.26)$$

Äquivalenz der elastischen Verzerrungsenergie

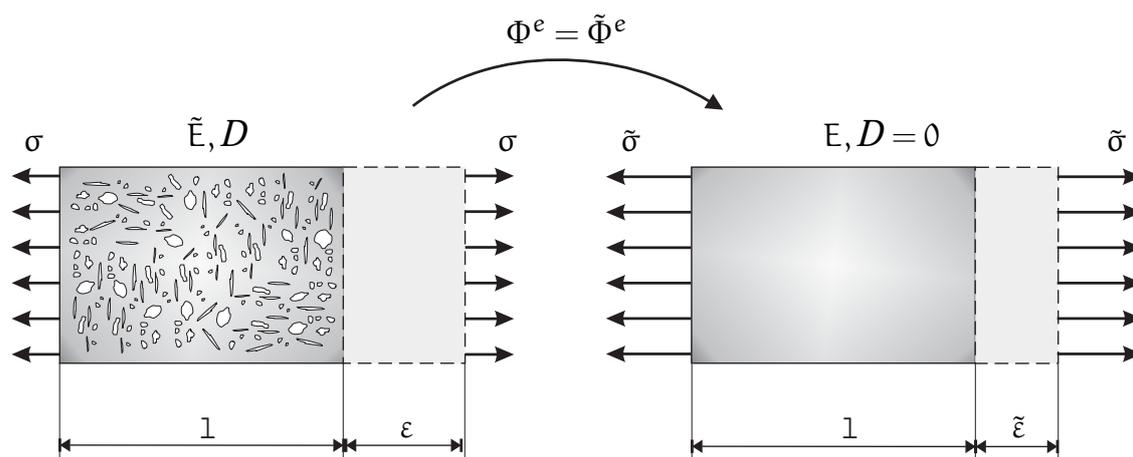


Abbildung 2.9: Eindimensionale Veranschaulichung der Energieäquivalenz

Das Prinzip der Äquivalenz der elastischen Energie (CORDEBOIS & SIDOROFF 1979; SCHÜTTE 2001) besagt:

Die elastische Energie, die mit einem geschädigten Zustand unter einer aufgetragenen Spannung σ und der daraus resultierenden Dehnung ε verbunden ist, ist äquivalent zur elastischen Energie des ungeschädigten Zustandes, wenn im elastischen Potential die Effektivspannung $\tilde{\sigma}$ und die Effektivdehnung $\tilde{\varepsilon}$ benutzt werden (ABB. 2.9)

Die komplementäre elastische Energie für den ungeschädigten Zustand ergibt sich aus

$$\Phi^e = \frac{1}{2} \sigma : \tilde{\mathbf{C}}^{e-1} : \sigma, \quad (2.1.27)$$

die des geschädigten Zustandes aus

$$\tilde{\Phi}^e = \frac{1}{2} \tilde{\sigma} : \mathbf{C}^{e-1} : \tilde{\sigma}. \quad (2.1.28)$$

Für den einachsigen Zug erhält man über

$$\sigma = \tilde{\mathbb{E}} \varepsilon; \quad \tilde{\sigma} = \mathbb{E} \tilde{\varepsilon} \quad (2.1.29)$$

aus dem Prinzip der Äquivalenz der elastischen Energie mit

$$\tilde{\Phi}^e = \Phi^e \quad (2.1.30)$$

die Zusammenhänge zwischen den Spannungen der geschädigten und der ungeschädigten Konfiguration

$$\tilde{\sigma} = \sqrt{\mathbb{E} \tilde{\mathbb{E}}^{-1}} \sigma, \quad (2.1.31)$$

und den Dehnungen

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\tilde{\mathbb{E}} \mathbb{E}^{-1}} \varepsilon. \quad (2.1.32)$$

Mit Hilfe der vorgestellten Äquivalenzprinzipien ist es möglich, eine geschädigte Konfiguration in eine fiktiv ungeschädigte Konfiguration zu überführen, die die elastischen Eigenschaften des ungeschädigten Ausgangsmaterials besitzt. Alle Gesetze, Gleichungen und Parameter aus der ungeschädigten Ausgangskonfiguration behalten dabei ihre Gültigkeit.

2.2 Materialmodell zur Beschreibung spröder Schädigung (SCHÜTTE 2001)

2.2.1 Rahmen des Materialmodells

Das von SCHÜTTE (2001) vorgestellte Materialmodell basiert auf der Zerlegung des Deformationsgradienten \mathbf{F} in einen elastischen Anteil \mathbf{F}^e und einen Schädigungsanteil \mathbf{F}^d . Interpretiert wird der Deformationsgradient als Abbildungsvorschrift einer ungeschädigten undeformierten Konfiguration mit der Metrik \mathbf{G} über eine geschädigte undeformierte Konfiguration mit der Metrik $\bar{\mathbf{g}}$ mit veränderter Mikrostruktur in die aktuelle (geschädigte und deformierte) Konfiguration mit der Metrik \mathbf{g} (ABB. 2.10).

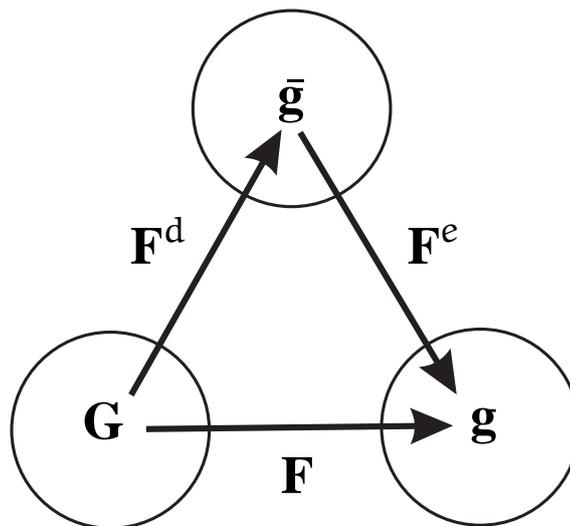


Abbildung 2.10: Multiplikative Zerlegung des Deformationsgradienten

Veranschaulicht werden die einzelnen Teile des Deformationsgradienten durch einen Belastungszyklus einer Einheitszelle mit einem anfänglichen Riss (ABB. 2.11).

Im Zustand 1 liegt die Einheitszelle im jungfräulichen Zustand vor. Der Anfangsriss ist im jungfräulichen Elastizitätsmodul enthalten - analog zu realen Materialien mit Fehlstellen. Bei steigender Belastung wird in Punkt 2 eine kritische Belastungsgrenze überschritten, ab der das Risswachstum einsetzt. Daraus bedingt wird das Gesamtverhalten der Zelle weicher. Der Entlastungsvorgang führt zu einem wiederum linear elastischen Verhalten, wobei auf

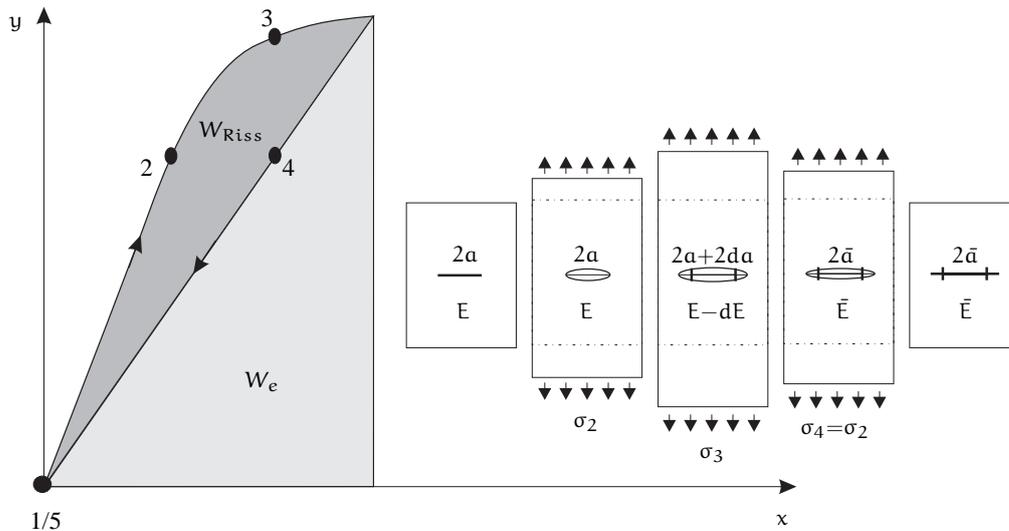


Abbildung 2.11: Rissausbreitung in einer Einheitszelle

Grund der geminderten Steifigkeit für identische Spannungen höhere Dehnungen festgestellt werden (Punkt 2 und 4). Eine vollständige Entlastung führt zu einem vollständigen Verschwinden der Dehnungen (Punkt 5). Ein neuer Belastungsvorgang würde entlang des Pfades 5-4 wieder ein linear-elastisches Verhalten zeigen mit einem oberhalb von σ_2 einsetzenden Wachstum des Risses.

Die Risswachstums-Arbeit wird durch die Fläche der Spannungs-Dehnungskurve dargestellt. Die reversible Arbeit w_e der elastischen Verzerrungen ergibt sich aus der Analyse des Entlastungspfad, also der Arbeit, die vom System bei Entlastung wieder freigesetzt wird. Die Gesamtarbeit W_{ges} , die zur Erzeugung der aufgebrachten Verzerrungen nötig ist, ergibt sich aus der Fläche unter der Belastungskurve. Die Differenz dieser beiden Energien ist die durch das Risswachstum dissipierte Energie W_{Riss} . Somit steht innerhalb der multiplikativen Zerlegung $\mathbf{F} = \mathbf{F}^e \mathbf{F}^d$ aus ABB. 2.10 \mathbf{F}^e für den Teil der Deformation, dessen geleistete Arbeit reversibel ist, \mathbf{F}^d für den Anteil der Deformation, dessen Energie dissipiert wird. Über diesen Ansatz ist es nun möglich, über Bilanzgleichungen, konstitutive Gesetze, push- und pull-Beziehungen und die Äquivalenzprinzipien die geschädigte Konfiguration als fiktiv ungeschädigte mit veränderten elastischen Eigenschaften zu beschreiben (SCHÜTTE 2001).

2.2.2 Ersatzriss-Modell

Eine Schwierigkeit, die sich aus dem obigen Ansatz für die Schädigungsmodellierung ergibt, ist die Tatsache, dass die in Abschnitt 1.3.3 vorgestellten Gesetzmäßigkeiten für den Rissfortschritt auf gerade, sich selbständig ausbreitende Risse beschränkt sind. Da Risse aber unter kombinierter Zug-Schubbelastung (*mixed-mode*-Belastung) abknicken und somit ihre Wachstumsrichtung ändern, verliert dieser Ansatz für *mixed-mode* belastete Risse schnell seine Gültigkeit. Aus diesem Grund wurde von SCHÜTTE (2001) ein Ersatzrissmodell entwickelt, das die Einheitszelle mit einem unter *mixed-mode*-Belastung abgknickten Riss durch eine Einheitszelle mit einem geraden Ersatzriss ersetzt.

Bestimmung der treibenden Kraft

Aus dem Variationsprinzip eines Körpers mit Riss, in dem die Rissausbreitungsrichtung variiert wird, kann die Ausbreitungsrichtung des wachsenden Risses ermittelt werden (LE ET AL. 1998; LE ET AL. 1999). Grundlage zu diesem Ansatz war die Erkenntnis von BILBY & CARDEW (1975), dass die SIFen eines abknickenden Risses mit einer Verlängerung, die gegen Null läuft ($da \rightarrow 0$), nicht identisch mit den SIFen vor dem Abknicken sind.

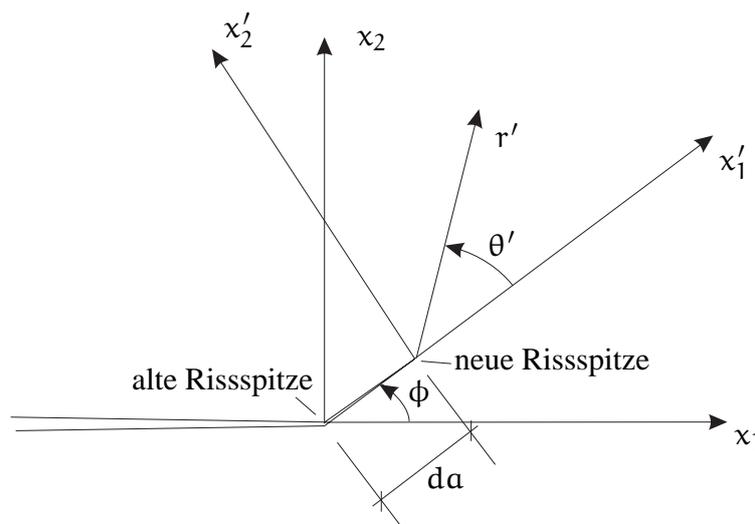


Abbildung 2.12: Abknickender Riss

Aus der Variation wird nun die Richtung der maximalen treibenden Kraft auf

den Riss berechnet. Übersteigt diese treibende Kraft den nötigen Grenzwert, breitet sich der Riss in die durch die treibende Kraft vorgegebene Richtung aus. Die treibende Kraft auf die Rissspitze berechnet sich dann zu

$$|d_i| = \frac{1-\eta^2}{E} [(K_I^*)^2 + (K_{II}^*)^2 + \frac{1}{1-\eta} (k_{III}^*)^2] \quad (2.2.1)$$

für den dreidimensionalen Fall und entsprechend

$$|d_i| = \frac{1-\eta^2}{E} [(K_I^*)^2 + (K_{II}^*)^2] \quad (2.2.2)$$

für zwei-dimensionale Betrachtungen.

2D-Ersatzrissmodell

Das 2D-Ersatzrissmodell leitet SCHÜTTE aus der Betrachtung eines Risses in einer unendlich ausgedehnten Scheibe unter der Belastung σ^∞ her.

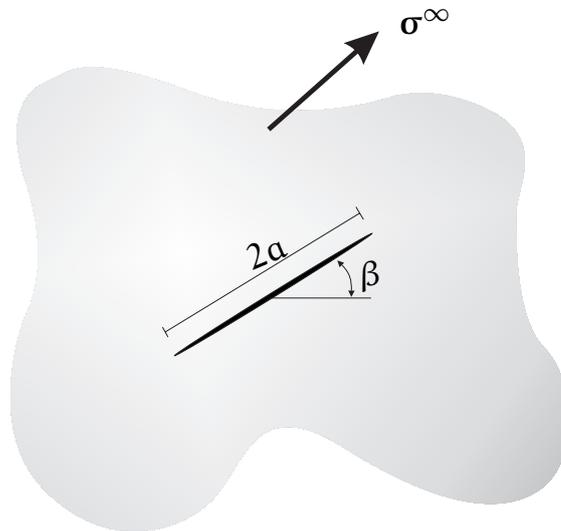


Abbildung 2.13: Riss in einer unendlichen Platte unter der Belastung σ^∞

Die SIFen ergeben sich zu

$$K_I = \sigma_{\eta\eta} \sqrt{\pi a} \quad (2.2.3)$$

$$K_{II} = \sigma_{\eta\xi} \sqrt{\pi a} \quad (2.2.4)$$

mit den auf die Rissfläche projizierten Spannungen

$$\sigma_{\eta\eta} = \sigma_{11}^{\infty} \sin^2 \beta + \sigma_{22}^{\infty} \cos^2 \beta + \sigma_{12}^{\infty} 2 \sin 2\beta \quad (2.2.5)$$

$$\sigma_{\eta\xi} = \frac{1}{2}(\sigma_{22}^{\infty} - \sigma_{11}^{\infty})^2 + \sigma_{12}^{\infty} \cos 2\beta. \quad (2.2.6)$$

Desweiteren verwendet SCHUETTE einen *mixed-mode*-Faktor, der Mode I- und Mode II-Belastung ins Verhältnis setzt mit

$$\lambda = \frac{|K_{II}|}{K_I + |K_{II}|}. \quad (2.2.7)$$

Der Absolutwert von K_{II} beschränkt λ auf einen Wertebereich von $\lambda \in [0, 1]$. Der Knickwinkel ϕ_{\max} der maximalen Energiefreisetzungsrate berechnet sich dann zu

$$\phi_{\max} = \operatorname{sgn}(K_{II}) \left(C_1 \lambda^3 - C_2 \sin^2(C_3 \lambda) - C_4 \tanh\left(\frac{2}{C_4} \lambda\right) \right), \quad (2.2.8)$$

mit den Konstanten

$$\begin{aligned} C_1 &= 0.7096600682165185, \\ C_2 &= 0.0977254019518794, \\ C_3 &= 3.9174096030707686, \\ C_4 &= 13.158789485704737. \end{aligned}$$

Die Signum-Funktion $\operatorname{sgn}(K_{II})$ ermöglicht die Berücksichtigung verschiedener Knickrichtungen des fortschreitenden Risses bei Schubumkehr. Die maximale treibende Kraft G^* auf die Rissspitze ergibt sich aus

$$G^* = \max_{\phi} |d_i| = \frac{1 - \nu^2}{E} \left[(K_I^*)^2 + (K_{II}^*)^2 \right]. \quad (2.2.9)$$

Die Evolutionsgleichung für die Risslänge folgt dann über den Ansatz eines Dissipationspotentials abhängig von der Energiefreisetzungsrate

$$\dot{a} = \hat{g}(a, G^*) \dot{G}^*. \quad (2.2.10)$$

Da die Gültigkeit der analytischen Form bei mehrfach abgeknickten Rissen verloren geht, wurde von SCHÜTTE ein Ersatzrissmodell entwickelt. Darin wird der abgeknickte Riss durch einen geraden Ersatzriss ersetzt (ABB. 2.14), wobei die wesentlichen Eigenschaften beider Risse identisch sind.

Die äquivalenten Eigenschaften könnten dabei sein

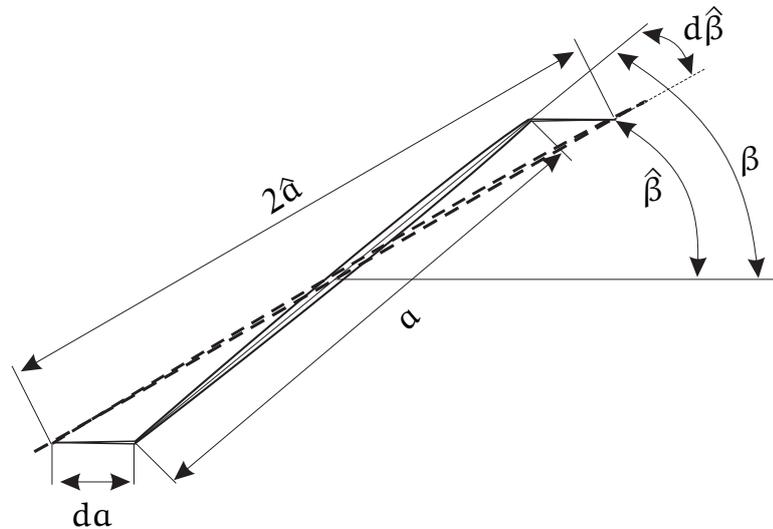


Abbildung 2.14: Abgelenkter Riss und äquivalenter Ersatzriss

- identische SIFen $\hat{K}_I, \hat{K}_{II} = K_I^*, K_{II}^*$,
- identische treibende Kraft $\hat{G} = G^*$,
- identischer *mixed-mode*-Faktor $\hat{\lambda} = \lambda^*$,
- identisches Risswachstum $d\hat{a} = da^*$,
- identische Dissipation $\hat{\mathcal{D}} = \mathcal{D}^*$.

Aus ABB.2.14 ist ersichtlich, dass mit \hat{a} und $\hat{\beta}$ aber nur zwei unabhängige Parameter zur Bestimmung des Ersatzrisses zur Verfügung stehen, alle weiteren Äquivalenzbedingungen also nicht exakt erfüllt werden. SCHÜTTE (2001) wählt für die exakten Äquivalenzbedingungen die Identität des Risszuwachses und der Dissipation.

Für den Risszuwachs ist die Äquivalenzbedingung notwendig um auf der mikromechanischen Ebene weiterhin eine physikalisch sinnvolle Interpretation der Mikrorisslänge geben und mit einem Rissausbreitungsgesetz (PARIS 1962) verknüpfen zu können.

Als zweite exakt zu erfüllende Äquivalenzbedingung wird die Gleichheit der Dissipation gefordert. Diese Forderung ist thermodynamischer Natur und mit der später beschriebenen Homogenisierung verknüpft.

Aus der Äquivalenz der Dissipation mit

$$\mathcal{D}_{\text{Riss}}^* = 2G^* \dot{a} \quad (2.2.11)$$

für den abknickenden Riss, der Erzeugungenergie des Ersatzrisses

$$\hat{\Psi}_{\text{Riss}} = 2 \int_0^{\hat{a}} \hat{J}_1 d\hat{a} \quad (2.2.12)$$

mit \hat{J}_1 der ersten Komponente des J-Integrals und der Beziehung

$$\hat{\mathcal{D}}_{\text{Riss}} = \hat{\Psi}_{\text{Riss}}(\hat{a}, \hat{\beta}), \quad (2.2.13)$$

sowie der Forderung der Gleichheit der Risszuwächse

$$d\hat{a}_{\text{Riss}} = da_{\text{Riss}}, \quad (2.2.14)$$

ergibt sich die Evolutionsgleichung für die Drehung des Ersatzrisses während der Ausbreitung zu

$$\frac{d\hat{\beta}}{da} = 2(G^* - \hat{J}_1) / \frac{\partial \hat{\Psi}_{\text{Riss}}}{\partial \hat{\beta}}. \quad (2.2.15)$$

Mikro-Makro Übergang

Für den Mikro-Makro Übergang wird von nicht interagierenden Rissen ausgegangen. KACHANOV (1992) hat gezeigt, dass die gegenläufigen Effekte der Spannungsabschirmung und Spannungsüberhöhung durch benachbarte Risse eine sehr großzügige Deutung der Forderung nach kleinen Rissdichten für die Gültigkeit der Annahme nicht-interagierender Risse zulässt. Ausgehend von nicht-interagierenden Rissen kann der Riss in der Einheitszelle mit dem makroskopischen Spannungsfeld belastet werden. Der Nachgiebigkeitstensor ergibt sich dann zu

$$\mathbf{C}^{e-1} = \frac{\partial^2 \psi}{\partial \boldsymbol{\sigma} \otimes \boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}_0^{e-1} - \Delta \mathbf{C}^{e-1}, \quad (2.2.16)$$

mit \mathbf{C}_0^{e-1} dem ungeschädigten Nachgiebigkeitstensor und

$$\Delta \mathbf{C}^{e-1} = \frac{1}{A} \frac{\partial^2 \hat{\Psi}_{\text{riss}}}{\partial \boldsymbol{\sigma} \otimes \boldsymbol{\sigma}}. \quad (2.2.17)$$

A ist in 2.2.17 die Querschnittsfläche der Einheitszelle. Mit

$$J_1 = \frac{1 - \nu_0^2}{E_0} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (2.2.18)$$

(E_0 ist der Elastizitätsmodul, ν_0 die Poissonzahl der Matrix) und GL.(2.2.3)-GL.(2.2.6) berechnet sich die Änderung des Nachgiebigkeitstensors dann zu

$$\Delta \mathbf{C}^{e-1} = \frac{1 - \nu_0^2}{E_0} \frac{\pi \alpha^2}{A} \begin{pmatrix} 2 \sin^2 \beta & 0 & \sin 2\beta - \sin 4\beta \\ 0 & 2 \cos^2 \beta & \sin 2\beta + \sin 4\beta \\ \sin 2\beta - \sin 4\beta & \sin 2\beta + \sin 4\beta & 2 \end{pmatrix}. \quad (2.2.19)$$

Die Einführung eines Schädigungsevolutionsgesetzes

$$\bar{\mathbf{d}}^d = \dot{\lambda}^d \frac{\partial \bar{\Phi}^d}{\partial \bar{\mathbf{k}}^d} \quad (2.2.20)$$

und der Äquivalenz der Mikro- und der Makrodissipation

$$\mathcal{D}^d = \bar{\mathbf{k}}^d : \bar{\mathbf{d}}^d = \frac{\dot{\psi}_{\text{Riss}}}{A} = \frac{2G^* \dot{\alpha}}{A} \quad (2.2.21)$$

führt, unter Berücksichtigung der Annahme, dass ein Riss die Struktureigenschaften nur senkrecht zu seiner Ausbreitungsrichtung verändert (ABB. 2.15),

$$\bar{\mathbf{d}}^d = \bar{\mathbf{d}}_{\mathbf{n}^* \mathbf{n}^*} (\mathbf{n}^* \otimes \mathbf{n}^*) \quad (2.2.22)$$

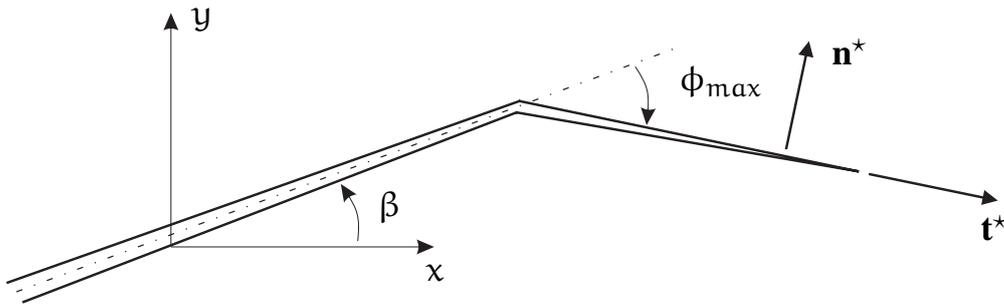


Abbildung 2.15: Risspitze mit Normalenvektor \mathbf{n}^* und Tangentialvektor \mathbf{t}^*

zu einem Evolutionsgesetz der Schädigung

$$\bar{\mathbf{D}}^d = -\frac{\dot{\alpha}}{t} (\mathbf{n}^* \otimes \mathbf{n}^*). \quad (2.2.23)$$

Aus diesem Evolutionsgesetz kann der Multiplikator

$$\dot{\lambda}^d = -\frac{\dot{\alpha}}{t} \quad (2.2.24)$$

und das Schädigungspotential

$$\frac{1}{2} \frac{A}{t} \cdot \bar{\phi}^d = G^* - \frac{1}{2} \frac{A}{t} \cdot \bar{h}_0^* \quad (2.2.25)$$

bestimmt werden, mit \bar{h}_0^* als eine ‘‘Fließgrenze’’ der Schädigung.

Evolution der Rissausbreitung

Mit der Einführung eines thermodynamisch generalisierten *Paris’law* nach LEMAITRE & CHABOCHE (1990) gewinnt man eine Gleichung für den Rissfortschritt in Abhängigkeit von der treibenden Kraft

$$\dot{a} = \frac{\eta}{2C'} \left(\frac{\tilde{G}^*}{C'} \right)^{\eta/2-1} \langle \dot{G}^* \rangle \quad (2.2.26)$$

mit

$$\tilde{G}^* = \left(\sqrt{G^*} - \sqrt{G_0^*} \right)^2 \quad (2.2.27)$$

$$C' = \left(C \cdot \sqrt{E'} \right)^{-2/\eta} \quad (2.2.28)$$

$$E' = \begin{cases} E & : \text{ ebener Spannungszustand} \\ \frac{E}{1-\nu^2} & : \text{ ebener Dehnungszustand} \end{cases} \quad (2.2.29)$$

und G_0^* einer Grenze für den Rissfortschritt (ähnlich einer Fließgrenze in der Plastizität), dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν für das ungeschädigte Material, C und η den Koeffizienten des *Paris’law* und den MCAULEY-Klammern

$$\langle \bullet \rangle = \begin{cases} \bullet & : \text{ falls } \bullet > 0 \\ 0 & : \text{ sonst.} \end{cases} \quad (2.2.30)$$

Als Schädigungsevolutionsgesetz in der geschädigten Zwischenkonfiguration ergibt sich dann

$$\bar{\mathbf{d}}^d = \frac{\left((\mathbf{n}^* \otimes \mathbf{n}^*) \otimes \frac{\partial G^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}^\infty} : \bar{\mathbf{C}}_0^e \right)}{1 - \hat{g}(G) \cdot \left(\frac{G^*}{\alpha} + \frac{\partial G^*}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \alpha} \right)} : \bar{\mathbf{d}} = \bar{\mathbf{A}} : \bar{\mathbf{d}} \quad (2.2.31)$$

mit $\boldsymbol{\sigma}^\infty$ als der Spannung, die der Einheitszelle durch die Deformation der Makroskala aufgeprägt wird.

3 Grundlagen der Akustischen Emissionen (AE)

Eines der benutzten Verfahren zur Schädigungsdetektion ist die Messung der akustischen Emissionen. In diesem speziellen Kapitel sollen die Grundlagen der akustischen Emissionen sowie die üblichen Bezeichnungen erläutert werden. Auf der Basis dieser Grundlagen werden die physikalischen Bedeutungen der akustischen Emissionen und ihre daraus folgende Bedeutung für die Wertung der Versuchsergebnisse diskutiert. Die im Versuch realisierten Einstellungen und die daraus folgenden Möglichkeiten des post-processings werden erklärt.

3.1 Historie

Das Auftreten akustischer Emissionen ist zum ersten Mal 1545 von JABIR IBN HAYYAN (auch unter dem Namen GERBER bekannt) in seinem Buch *Summa Perfectionis Magisterii* erwähnt (HOLMYARD & LITT (1928) in DROUILLARD (1987)). Berichtet wird dort über ein vom menschlichen Gehör wahrzunehmendes Schreien von Zinn und Eisen, zurückzuführen auf die Ausbildung von Martensit während des Abkühlens.

Eine wissenschaftliche Untersuchung der Geräusch-Phänomene beim Abkühlen von Zinn und Zink wurde zuerst von CZOCHRALSKI (1917) publiziert. Weitere Arbeiten von PORTEVIN & LECHATELIER (1923), CLASSEN-NEKLUDOWA (1929), ANDERSON (1925) und SCHEIL (1929) erweiterten diese Beobachtungen auf Aluminiumlegierungen und andere Metalle und verbanden die Geräuschentwicklung mit der Ausbildung von Scherbändern oder Phasentransformationen.

Die heutige technologische Anwendung der akustischen Emissionen geht auf

KAISER (1950) zurück. In dieser Dissertation beschäftigt KAISER sich mit den Ursprüngen der akustischen Emissionen in Ingenieur-Materialien sowie deren Eigenschaften und ihrer phänomenologischen Zuordnung.

3.2 Bezeichnungen

Die wesentlichen verwendeten Bezeichnungen in Bezug auf die akustischen Emissionen sollen anhand von ABB. 3.1 erläutert werden. Die Bezeichnungen

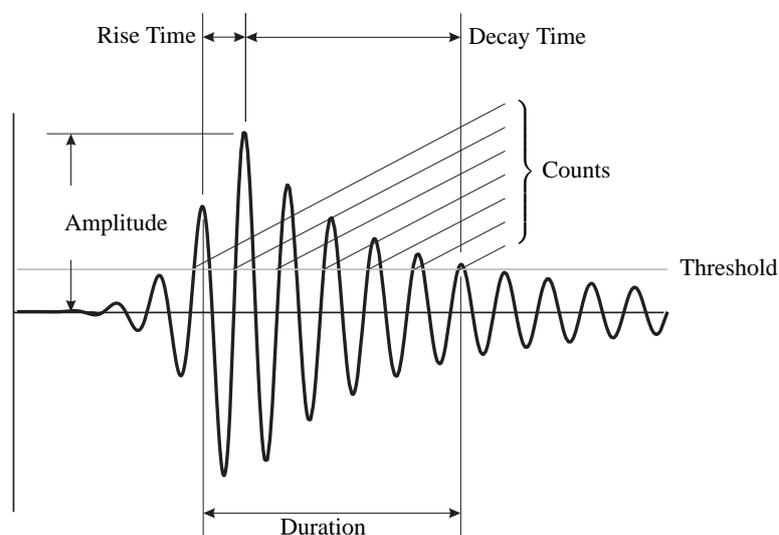


Abbildung 3.1: Definition einiger AE-Parameter an einem Burst-Signal

sind dem *Nondestructive Testing Handbook, Vol.5, Acoustic Emission Testing* (SPANNER ET AL. 1987) entnommen und weitgehend konform zu den Festlegungen der ASTM.

Ein typisches Burst-Signal, also ein Signal, das auf ein schlagartiges Ereignis folgt, wird durch folgende Eigenschaften charakterisiert:

- **Threshold** - Schwelle, bei deren Überschreiten die AE-Aufnahme aktiviert wird. Diese Aktivierung geschieht für jeden Aufnehmer unabhängig. Die Höhe der Schwelle ist den jeweils vorliegenden Umgebungsbedingungen ("background noise", erwartete Signalamplitude) anzupassen.
- **Hit** - das gesamte Signal von der ersten bis zur letzten Thresholdüberschreitung

- Amplitude - die maximale Amplitude des Burst-Signals
- Duration - Zeitspanne von der ersten bis zur letzten Thresholdüberschreitung eines Signals
- Counts \aleph - Anzahl der Überschwinger über den Threshold eines Signals. In der Literatur erscheint üblicherweise die Größe N als Variable für die AE-Counts. Um Verwechslungen mit der Lastzyklenzahl N zu vermeiden, wird in der Arbeit von der Norm abgewichen und das vergleichbar aussehende \aleph als Bezeichnung für die AE-Counts gewählt.
- Rise Time - Zeit vom ersten lokalen Maximum bis zum globalen Maximum des Signals
- Decay Time - Zeit vom globalen bis zum letzten Maximum des Signals
- Event - ein Ereignis das akustische Emissionen aussendet, die von mehreren AE-Aufnehmern erfasst werden und durch eine Laufzeitanalyse oder andere vergleichende Verfahren einem bestimmten Ort zugeordnet werden können
- Event-Counts \aleph_{Ev} - Counts die einem Event zugeordnet werden können. Diese Bezeichnung wurde für diese Arbeit gewählt, um eine eindeutige Unterscheidung zwischen den verschiedenen *Counts* aus unterschiedlichen post-processings zu ermöglichen.

Die für die Messung einer Folge von AE-Signalen wichtigen Parameter sind in ABB. 3.2 dargestellt. Darin bedeutet

- PDT - Peak Definition Time, die Zeit, innerhalb derer von der letzten Thresholdüberschreitung ein neues globales Maximum des Signals gesucht wird. PDT wird bei jeder Schwellenüberschreitung neu gestartet
- HDT - Hit Definition Time, die Zeit, innerhalb derer von der letzten Thresholdüberschreitung eine neue Überschreitung der Schwelle gesucht wird. HDT wird ebenfalls nach jeder Schwellenüberschreitung neu gestartet
- HLT - Hit Lockout Time, definiert eine Totzeit nach Ablauf der HDT, wenn keine Schwellenüberschreitung aufgetreten ist. HLT wird nur nach Ablauf der HDT gestartet. Während dieser Zeit ist der Eingang gesperrt und es werden keine AE-Signale aufgenommen.

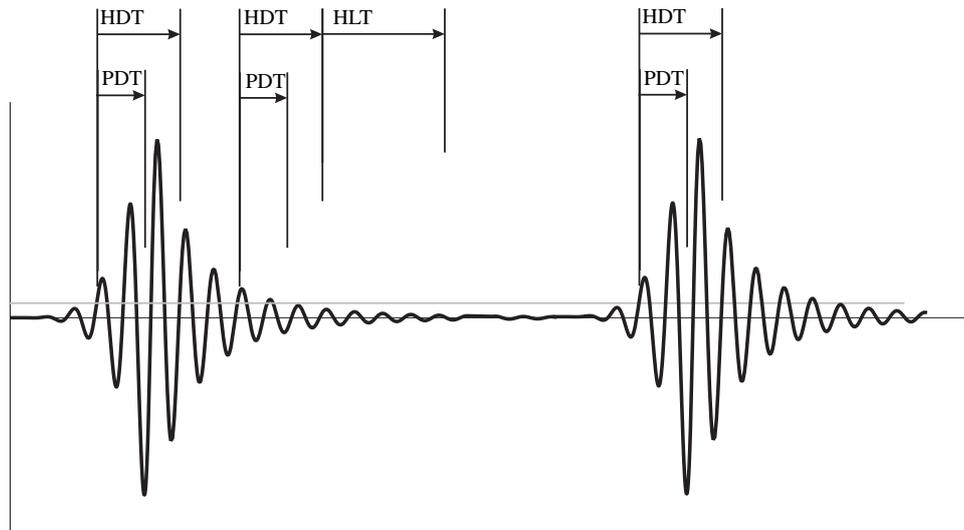


Abbildung 3.2: Definition einiger AE-Parameter an einer Folge von Burst-Signalen

Die vorgestellten Parameter stellen den Rahmen der Messung dar. Sie sind so einzustellen, dass einzelne Signale auch als solche erkannt werden (keine Aufstückelung bei zu kurzer HDT und HLT, bzw. Zusammenlegung mehrere Signale wenn diese Größen zu groß eingestellt wurden). Des weiteren müssen die Parameter der Forderung genügen, das System so einzustellen, dass möglichst alle anfallenden Signale detektiert werden können. Eine Trennung der einzelnen Signale ist für eine erfolgreiche Messung unerlässlich, da nur ausgewählte Kennwerte der detektierten Signale, wie die Summe der Counts, Energie, Amplitude oder Frequenz, gespeichert werden. Vermengt man mehrere Signale miteinander oder zerstückelt Einzelsignale in mehrere Teile, wird die Aussagekraft der Kennwerte verfälscht.

3.3 Entstehung von akustischen Emissionen

Für die Entstehung akustischer Emissionen werden verschiedene Gründe auf mikroskopischer und makroskopischer Ebene angegeben. Auf der Größenebene der Materialstruktur sind als Quellen der akustischen Emissionen Effekte zu nennen, die auf dieser Skala zu einer plötzlichen Freisetzung von Energie führen (WADLEY & SIMMONS 1987), wie

- das Wandern von Versetzungen oder Fehlstellen

- Ausbildung von Mikroscherbändern
- Mikrorissbildung und -wachstum
- martensitische Phasentransformationen.

Die Effekte auf der Makroebene entsprechen weitestgehend denen auf der Mikroebene mit einer anderen Größenskala der Beschreibung. BASSIM (1987) nennt dazu folgende Effekte, die akustische Emissionen erzeugen:

- Überschreiten der Fließgrenze
- Makrorissentstehung und -wachstum
- Materialermüdung
- Korrosion und Spannungsriiss-Korrosion.

Dabei entstehen akustische Emissionen bereits bei kleinster Belastung (SPANNER ET AL. 1987), wobei Energie und Amplitude, und damit auch die Detektierbarkeit, der Signale von der Belastungshöhe abhängen.

3.4 Der Kaiser-Effekt

Eine von KAISER beschriebene und nach ihm benannte Besonderheit bei der Entstehung von akustischen Emissionen, ist das Fehlen der akustischen Emissionen zu Belastungszuständen, die von dem untersuchten Material bereits ertragen wurden. Erst eine Belastung über die Grenze der bisher maximal ertragenen Belastung erzeugt neue akustische Emissionen im Material. Dabei sind die Amplitude und die Dauer der Vorbelastung, sowie die Zeit zwischen Vorbelastung und AE-Untersuchung nicht von Bedeutung (KAISER 1953). Diese Beobachtung gilt natürlich nur für Materialien, die in der Zwischenzeit ihre Mikrostruktur nicht verändert haben, also keinem Schädigungs- oder Umwandlungsprozess unterlegen haben.

3.5 Lokalisierung der Emissionsquelle

Eine Lokalisierung der Emissionsquelle erfolgt über eine Laufzeitanalyse unter der Annahme einer konstanten Wellengeschwindigkeit innerhalb des Probenmaterials (BARON & YING 1987). Implementiert in das verwendete Software-Paket¹ ist die Möglichkeit einer linearen Lokalisierung der Emissionsquelle.

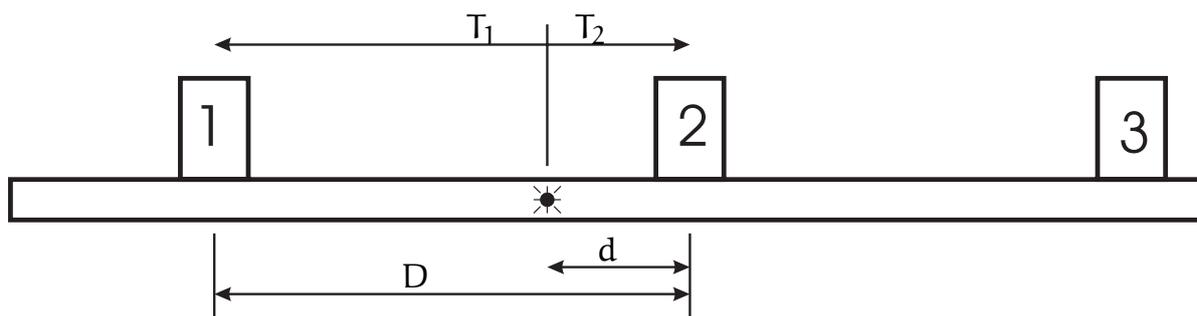


Abbildung 3.3: Lineare Lokalisierung einer Emissionsquelle

Mit einer konstanten Wellengeschwindigkeit c_p , dem Abstand zwischen den Aufnehmern 1 und 2 D und der gemessenen Zeitdifferenz zwischen der Signalankunft bei den Sensoren 1 und 2

$$\Delta T = T_1 - T_2 \quad (3.5.1)$$

ergibt sich über

$$c_L = \frac{D - d}{T_1} = \frac{d}{T_2} \quad (3.5.2)$$

die Bestimmungsgleichung für den Abstand d der Emissionsquelle zum Sensor 2 zu

$$d = \frac{1}{2} (D - c_L \Delta T) \quad (3.5.3)$$

für den Fall der linearen Lokalisierung. Gültigkeit besitzt dieses Verfahren natürlich nur für $d < D$. Alle Emissionsquellen außerhalb des Gültigkeitsbereiches, in ABB. 3.3 der Bereich zwischen Sensor 1 und 2, würden dem Ort direkt unter dem näherliegenden Sensor zugeordnet.

¹Fa.Euro Physical Acoustic, AEWIN

Weitere Möglichkeiten der Lokalisierung sind die Erweiterung dieses Verfahrens auf 2-dimensionale und 3-dimensionale Körper mit der entsprechenden Anzahl und Anordnung beteiligter Sensoren.

Nimmt man die Wellenform des Signals auf können erweiterte Verfahren unter Einbeziehung z.B. einer Kreuzkorrelation verwendet werden. Zusätzlich zu der Bedingung für gültige Abstände $d < D$ kann dann geprüft werden, ob das Signal wirklich einer Quelle entstammt oder aus mehreren, die dann als Event einer scheinbaren Quelle zugeordnet wird (ABB. 3.4).

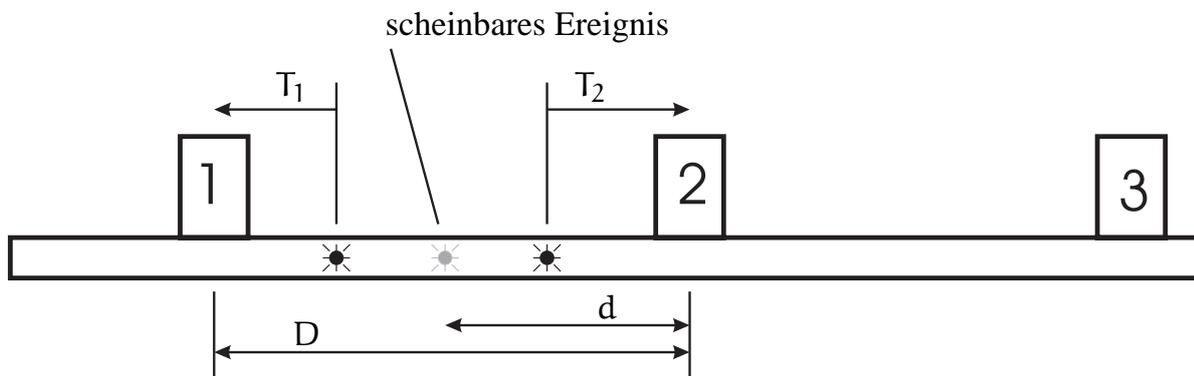


Abbildung 3.4: Scheinbares Ereignis als Resultat der linearen Lokalisierung bei zeitnahem Auftreten mehrerer Einzelereignisse

Neben der Auswertung der Wellenform können natürlich auch andere Kennwerte der aufgenommenen AE-Signale für eine Bewertung der Zusammengehörigkeit detektierter Signale herangezogen werden. Ein Vergleich der Amplituden oder der Signallängen, detektiert von verschiedenen Aufnehmern, kann als Erweiterung des Laufzeitkriteriums genutzt werden. Für diese Größen ist dann aber ein Gültigkeitsbereich anzugeben, da durch unterschiedliche Dämpfung oder Modulation, unterschiedliche Abstrahlrichtung von der Quelle zum Aufnehmer mit den entsprechenden Konsequenzen (WASCHKIES 1982) und verschiedene Aufnehmercharakteristika eine Veränderungen der Kennwerte auch bei identischer Quelle erzeugt werden. In Kapitel 5.2.3 werden die in der vorliegenden Arbeit benutzten Verfahren vorgestellt.

3.6 Industrielle Anwendung der akustischen Emissionen

Industrielle Anwendung findet die Messung der akustischen Emissionen vorzugsweise dort, wo entweder durch unerwünschte Ereignisse energetisch starke Signale erzeugt werden (ausströmendes Fluid aus einem defekten Druckbehälter), oder wo Prozesse ein typisches Muster an akustischen Emissionen erzeugen, deren Änderung auf einen fehlerhaften Prozess schließen lässt.

Schäden in durch Innendruck belasteten Behältern oder Pipelines mit dadurch ausströmendem Fluid machen sich durch die Schwingungen der freien Rissoberflächen bemerkbar. Dabei werden die AE nicht durch den eigentlichen Schädigungsprozess ausgelöst, sondern durch die Vibration der Rissflanken unter dem ausströmenden Fluid erzeugt. Solche Schäden erzeugen AEs mit enormer Energie - verglichen mit dem Schädigungsprozess der Mikrostruktur - und sind durch die angewandten Techniken gut zu erfassen. Eine Lokalisierung der AE-Quelle ist vor allem in großen ein-dimensionalen Gebilden wie Pipelines oder großen flächigen Strukturen von Bedeutung, um den Aufwand einer endgültigen Ortung des Schadens zu reduzieren (GREEN ET AL. 1987). Eine typische Anwendung der AE durch das Monitoring charakteristischer Prozessgeräusche ist die Überwachung von Schweißvorgängen (VAHAVIOLOS ET AL. 1987). Schweißprozesse haben durch die Phasenumwandlung während des Schweißprozesses und die Ausbildung von Eigenspannungen während der Abkühlphase ein typisches Muster an abgesonderten akustischen Emissionen. Eine Abweichung von diesem Muster, z.B. durch ein Aufreißen der Schweißnaht oder eine komplette Trennung des Schweißpunktes, können in einem Monitoringprozess als Indikator für eine weiterführende Untersuchung der kritischen Bearbeitungszone herangezogen werden. Die Anwendung der akustischen Emissionen zur Prozessüberwachung kann aber grundsätzlich für jeden Prozess mit einem festen typischen AE-Ablauf genutzt werden. So kann beispielsweise auch der Verunreinigungsgrad von Flüssigkeiten mit festen Partikeln durch einen AE-überwachten Strömungsvorgang durch eine Gitterstruktur abgeschätzt werden.

Der Vorteil der akustischen Emissionen gegenüber allen bekannten anderen zerstörungsfreien Untersuchungsmethoden ist in ihrem Funktionsprinzip begründet. Als ein rein passives Untersuchungsverfahren benutzt diese Methode die Entstehung des Schadens als Quelle. Mit den in Kapitel 3.5 vorgestellten Methoden der Ortung der Emissionsquelle kann das Auftreten eines Schaden

in einer fortlaufenden Überwachung detektiert und die Quelle lokalisiert werden, ohne dass eine vorherige Abschätzung von Inspektionsintervallen oder die Vorkenntnis über gefährdete Bereiche der Struktur notwendig sind.

4 Versuchsaufbau

Für die experimentelle Untersuchung des Schädigungsvorganges in hochzyklisch belasteten Proben wurde eine Versuchseinrichtung entwickelt, mit der es möglich ist Belastungen in adäquater Weise aufzubringen und dabei die notwendigen Randbedingung für eine sinnvolle Schädigungsdetektion zu ermöglichen.

Besonderer Wert musste bei der Auslegung der Prüfeinrichtung auf die Reduktion der Probenvibration gelegt werden, mit dem Ziel eine möglichst niedrige Triggerschwelle für die Aufnahme der akustischen Emissionen realisieren zu können. Durch ein Herabsetzen der Triggerschwelle werden dann energetisch schwächere Signale der akustischen Emission detektierbar. Unter der Voraussetzung eines konstanten Anteils der als elastische Welle abgestrahlten Energie an der durch den Schädigungsfortschritt freigesetzten elastischen Verzerrungsenergie ergibt sich dann eine verbesserte Detektierbarkeit kleiner Schädigungsfortschritte.

Desweiteren wurde in der Einspannung eine elektrische Entkoppelung zwischen Probe und Maschinenrahmen realisiert, um die bereichsweise Messung des elektrischen Widerstandes der Probenkörper zu ermöglichen.

Material und Form der Probe wurde an die Anforderungen seitens der Applizierbarkeit der Messtechnik ausgewählt. Ein weiteres Kriterium bei der Formgebung der Probe war der Kompromiss zwischen dem Größeneffekt, der die Entwicklung der Schädigung beeinflusst, und einer für den elektrischen Widerstand günstigen Geometrie. Im weiteren wurde auf eine einfache Produktion der Proben bei der Formgebung geachtet.

4.1 Probenmaterial und -geometrie

Unter den oben genannten Gesichtspunkten der Applizierbarkeit der Messaufnahme, des “size”-Effektes (mit zunehmender Probengröße wächst die Wahrscheinlichkeit eines Schädigungsvorganges ausgehend von statistisch verteilten Fehlstellen) und der Einstellung eines geeigneten absoluten elektrischen Widerstandes wurden Proben mit den in ABB.4.1 und ABB.4.2 dargestellten Formen verwendet.

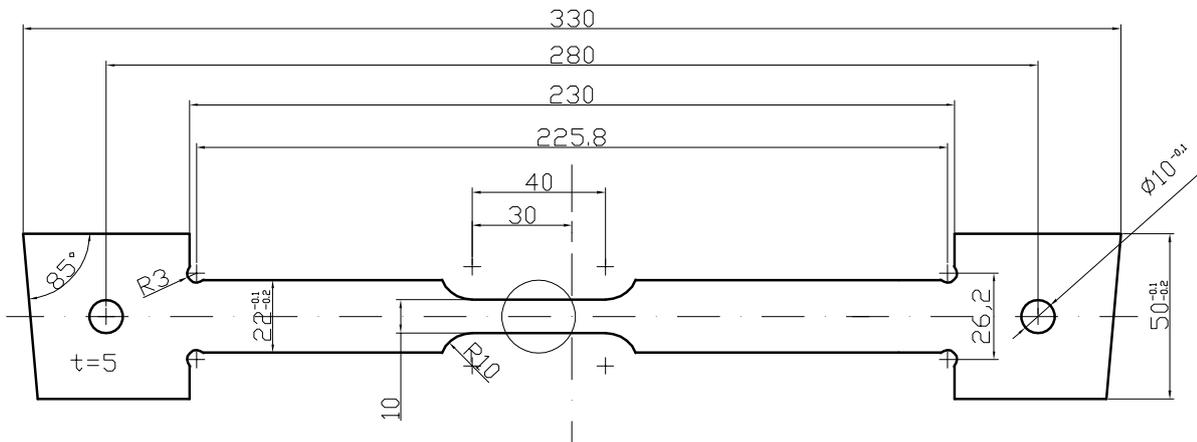


Abbildung 4.1: Probenform der Stahlproben (42CrMo4)

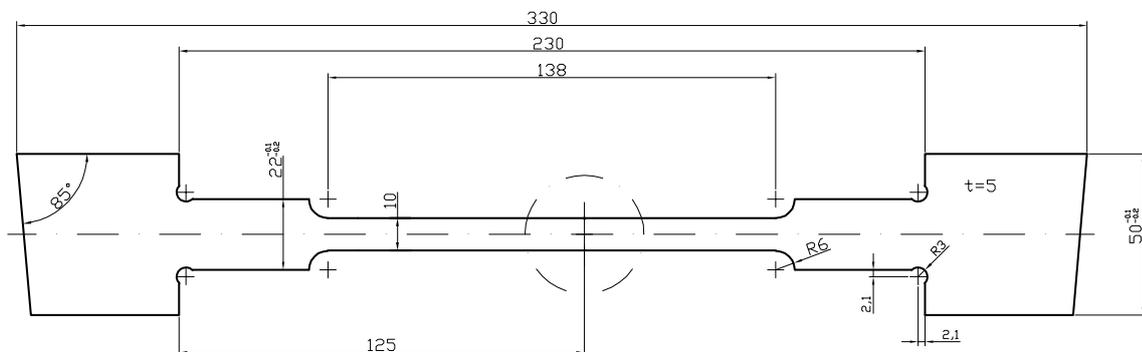


Abbildung 4.2: Probenform der Aluminiumproben (AlZnMgCu 0,5)

Als Probenmaterial wurde der Stahl **42CrMo4** und die Aluminiumlegierung **AlZnMgCu05** verwendet. Die Festigkeitswerte der Materialien sind in TAB4.3 aufgeführt. Die Materialeigenschaften wurden WEGST (1992), FI-

Analyse der Legierungsanteile							
C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Mo %	Ni %
0.38 – 0.45	≤ 0.40	0.60 – 0.90	0.035	0.035	0.90 – 1.20	0.15 – 0.30	-

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung von 42CrMo4

Analyse der Legierungsanteile									
Si %	Fe %	Cu %	Mn %	Mg %	Cr %	Ni %	Zn %	Co %	V %
0.50	0.50	0.6 – 1.0	0.1 – 0.4	2.6 – 3.7	0.1 – 0.3	–	4.3 – 5.2	–	–

Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung von AlZnMgCu 05

Material	Streckgrenze RP _{0,2} N/mm ²	Zugfestigkeit R _m N/mm ²	Elastizitätsmodul E N/mm ²	Bruchdehnung A %
42CrMo4	900	1100 – 1300	ca.2.1 · 10 ⁵	10
AlZnMgCu 05	300	600	ca.7.0 · 10 ⁴	8

Tabelle 4.3: Mechanische Eigenschaften von 42CrMo4 und AlZnMgCu 05

SCHER ET AL. (1999) und der DIN-EN 573-3 entnommen. Die Proben wurden in einer Richtung aus einer 5mm dicken Platte mit einem Wasserstrahl-schneidverfahren geschnitten. Da die Schnittkanten bei diesem Verfahren nicht senkrecht zur Oberfläche entstehen wurden die Proben mit entsprechendem Aufmaß gefertigt und im nachhinein per Fräser auf das gewünschte Endmaß gearbeitet. Im Bereich des Kreises in ABB.4.1 und ABB.4.2 wurden zwei Randkerben der Tiefe $t = 0.2$ mm (Form A) oder eine Bohrung mit dem Durchmesser $D = 1$ mm (Form B) eingefügt (ABB.4.3). An diesen Orten wird über eine Veränderung des Querschnittes eine lokale Spannungsüberhöhung erzeugt und somit der Ort der Schädigung vorgegeben.

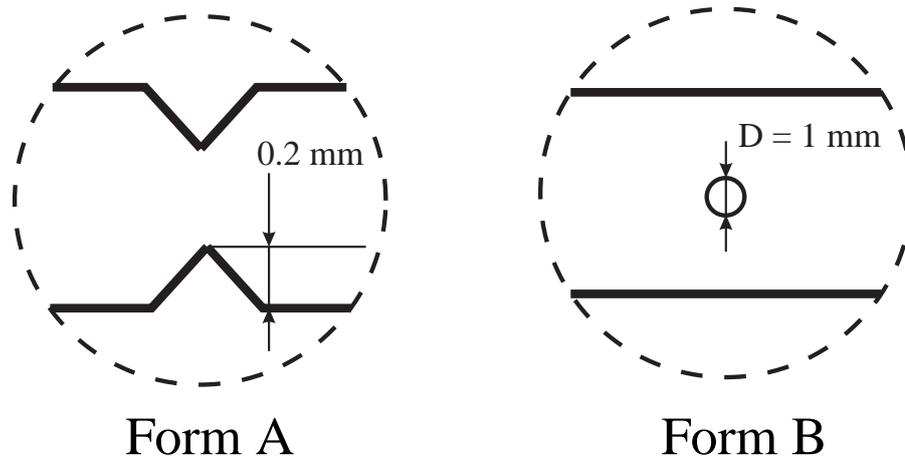


Abbildung 4.3: Formen der Querschnittsreduktionen der Proben

4.2 Proben-Einspannung

Die Probeneinspannung wurde an die oben erwähnten Randbedingungen angepasst. Aus den Messungen der akustischen Emissionen ergibt sich die Forderung, den Probenkörper möglichst gut von den externen Vibrationen (hervorgerufen durch die Hydraulikeinrichtung oder durch Eigenschwingungen des Prüfrahmens) zu entkoppeln. Durch das Einfügen von Kreuzgelenken in die Spannvorrichtung (ABB. 4.4) oberhalb und unterhalb der Probe konnte die Amplitude des Hintergrundrauschens, bzw. der externen Störungen, um ca. 40dB, entspricht dem Faktor 100, auf ca. 35 dB verringert werden.

Elektrisch entkoppelt wurde die Probe durch das Einfügen von Plastikscheiben in die Einspannung, sowie die Isolation der Schrauben durch Plastik-Unterlegscheiben und eine Ummantelung des Schraubenschaftes (ABB. 4.5, ABB. 4.6).

Die Spannbacken selbst wurden so konstruiert, dass für eine Zugbelastung ein Formschluss zwischen Probenkörper und Spannbacke hergestellt wird (ABB. 4.7). Dazu wird die Probe während der Einbauprozedur zunächst vorgespannt, um einen entsprechenden Formschluss herzustellen. Unter der Vorspannung wird die Probe dann über die vorgeschraubten Metallblöcke in der Einspannung fixiert (ABB. 4.8). Diese Einrichtprozedur verhindert ein Setzverhalten während des Versuchs und damit eine sprunghafte Änderung der als Reaktion gemessenen Kraft bzw. Verlängerung der Probe.

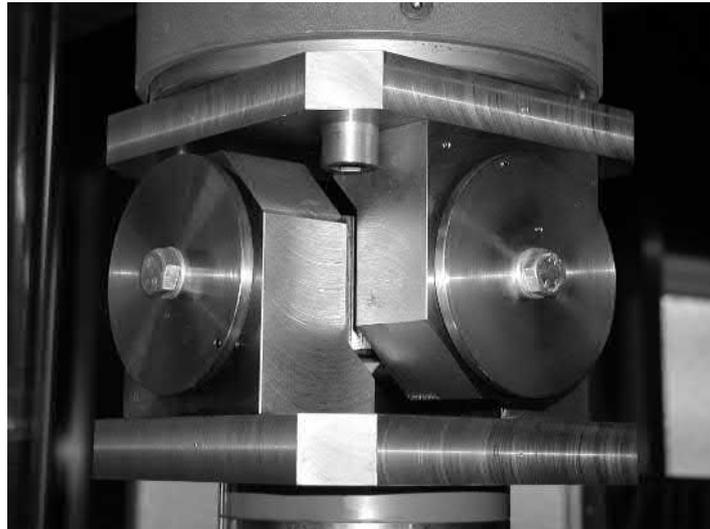


Abbildung 4.4: Oberes Kreuzgelenk



Abbildung 4.5: Isolierungsplatte



Abbildung 4.6: Isolierung der Schraube

4.3 Mechanische Belastung

Die mechanische Belastung wird mit einer zweiachsialen hydro-dynamischen Prüfmaschine¹ mit einer voll-digitalen Steuerung² aufgebracht. Durch den Einsatz von Servo-Ventilen mit einem Nenn-Volumenstrom von 191/s wurde die Dynamik der Maschine auf ein gewünschtes Maß eingestellt. Aus der Art

¹Fa. Schenk-Trebel, Rahmen:PC400M, Aggregat, PP 40 B

²Fa. Instron, Fast Track 8800

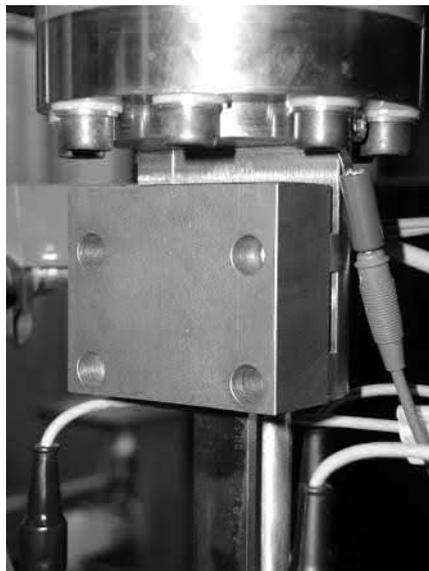
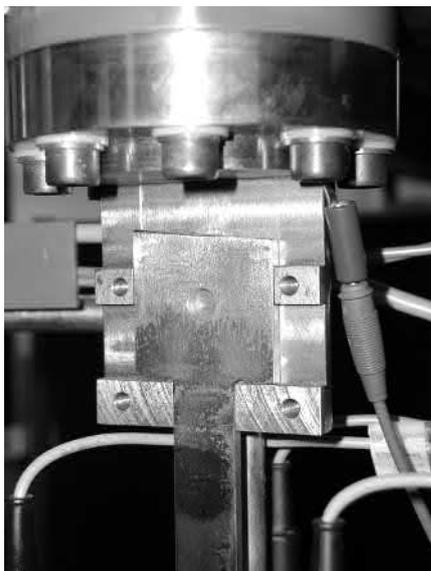
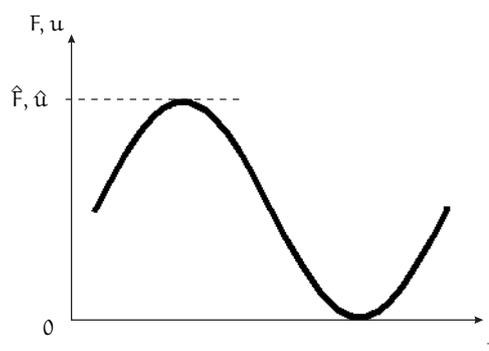


Abbildung 4.7: Offene Einspannung

Abbildung 4.8: Geschlossene Einspannung

der Einspannung, und der daraus resultierenden Knickinstabilität des Systems Probe und Einspannung, ergibt sich die Einschränkung, dass nur schwel- lende Lasten im Zugbereich sinnvoll realisierbar sind. Deshalb wurde die Bela- stung in Form eines Halbsinus mit einstellbarer Amplitude nach ABB. 4.9 auf- gebracht. Die Belastungsfrequenz beträgt für alle Versuche 9 Hz.

Abbildung 4.9: Lastfunktion in der Form eines Halbsinus mit der Gesamtamplitude \hat{F} oder \hat{u}

Kraftregelung

Die Kraftregelung der durchgeführten Versuche wird über die standardmäßig eingebaute Kraft-/Momentenmessdose³ mit einer Nennlast von 160 kN und ei-

³Fa.Schenck-Trebel, Lebow 6468

nem Nenn-Moment von 1 kNm realisiert. Das Messsignal wird in der Maschinensteuerung verstärkt und für die Versuchsregelung herangezogen. Mit den Regelparametern⁴ konnte eine zufriedenstellende Regelgüte der Kraftregelung erreicht werden.

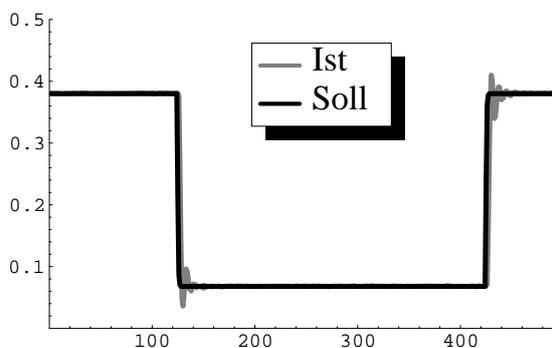


Abbildung 4.10: Soll- und Istwert bei Kraftregelung (Rechteck 1 Hz) in Volt über Sek.

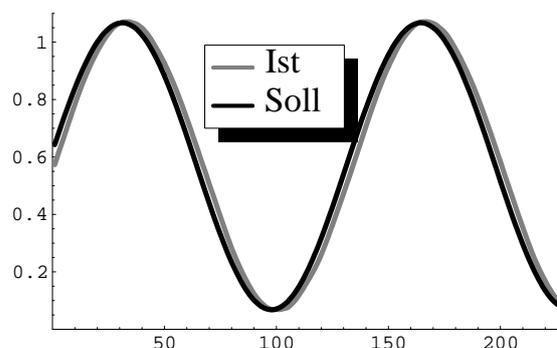


Abbildung 4.11: Soll- und Istwert bei Kraftregelung (Halbsinus 9 Hz) in Volt über Sek.

Wegregelung

Die Wegregelung über den maschineninternen Wegaufnehmer⁵ erweist sich auf Grund der zusätzlichen unbekanntenen Nachgiebigkeit der Kreuzgelenke als nicht sinnvoll. Die Wegregelung mit nur einem externen Wegaufnehmer, parallel zum Probenkörper zwischen den Spannbacken befestigt, erweist sich ebenfalls als nicht möglich. Durch die zusätzlichen Rotations-Freiheitsgrade, die durch das Einfügen der Kreuzgelenke in das System gebracht werden, verliert eine solche Regelung bei kleinen Störungen der Symmetrie im System Einspannung-Probe seine Gültigkeit. Als Möglichkeit diese Schwierigkeiten in der Wegregelung zu umgehen wurde folgendes Verfahren realisiert:

Es werden insgesamt 3 externe induktive Wegaufnehmer⁶ konzentrisch um die Mittelachse der Probe angeordnet (ABB. 4.12, ABB. 4.13).

Der Winkel zwischen den einzelnen Aufnehmern beträgt jeweils 120° . Dabei sind die Wegaufnehmer zwischen der oberen und der unteren Spannbacke befestigt.

Aus ABB. 4.13 ergeben sich, unter Berücksichtigung der freien Rotationen Φ_x und Φ_y um die Drehachsen der Kreuzgelenke x - und die y und einer Verdrehung der Anordnung der externen Wegaufnehmer zu den Drehachsen der

⁴P: 21 dB (proportional); I: 1.01/sec (integral); D: 4.5msec (differentiell); t: 3.0msec (Totzeit)

⁵Fa.Schenck, LVDT ± 50 mm

⁶Fa. HBM, W5TK

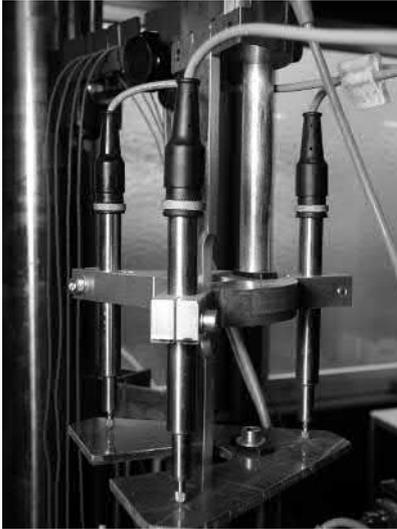


Abbildung 4.12: Räumliche Ansicht der 3 externen Wegaufnehmer

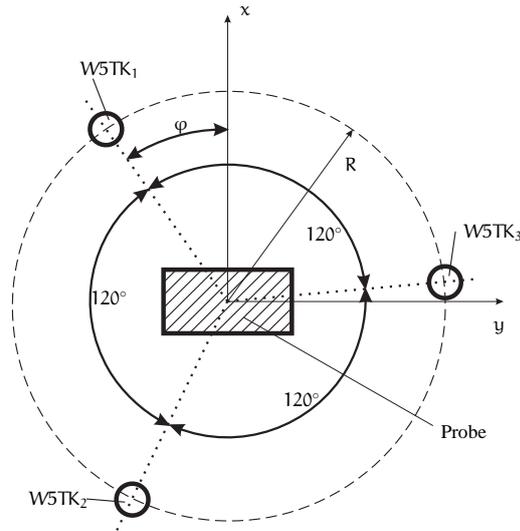


Abbildung 4.13: Anordnung der 3 externen Wegaufnehmer - Aufsicht

Kreuzgelenke um den Winkel φ , für die gemessenen Wege der drei Wegaufnehmer folgende Ausdrücke:

$$u_{z_1} = u_{z_p} - \Phi_x R \sin(\varphi) - \Phi_y R \cos(\varphi) \quad (4.3.1)$$

$$u_{z_2} = u_{z_p} - \Phi_x R \sin(120^\circ + \varphi) - \Phi_y R \cos(120^\circ + \varphi) \quad (4.3.2)$$

$$u_{z_3} = u_{z_p} - \Phi_x R \sin(240^\circ + \varphi) - \Phi_y R \cos(240^\circ + \varphi), \quad (4.3.3)$$

mit der Verlängerung der Probe in ihrer Mittelachse u_{z_p} . Mit den Gültigkeiten

$$\sin(\varphi) + \sin(120^\circ + \varphi) + \sin(240^\circ + \varphi) = 0 \quad (4.3.4)$$

$$\cos(\varphi) + \cos(120^\circ + \varphi) + \cos(240^\circ + \varphi) = 0 \quad (4.3.5)$$

kann die Verlängerung des Probenkörpers u_{z_p} aus dem arithmetischen Mittel der drei gemessenen Weggrößen u_{z_1} , u_{z_2} und u_{z_3} bestimmt werden.

$$u_{z_p} = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 u_{z_i} \quad (4.3.6)$$

Um die Möglichkeit zu eröffnen, das Signal zur Regelung der Versuche zu nutzen wurde die Mittelwertbildung nach einer externen Verstärkung der Messsignale durch eine analoge Elektronikschaltung realisiert. Das verstärkte gemittelte Signal steht dann unmittelbar der Maschinensteuerung als Regelgröße über einen analogen ± 10 V-Eingang zur Verfügung (siehe auch ABB.4.30).

Durch die Verarbeitung des Analogsignals sind leichte Verzögerungen im Signalfluss zu erwarten. Wie ABB.4.14 und ABB.4.15 zeigen wurde mit dem verwendeten Satz Regelparameter⁷ eine zufriedenstellende Regelgüte des Versuchsablaufes in Wegregelung erreicht. Der Nachlauf bei höheren Frequenzen ist auf die Verzögerung in der analogen Signalbearbeitung begründet.

Das Versagen des Probenkörpers ist für die beiden Regelarten unterschied-

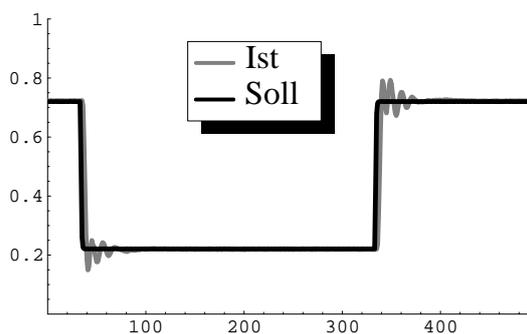


Abbildung 4.14: Soll- und Istwert bei Wegregelung (Rechteck 1 Hz) in Volt über Sek.

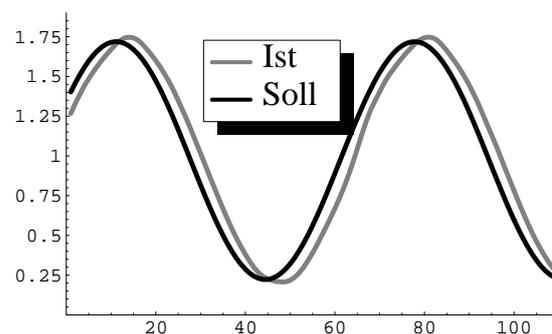


Abbildung 4.15: Soll- und Istwert bei Wegregelung (Halbsinus 9 Hz) in Volt über Sek.

lich definiert. Unter Kraftregelung wird die Probe bis zum kompletten Zerteilen belastet. Das Versuchsende ist somit von der Seite der Versuchssteuerung durch ein Überschreiten eines maximalen Kolbenweges in Zugrichtung definiert. Unter Wegregelung spielt kurz vor dem endgültigen Versagen die plastische Dehnung im Schädigungsbereich der Probe eine entscheidende Rolle in der Definition des Versagens. Auf Grund der plastischen Dehnung, die kurz vor dem Zerteilen des Probenkörpers auftritt, kommt es zu einem Verschieben der Kraftantwort in den Druckbereich. Da die Geometrie der Probe und die Art der Einspannung aber nur sehr begrenzte Druckbelastungen zulassen, wird der Versuch bei dem Unterschreiten einer Druckkraft von $F = -4\text{ kN}$ abgebrochen und die Probe als zerstört betrachtet. Diese beiden Abbruchkriterien der Versuche unter Kraft- und Wegregelung werden durch das Programm der Versuchssteuerung überwacht. Ist eines der Kriterien erfüllt wird der Versuch gestoppt und über einen Analogausgang ein Stopp-Signal für die am Versuch beteiligten Messsysteme bereitgestellt. Ebenso wurden Grenzen für den Fahrweg des Kolben in Druckrichtung definiert, um bei einer eventuellen Regelinstabilität die applizierte Messtechnik zu schützen.

⁷P: 13 dB (proportional); I: 0.21/sec (integral); D: 2.6msec (differentiell); t: 1.5msec (Totzeit)

4.4 Messmethoden

Im Rahmen dieser Arbeit sollte die Anwendbarkeit verschiedener zerstörungsfreier Messmethoden in Bezug auf eine Schädigungsdetektion bereits auf Korngrößenebene untersucht werden. Genauer untersucht wurden die Methode der Messung der akustischen Emissionen, sowie die Messung des elektrischen Widerstandes. Ein Abgleich der Ergebnisse erfolgt zum einen mit der globalen Steifigkeitsentwicklung der schädigenden Probe, über die Messung von Kraft und Verlängerung des Probenkörpers.

4.4.1 Messung der akustischen Emissionen – Applikation

Hardware

Die akustischen Emissionen werden von einem vollständig eigenständigen Messsystem erfasst (ABB. 4.16). Der Probenkörper wird dazu mit vier Kör-

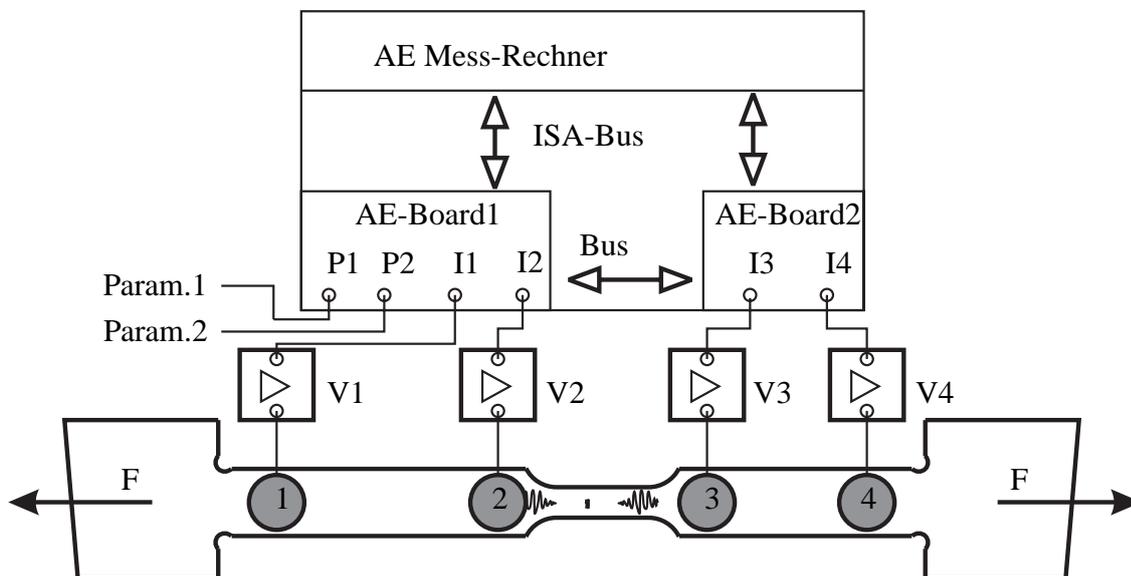


Abbildung 4.16: Prinzipskizze Messung der akustischen Emissionen

perschallaufnehmern⁸ (AE-Transducer 1-4) bestückt, die mit handelsüblichen Leimklebungen auf der Probe fixiert werden. Eine Kopplung zwischen der Proben- und der Aufnehmeroberfläche erfolgt über ein Silikon-Gel. Die ge-

⁸Fa. Euro Physical Acoustic, P15

messenen Signale werden in separaten Vorverstärkern⁹ mit 40 dB verstärkt, die verstärkten Signale dann von zwei Zwei-Kanal-AE-Karten¹⁰ aufgenommen. Eine Kopplung der AE-Karten untereinander sorgt für eine Synchronisation der gemessenen Signale. Die Abtastrate beträgt bei der Messung 10 MHz. Die Signale werden direkt auf dem Board in einem Flash-Speicher abgelegt und vom boardeigenen digitalen Signalprozessor (DSP) verarbeitet. Eine Speicherung auf der Festplatte des Steuerrechners zur späteren Verarbeitung erfolgt nur für ausgewählte Kenngrößen der Signale. Auf eine Aufzeichnung der Wellenform wurde auf Grund der großen anfallenden Datenmengen verzichtet. Eine exakte Beschreibung der Kenngrößen und der für die Versuche gewählten Einstellungen findet sich Kapitel 3. Über zwei unabhängige Parametereingänge können zwei beliebige analoge ± 10 V-Signale zusätzlich erfasst werden. Über einen Parametereingang wurde die geregelte Versuchsgröße, über den zweiten das Stoppsignal der Prüfmaschinensteuerung aufgenommen. Beide Parametereingänge werden nur zu Zeiten aktiver AE-Aufnahme gespeichert. Rückwirkend ist damit im post-processing eine Synchronisation der unabhängig voneinander aufgenommenen AE-Signale und der restlichen Messgrößen möglich. Diese Rückwärtssynchronisierung ist notwendig, da das AE-System nur über die Möglichkeit eines manuellen Starts und einer ebenfalls manuellen Beendigung des Testes verfügt.

Einstellung der Versuch-Parameter

In den durchgeführten Versuchen wurde folgender, durch empirische Untersuchungen gefundener Parametersatz verwendet:

- PDT = 10 μ sec
- HDT = 100 μ sec
- HLT = 1000 μ Sec
- Threshold = 35 dB

Die absolute Höhe der Triggerschwelle berechnet sich aus der Beziehung

$$\text{dB} = 20 \log \left(\frac{u}{100 \mu\text{V}} \right) \quad (4.4.1)$$

⁹Fa. Euro Physical Acoustic, 1110-5015-AST, 100 – 300 kHz

¹⁰Fa. Euro Physical Acoustic, AEDSP 16 Board, 2 Ch.

zu 5.6 mV. Mit diesem Satz an Einstellungen ist bei den gegebenen Randbedingungen eine sinnvolle Messung der akustischen Emissionen möglich. Darin sind die drei Zeitparameter maßgeblich abhängig vom Material und der Versagensform, der Parameter Threshold weitestgehend von der realisierten Versuchsumgebung. Ein starkes Augenmerk ist zusätzlich auf die Aufbringung der AE-Aufnehmer zu richten. Bei einem direkten Kontakt zwischen der Probenoberfläche und der Oberfläche des Aufnehmers kann es zu kontinuierlichen AE-Signalen auf Grund der entstehenden Reibung kommen. Eine solche Überlagerung von AE-Ereignissen macht die Messung dann unbrauchbar.

Als eine erfolgreiche Methode der Nachbearbeitung der AE-Messungen hat sich die Reduktion der betrachteten Ereignisse auf solche erwiesen, die durch eine Laufzeitanalyse einem gültigen Entstehungsort zugewiesen werden können. Dazu wurde folgender Versuchsaufbau realisiert:

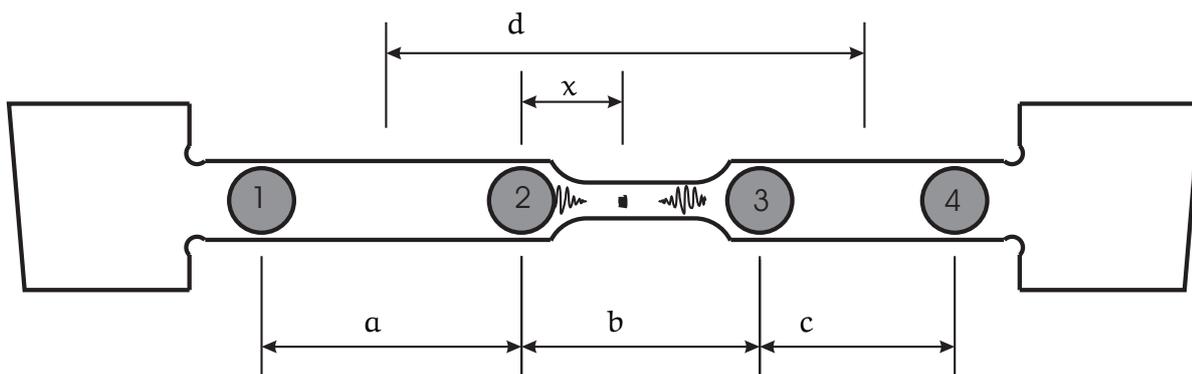


Abbildung 4.17: Applikation der AE-Aufnehmer auf dem Probenkörper

In der in ABB.4.17 dargestellten Konfiguration werden die äußeren AE-Aufnehmer 1 und 4 als so genannte Guard-Sensoren eingesetzt. Guard-Sensoren haben die Aufgabe den Messbereich gegen AE-Ereignisse die von außerhalb eindringen zu schützen. AE-Ereignisse die zuerst bei einem der Guardsensoren auflaufen werden verworfen. Die Bedingung wird durch eine Laufzeitanalyse gewonnen, die unter der Voraussetzung einer konstanten Wellengeschwindigkeit im Probenmaterial zu der einfachen Lösung von GL.(3.5.3) führt. Die Sensoren 2 und 3 werden als Messsensoren verwendet. Der Messbereich erstreckt sich bei der gewählten Konfiguration über den Bereich d des Probenkörpers. Die Abstände der AE-Aufnehmer untereinander betragen bei allen Versuchen

- $a = 60 \text{ mm}$
- $b = 67 \text{ mm}$
- $c = 40 \text{ mm}$.

4.4.2 Messung des elektrischen Widerstandes – Applikation

Die Messung des elektrischen Widerstandes erfolgt über ein Industriegerät¹¹ mit einer maximalen Auflösung von 10 nOhm in einem Messbereich bis 200 μOhm . Um diese hohe Auflösung zu erreichen wurde die Probenform und der Abstand der Punkte des Potentialabgriffs entsprechend eingestellt. Die Messung des elektrischen Widerstandes R_x des betrachteten Probenbereiches beruht dabei auf einem erweiterten Kelvin-Verfahren (ABB. 4.18).

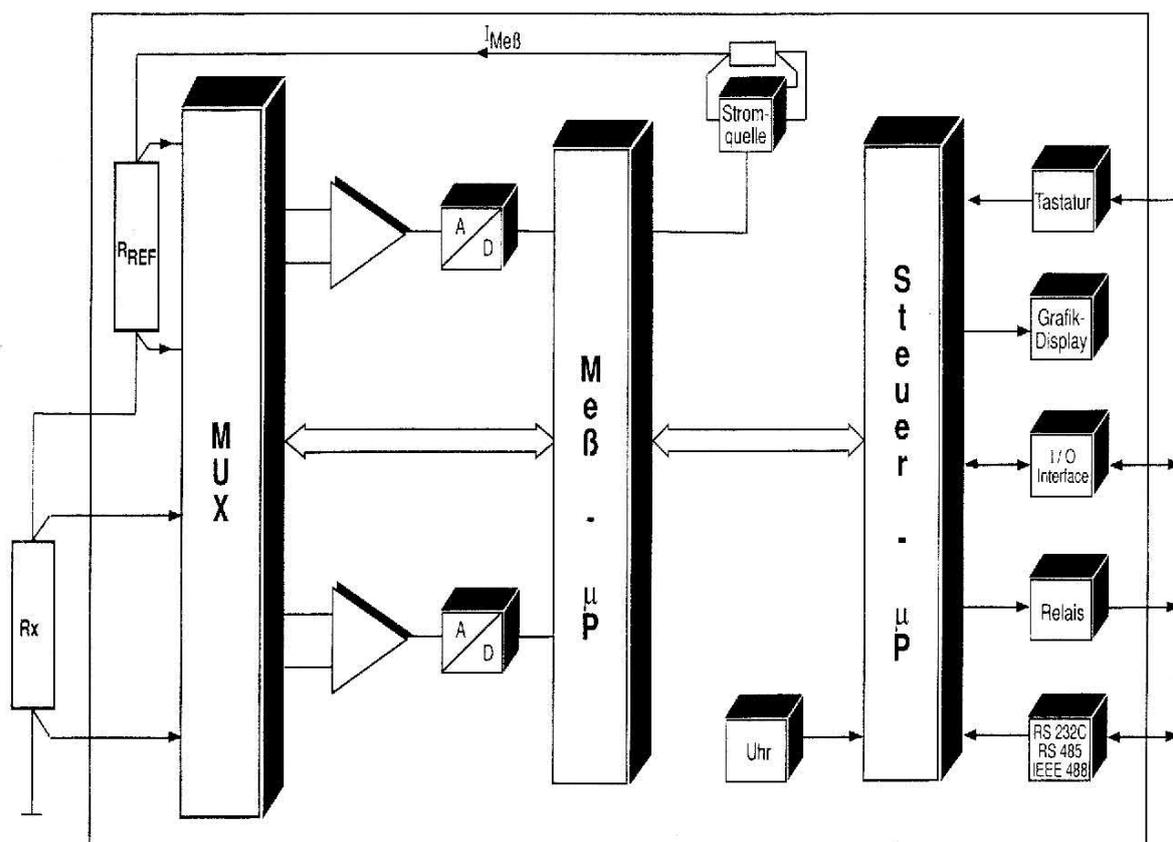


Abbildung 4.18: Blockschaltbild des Resistomat 2304

¹¹Fa. Burster, Resistomat 2304

Dazu wird durch die gesamte Probe und einen internen Referenzwiderstand R_k ein von einem Stromkonstanter geregelter Strom von 10 A getrieben. An beliebigen Orten auf dem Probenkörper kann nun das elektrische Potential abgegriffen werden. Der Spannungsabfall über den Messbereich der Probe kann dann auf den Spannungsabfall über den hochgenauen Referenzwiderstand bezogen und über den bekannten Kennwert des Referenzwiderstandes berechnet werden. Vorteil bei diesem Verfahren ist die Unabhängigkeit der Messgüte von parasitären Widerständen in der Messkette, wie Kontakt- und Übergangswiderstände in den Messleitungen. Die Messgüte hängt dann nur noch von der Qualität der internen Referenzwiderstände ab. Um etwaige elektrostatische Effekte oder Differenzen der zwei Messverstärker zu eliminieren wird ein Messwert aus vier verschiedenen Messungen gemittelt. Die Abfolge der vier Messungen erfolgt nach dem in ABB. 4.19 dargestellten Schema.

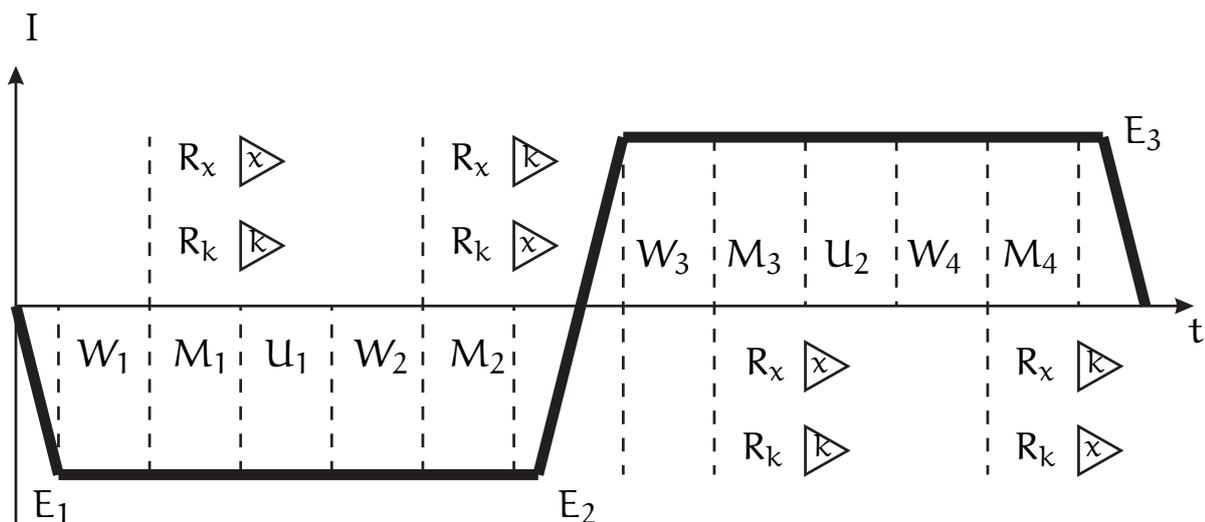


Abbildung 4.19: Messzyklus der Widerstandsmessung

Nach dem Einschwingverhalten E_1 und einer einstellbaren Wartezeit W_1 wird über einen ebenfalls einstellbaren Zeitraum die Messung M_1 durchgeführt. Darauf erfolgt ein Umschalten der beiden Messverstärker U_1 nach ABB. 4.20. Nach einer weiteren Wartezeit W_2 erfolgt dann eine zweite Messung mit gleichgebliebener Stromrichtung aber einer vertauschten Messverstärkerbeschaltung M_2 . Der nächste Schritt in der Messfolge einer bipolaren Messung, wie sie für alle Versuche durchgeführt wurde, ist dann das Umschalten der Stromrichtung während E_2 und E_3 . Für die geänderte Stromrichtung erfolgen dann wiederum zwei Messungen nach dem oben beschriebenen Prinzip mit

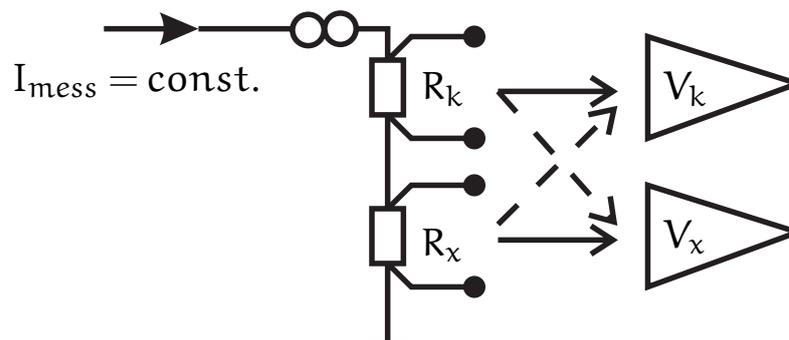


Abbildung 4.20: Umschaltung der Messverstärker

den Messphasen M_3 und M_4 , den Wartezeiten W_3 und W_4 und der Umschaltung der Messverstärker bei U_2 . Ein Ausgabewert kann zusätzlich als Mittelwert aus den Werten aus 1 bis 255 Messzyklen definiert werden. Für alle Versuche wurden die Einstellungen so gewählt, dass mit sehr langen Messzeiten und kurzen Wartezeiten, sowie der Ausgabe des neuen Messwertes nach jedem Messzyklus eine Messdatenrate von ca. 1 Hz erzielt wurde. Dadurch beschreibt der Messwert des elektrischen Widerstandes eine Mittelung über mehrere Lastzyklen (Belastungsfrequenz 9 Hz). Widerstandsänderungen auf Grund unterschiedlicher elastischer Dehnungen des Prüfbereiches sind somit nicht existent.

Der Potentialabgriff selbst erfolgt über zwei auf die Probe aufgeschweißte kurzgeschlossene Thermoelemente, deren Vorzüge gegenüber anderen Methoden des Potentialabgriffs in Kapitel 4.4.3 vorgestellt werden.

Über die GPIB-Schnittstelle und einen separaten Steuerrechner wird der Resistor vor Versuchsbeginn initialisiert und die Messung gestartet. Der Messwert wird ebenfalls von diesem Steuerrechner über den GPIB-Bus abgefragt und über einen externen Digital-Analog-Wandler als entsprechendes ± 10 V-Signal dem Messsystem zur Verfügung gestellt.

Das Verfahren ähnelt in seiner Anwendung den in bruchmechanischen Untersuchungen eingesetzten Potentialmethoden.

4.4.3 Temperaturmessung

Die Temperaturmessung der Probe erfolgt nach einem Verfahren das von VOGELSANG (2001) entwickelt wurde. In diesem Verfahren werden zunächst kugelige Thermoelemente mit einem Durchmesser $D < 0.2$ mm aus NiCr-

und Ni-Thermoelementdraht verschweißt. Da der Schweißvorgang bei standardmäßigen Schweißverfahren eine starke Verzunderung der Thermoelemente hervorruft und die Kugelform nur unzureichend einstellbar ist, wurde ein eigenes Herstellungsverfahren der Thermoelemente entwickelt. Dazu werden zunächst die Thermoelementdrähte gemäß ABB.4.21a miteinander verdreht. Die Masse der entstandenen Raupe entspricht der Masse des entstehen-

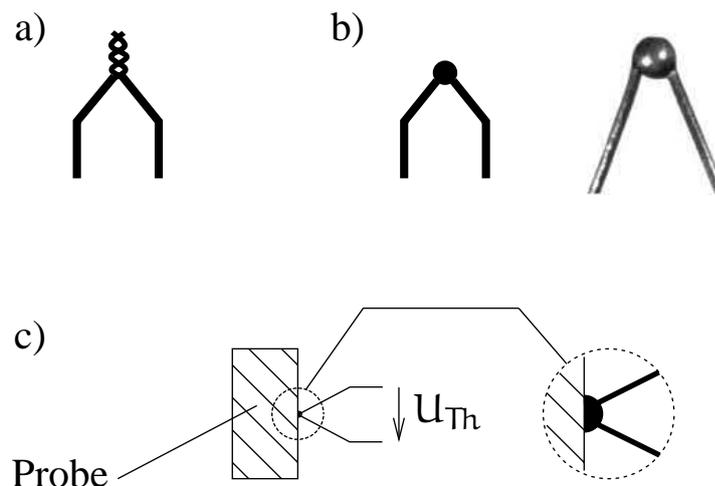


Abbildung 4.21: a) verdrehter Thermodraht b) verschweißtes Thermoelement c) Applikation auf der Probe

den Thermoelements. Die verdrehten Thermodrähte werden dann in einer eigens entwickelten Schweißvorrichtung zu einem kugelförmigen Thermoelement verschweißt (ABB.4.21b). Die Funktionsweise der Schweißeinrichtung ist in ABB.4.22 dargestellt. In dem Schweißgerät wird das verdrehte Thermo-

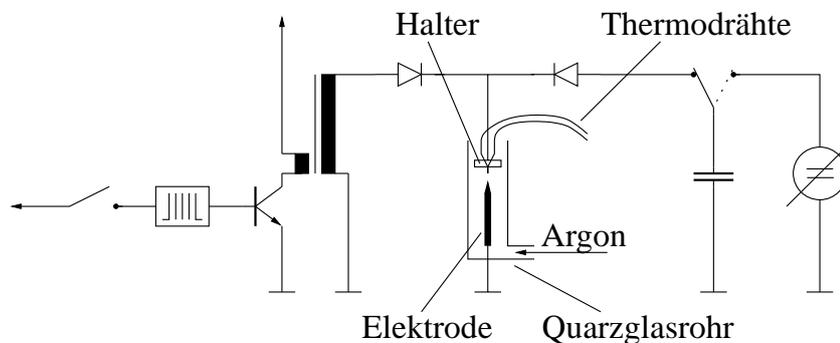


Abbildung 4.22: Prinzipskizze des Lichtbogen-Thermoelementeschweißgerätes

element wenige Millimeter vor der Elektrode aus dem Material des negativen Thermoschenkels in dem Quarzglasrohr platziert. Unter Schutzgasathmosphäre wird dann ein Lichtbogen gezündet, der eine Plasmastrecke zwischen dem Thermoelement und der Elektrodenspitze ausbildet. In diesen Lichtbogen wird dann ein einstellbarer Schweißstrom getrieben, der das Material der Raupe aufschmilzt. Durch die Oberflächenspannung entsteht dann eine Thermoelementkugel wie sie in ABB.4.21b dargestellt ist. Eine Oxidation findet unter der Schutzgasathmosphäre nicht statt. Das so hergestellte Thermoelement wird dann mit einem Impulsstrom-Schweißgerät auf die Probe appliziert (ABB.4.23). Die Probe liegt dazu auf dem Masseblock der Schweißeinrich-

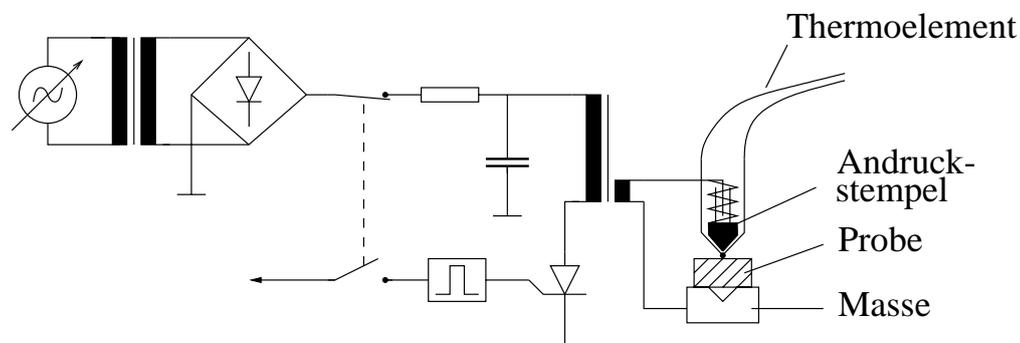


Abbildung 4.23: Prinzipskizze des Impulsstrom-Schweißgerätes

tung. Das Thermoelement wird über einen keilförmigen Stempel mit einer einstellbaren Kraft auf die Probe gepresst. Durch den Start des Schweißvorgangs wird zunächst eine Batterie aus Ladekondensatoren auf die eingestellte Schweißspannung aufgeladen. Bei Erreichen der Schweißspannung werden die Kondensatoren über einen Hochleistungstyristor und die Primärwicklung eines Impuls-Schweißtransformators entladen. Dabei entsteht auf der Sekundärseite ein Schweißstrom von ca. 100 μsec Dauer und einer Amplitude von mehreren 100 A. Durch diesen Schweißstrom werden Thermoelement und Probe verschweißt.

Die von VOGELSANG (2001) angefertigten Schliffbilder (ABB.4.24) zeigen, dass die aufgeschweißten Thermoelemente eine vollflächige Verbindung zur Probenoberfläche besitzen, ohne das Probenmaterial deutlich zu penetrieren und somit einen unerwünschten Anfangsort für eine Schädigungsentwicklung zu erzeugen. Die so entstandene Verbindung weist im Zusammenhang mit den durch die Prüfaufgaben definierte Anforderungen wesentliche Vorteile gegen-

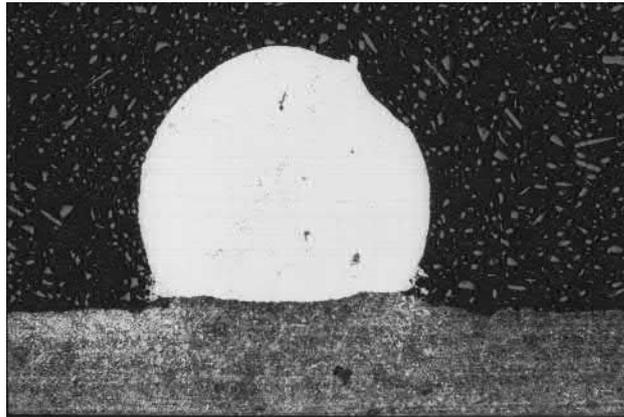


Abbildung 4.24: Schliffbild der Fugestelle zwischen Thermoelement und Probenkörper

über anderen Applikationsmöglichkeiten auf. Die Verbindung ist mechanisch sehr belastbar, so dass unter hochzyklischer Belastung keine Lösung der Verbindung oder ein Verrutschen auftreten kann. Im Hinblick auf die Verwendung der kurzgeschlossenen Thermoelemente für den Potentialabgriff, ist dies eine wesentliche Voraussetzung für deren Einsatz. Der zweite Vorteil betrifft die Messung der akustischen Emissionen. Jede Verbindung die auf einer Aufklemmung, und somit auf dem Reibschluss zwischen Probenoberfläche und der Oberfläche des aufgeklemmten Bauteils, beruht, bringt zwangsläufig unter zyklischer Belastung und der damit verbundenen zyklischen elastischen Dehnung des Probenkörpers Reibungsgeräusche in das System. Diese Reibungsgeräusche sind aber von ähnlicher Charakteristik wie die zu messenden Akustischen Emissionen in Folge der Schädigung. Durch die punktförmige Verbindung zwischen Thermoelement und Probenkörper kann eben diese Reibung eliminiert werden und eine qualitative Verbesserung der Ergebnisse bei der Messung der akustischen Emissionen erzielt werden.

Für die Temperaturmessung ergibt sich aus dem punktförmigen Kontakt der Vorteil, dass die gemessene Thermospannung nicht durch eine Schrittspannung durch den elektrischen Strom der Widerstandsmessung überlagert wird (ABB. 4.25). Bei der üblichen Methode der Thermoelementaufbringung durch Aufklemmen der einzelnen Thermoschenkel mit einem definierten Abstand untereinander, würde der Strom der Widerstandsmessung eine fehlerhafte Temperaturmessung erzeugen. Bei den wechselnden Richtungen des Stromflusses wäre eine aufwendige Nachbearbeitung erforderlich.

In ABB. 4.27 (Kapitel 4.5) ist ein Probenausschnitt mit den applizierten Thermoelementen zur Temperatur und Widerstandsmessung dargestellt.

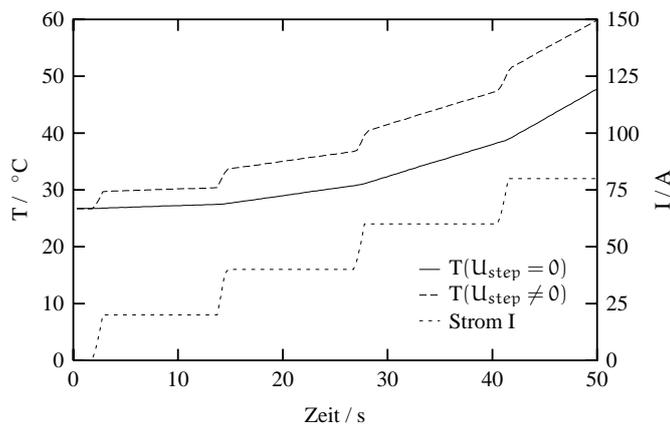


Abbildung 4.25: Verfälschung der Temperaturmessung durch überlagerte Schrittspannung durch einen Stromfluss durch den Probenkörper (VOGELSANG 2001)

4.4.4 Messdatenerfassung

Die Messdatenerfassung erfolgt über ein zentrales Erfassungssystem¹². Das System ist ein skalierbares Multikanal-Erfassungssystem mit einer *Sample-and-Hold*-Vorstufe für alle Kanäle. Die mechanischen Messgrößen werden als analoge $\pm 10\text{V}$ -Signale aus der Maschinensteuerung oder den externen Messverstärkern abgegriffen. An den internen Thermoelementverstärker wird das auf der Probe applizierte Thermoelement direkt angeschlossen. Die Sample-Rate für alle durchgeführten Messungen betrug 100Hz . Die Sample-Rate ist dabei ein Kompromiss aus der Anforderung auf der einen Seite die Wellenform der Signale (Belastungsfrequenz 9Hz) qualitativ gut erfassen zu können und auf der anderen Seite bei Dauerversuchen mit Lastspielzahlen $\leq 10^6$ die Datenmenge in verarbeitbaren Größenordnungen zu halten.

Die Programmierung des Spider-Systems erfolgt über eine zugehörige Software¹³, die Kommunikation mit dem Messsystem über eine parallele Rechnerchnittstelle. Die Speicherung der Daten erfolgt auf dem Steurrechner.

4.4.5 Makrorissdokumentation

Um eventuelle Veränderungen in den gemessenen Größen bei der Entstehung eines makroskopischen Risses auch diesem Effekt zuordnen zu können, wurden zur Dokumentation während des laufenden Versuches Photographien der

¹²Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Spider8

¹³Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Catman 4.5

Schädigungszone gemacht. Dazu wurde eine CCD-Kamera in das System integriert. Die CCD-Kamera wird von einer FrameGrabber-Karte gesteuert, die wiederum über ein externes TTL-Signal getriggert werden kann. Diese Möglichkeit den Zeitpunkt der Photographie zu steuern, wurde über die in ABB. 4.26 dargestellte Schaltung realisiert.

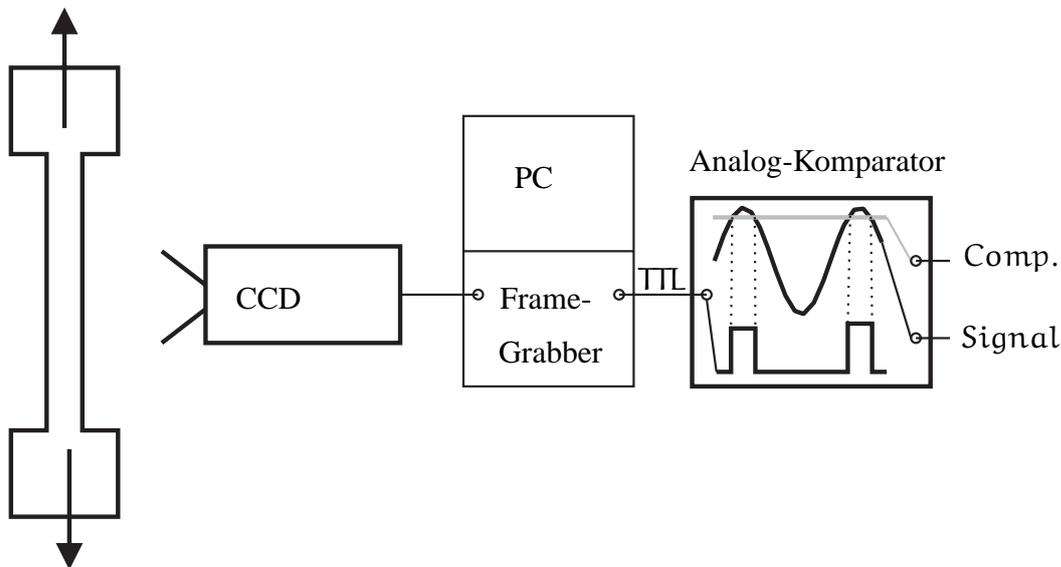


Abbildung 4.26: Schaltbild CCD-Kamera-Steuerung

Der Analog-Komparator erhält über seine Eingänge das gemessene Signal der Regelgröße des Versuches und ein konstantes Vergleichssignal (Comp.). Das Vergleichssignal wird von der zentralen Maschinensteuerung über einen Analogausgang ausgegeben. Die Größe des Vergleichssignals kann in der Programmierung des Versuchsablaufes frei gewählt werden. In allen Versuchen wurde das Signal zu 90% der maximalen Amplitude der Regelgröße bestimmt. Aus dem Vergleich der beiden Signale erzeugt der Analog-Komparator ein TTL-Signal, das den Takt der Photographie steuert. Mit den gewählten Einstellungen konnte sichergestellt werden, dass das Photo zu einem Zeitpunkt annähernd maximaler Belastung und somit bei annähernd maximal geöffnetem Makroriss gemacht wurde. Auf Grund von Temperaturproblemen in der FrameGrabber-Karte bei einem TTL-Takt von 9Hz wurde der Ausgang des Komparators auf 1/10 des Taktes herunterskaliert.

4.5 Gesamtsystem

Die vorgestellte Messapparatur ist geeignet um auf Proben eine zyklische Belastung im Zugbereich aufzubringen. Die Randbedingungen werden über das Einfügen zweier Kreuzgelenke in die Spannvorrichtung und die elektrische Isolierung der Probe gegenüber dem Maschinenrahmen an die verwendete Messtechnik angepasst. Die Messungen verschiedener Versuchsgrößen auf separaten Messsystemen können unter Verwendung eines Stopp-Signals in einem post-processing synchronisiert werden. Eine Bilddokumentation des Makrorisses wird über die Regelgröße des Versuches gesteuert.

In den folgenden Abbildungen ABB.4.27-ABB.4.30 sind die Applikation der Messeinrichtung sowie der Aufbau der gesamten Prüfanlage dokumentiert.

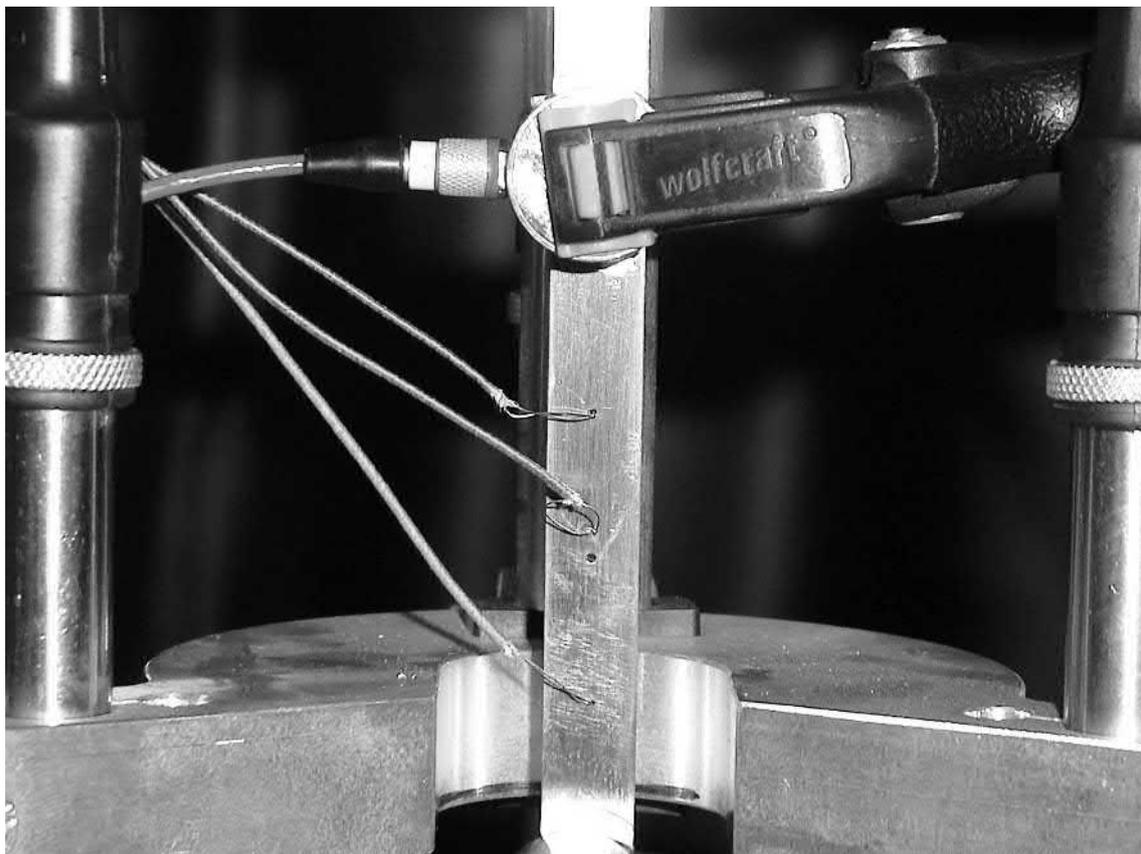


Abbildung 4.27: Probenausschnitt mit appliziertem AE-Aufnehmer, dem Thermoelement für die Temperaturmessung (Mitte) und zwei kurzgeschlossenen Thermoelementen für den Potentialabgriff

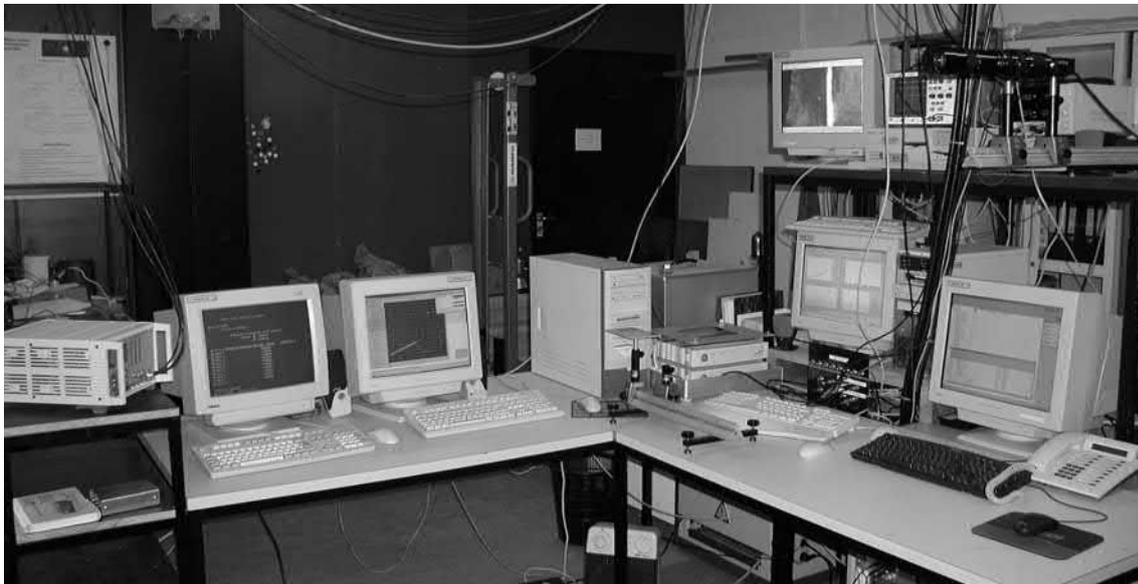


Abbildung 4.28: PC's der Gesamt-Prüfanlage

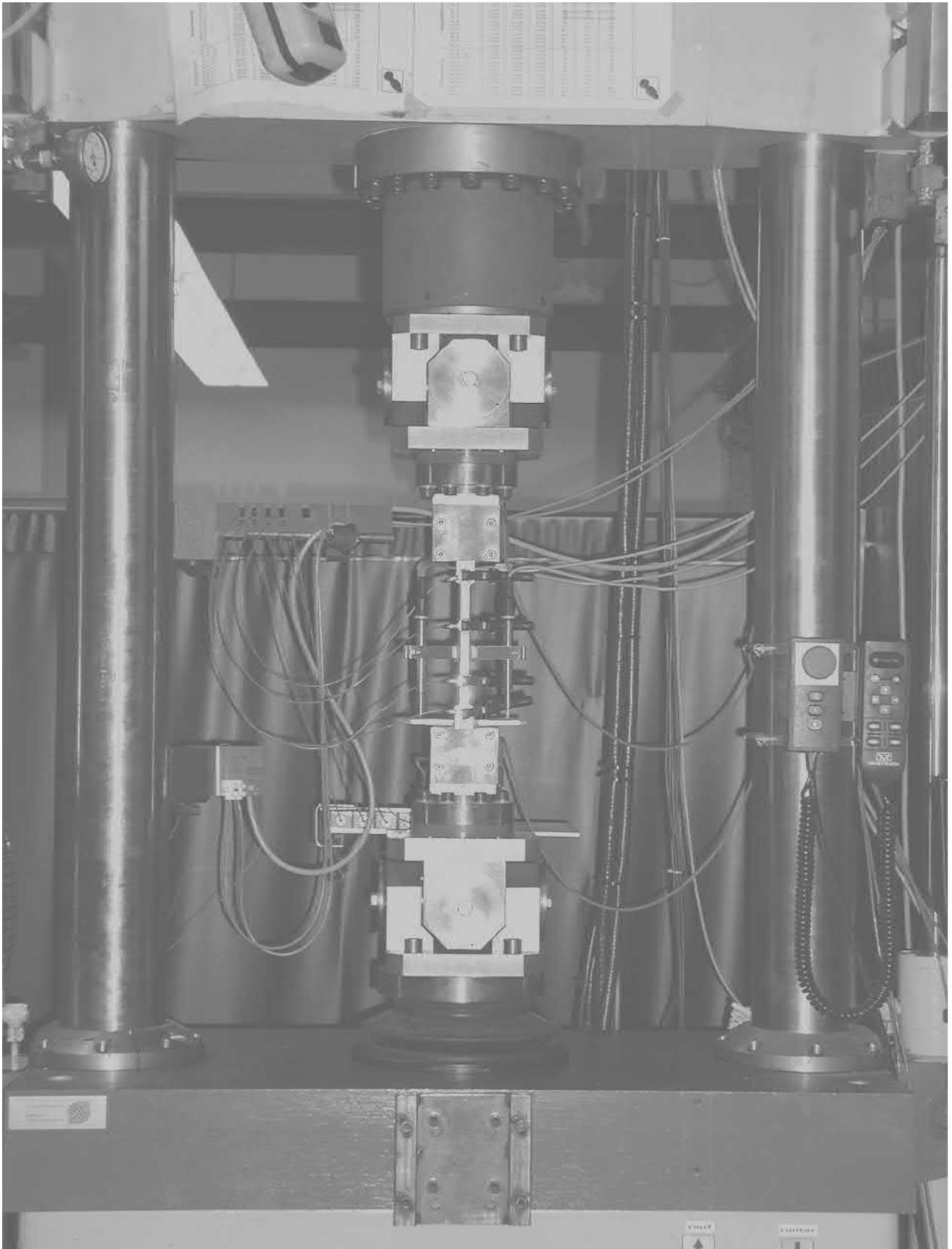


Abbildung 4.29: Photo der Prüfmaschine mit Probe

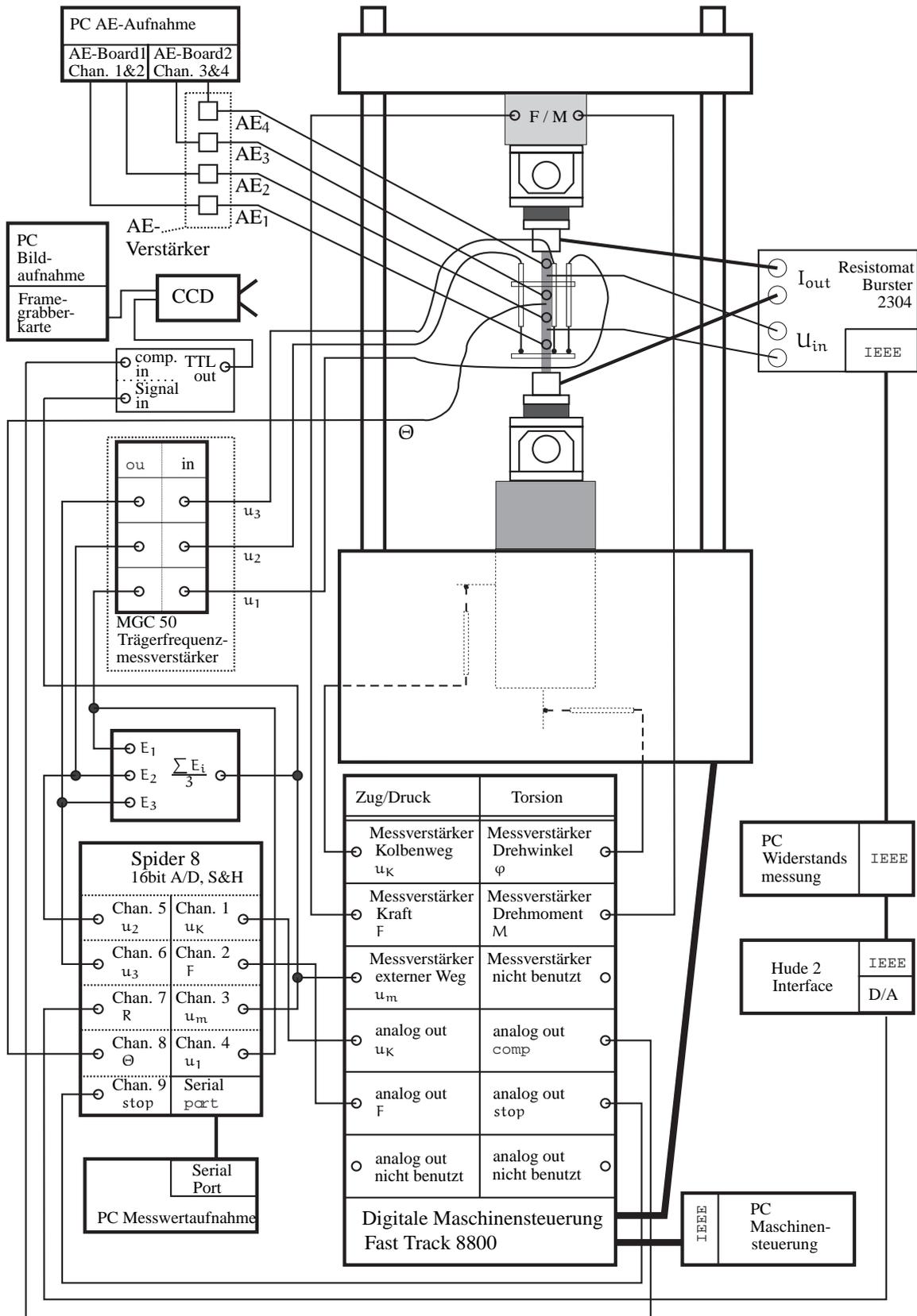


Abbildung 4.30: Schema der Gesamt-Prüfanlage

5 Versuche und Auswertung

Für das in Kapitel 2.2 vorgestellte Materialmodell sind entsprechend angepasste Versuche durchzuführen. Die Versuchsanordnung ist in Kapitel 4 vorgestellt worden. Die Erzeugung einer spröden Schädigung unter zyklischer Belastung ist die maßgeblich einzuhaltende Randbedingung, die durch die Formulierung des Materialmodells gegeben ist.

Die eingesetzten Methoden zur Schädigungsdetektion sind neben der Messung der Verformung der Probe und der aufgetragenen Kraft, die Messung der akustischen Emissionen und die Messung des elektrischen Widerstandes. Aus der Entwicklung der Messgrößen sollen Rückschlüsse auf die Korrektheit der physikalisch motivierten Ansätze der Materialmodellformulierung gezogen werden. Dabei soll zunächst getestet werden in wie weit die angewandten Methoden der zerstörungsfreien Materialuntersuchung auf Phänomene auf der Mikrostrukturebene anwendbar sind. Der Verlauf der Messergebnisse über den Schädigungsprozess wird dann zur Validierung des Materialmodells herangezogen.

In diesem Kapitel wird zunächst auf die Möglichkeiten der Kalibrierung der Messmethoden eingegangen und die Ergebnisse des monotonen Zugversuches diskutiert. Ergebnisse aus Versuchen mit zyklischer Belastung unter Kraft- und Wegregelung werden für Proben aus Stahl (42CrMo4) und Aluminium (AlZnMgCu0,5) vorgestellt. Die Ergebnisse werden mit numerischen Simulationen mit dem Materialmodell von SCHUETTE in der 2-D-Formulierung für den ebenen Dehnungszustand verglichen.

5.1 Kalibrierung der Messwerterfassung

5.1.1 Kalibrierung der externen Wegaufnehmer

Die Kalibrierung der externen Wegaufnehmer erfolgt in einem starren Laborrahmen mit der Hilfe von Endmaßen¹. Die induktiven Wegaufnehmer² werden dazu in einen starren Rahmen gespannt und mit dem auch im Versuch genutzten Messverstärker³ verbunden. In einer Mittelstellung wird über eine Einstellmöglichkeit am Messverstärker ein Null-Abgleich vorgenommen. Durch Unterlegen eines Endmaßes wird eine definierte Verschiebung des Tauchankers vorgegeben und am Verstärker der entsprechende Wert eingestellt. Durch Wiederholung mit verschiedenen Endmaßen und eine Mittelwertbildung der gefundenen Verstärkungsfaktoren können Ungenauigkeiten durch die Nicht-Linearität des Aufnehmers für den vorgesehenen Messbereich verringert werden. Diese Prozedur wird für jede Paarung Messwertaufnehmer und Messverstärker durchgeführt.

Um eventuelle Fehlerquellen durch die Mittelwertbildung der drei Messsignale durch die analoge Schaltung zu eliminieren, wird das vorgestellte Verfahren für das Gesamtsystem Wegmessung erneut durchgeführt.

Das Signal der Wegaufnehmer wird für jeden Test unter einer definierten Belastung von $F = 0.5 \text{ kN}$ auf Null kalibriert. Der Belastungsoffset wurde bewusst gewählt, um für die beweglichen Teile der Kreuzgelenke in der Einspannung eine definierte Null-Position vorzugeben.

5.1.2 Kalibrierung der Widerstandsmessung

Der Resistomat wird über eine hochgenauen Widerstand⁴ mit einem Wert von 100 nOhm kalibriert. Für diesen Widerstand existiert ein Anschlussadapter für den Anschluss an das Messgerät. Der Einfluss der Verkabelung zu den applizierten Messaufnehmern auf dem Probenkörper wird ebenfalls mit dem Kalibrierwiderstand geprüft. Diese Prüfung zeigt keinen Einfluss der Verkabelung auf das Messergebnis.

¹Fa.Cary, Toleranz Norm 2 $\begin{matrix} +0.35 \mu\text{m} \\ -0.25 \mu\text{m} \end{matrix}$

²Fa.Hottinger Baldwin Messtechnik, W5TK

³Fa.Hottinger Baldwin Messtechnik, MGC - Einschub AP01

⁴Fa.Burster, Kalibrierwiderstand

5.1.3 Kalibrierung der Messung der akustischen Emissionen

Die Kalibrierung der Messung der akustischen Emissionen erfolgt im Rahmen der realisierbaren Möglichkeiten. Da das Aufbringen einer definierten Schädigung auf der Mikroskala nicht direkt möglich ist, also die Schädigung immer eine Antwort mit der entsprechenden Streuung auf eine Belastungsgeschichte ist, kann das System nicht direkt auf die gewünschte Anwendung kalibriert werden. Daraus folgt für die Messergebnisse, dass sie für alle Messungen rein qualitativer Natur bleiben. Eine quantitative Einordnung kann bei fehlender Kalibrierung auf den auslösenden Effekt nicht vorgenommen werden.

Eine technisch sehr einfach zu realisierende Möglichkeit einer Einstellung des Systems erfolgt über die Einbringung einer Materialwelle in die Probe durch das Abbrechen einer Mine eines Druckbleistiftes auf der Probenoberfläche. Das Brechen der Bleistiftmine erzeugt eine Materialwelle in der Form eines Burst-Signals. ABB.5.1 zeigt ein solches typisches Burst-Signal, entstanden durch einen Bleistiftbruch.

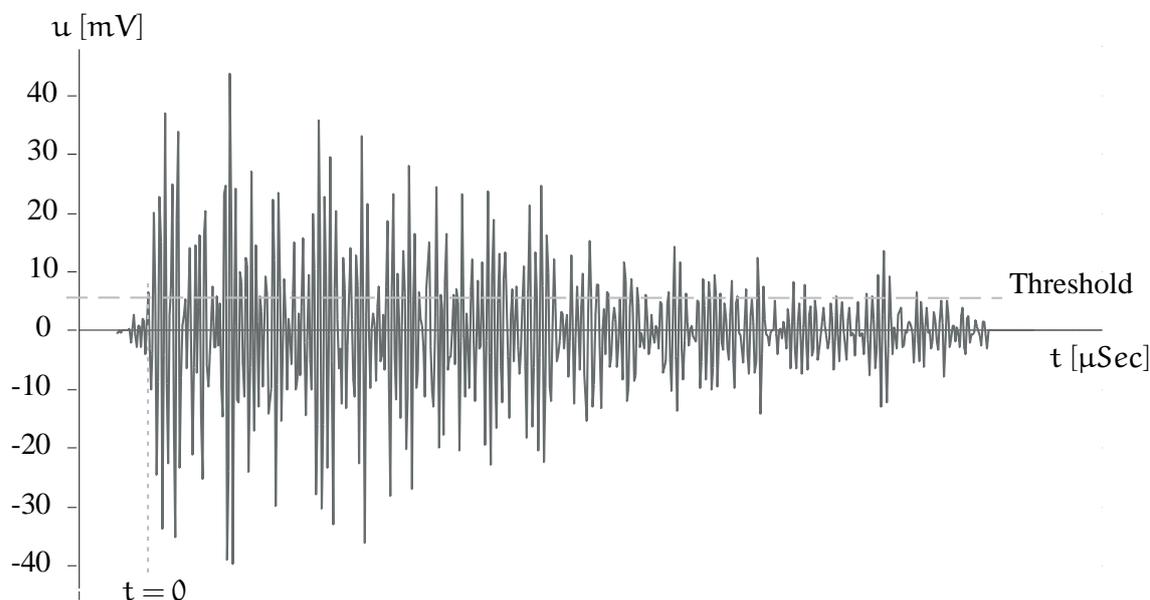


Abbildung 5.1: Burst-Signal durch das Abbrechen einer Bleistiftmine auf einer Stahlprobe

Die Signallänge beträgt ca. 1100 μsec . Die Aufnahme erfolgt mit einem eingestellten Pre-Trigger von 40 μsec . Diese Burst-Signal kann dann zur Einstellung der Lokalisierungs-Randbedingungen genutzt werden und eine relative Qualität der Aufklemmung der Aufnehmer untereinander zeigen.

Eine weitere Möglichkeit ist das Einbringen eines Impulses durch einen AE-Aufnehmer in die Probe. Der Aufnehmer fungiert bei diesem Verfahren als Aktuator, das Signal wird von allen Aufnehmern des Systems detektiert. Auch dieses Verfahren eignet sich, um die Parameter der Lokalisierung einzustellen und die Aufklemmung der AE-Aufnehmer zu überprüfen.

Die Schwelle der AE-Aufnahme, der Threshold, wird mit einer in die Prüfmaschine eingespannten Probe im Leerlauf eingestellt. Die Schwelle ist dabei so zu setzen, dass während des Leerlaufs mit einer Belastung der Probe $F = 0 \text{ kN}$ keine Signale detektiert werden. Damit ist die Schwelle so eingestellt, dass das Hintergrundrauschen in der Messung eliminiert wird.

Eventuell nur unter Belastung auftretende Störeinflüsse durch die Belastungseinheit können nicht separat von den unter Belastung auftretenden akustischen Emissionen erzeugt werden und müssen somit in einem Nachbearbeitungsprozess der Daten berücksichtigt werden.

5.2 Verfahren zur Auswertung

Das Ziel der Aufbereitung der Messdaten ist es, aus den Rohdaten mit physikalisch begründeten Verfahren aussagekräftige Versuchsergebnisse zu erstellen. Als Ziel der Auswertung soll die globale Steifigkeit des Probenkörpers über den Verlauf des Ermüdungstestes sowie die Entwicklung des elektrischen Widerstandes und der akustischen Emissionen dargestellt werden.

5.2.1 Berechnung der Probensteifigkeit

Die Steifigkeit der Probe wird aus den aufgenommenen Daten der Kraftmessung und der gemittelten Verlängerung der Probe bestimmt. Einen typischen Plot der Rohdaten zeigt ABB. 5.2. Aus der linearen Regression über jeweils 9 Lastzyklen (das entspricht genau 100 Messwerten bei einer Belastungsfrequenz von 9 Hz und einer Samplerate von 100 Hz) ergibt sich die Steifigkeit der Probe als Steigung der Regressionsgeraden $\Delta F/\Delta u$ (ABB. 5.3).

Mit dem gewählten Verfahren zur Bestimmung der globalen Steifigkeit der Probe erhält man pro Sekunde einen Steifigkeitswert, der als Mittelung über 9 Lastzyklen eventuelle einzelne Messfehler entwirrt. In der gewählten Darstellung für den Verlauf der Steifigkeit werden alle Werte auf einen "Mittel-

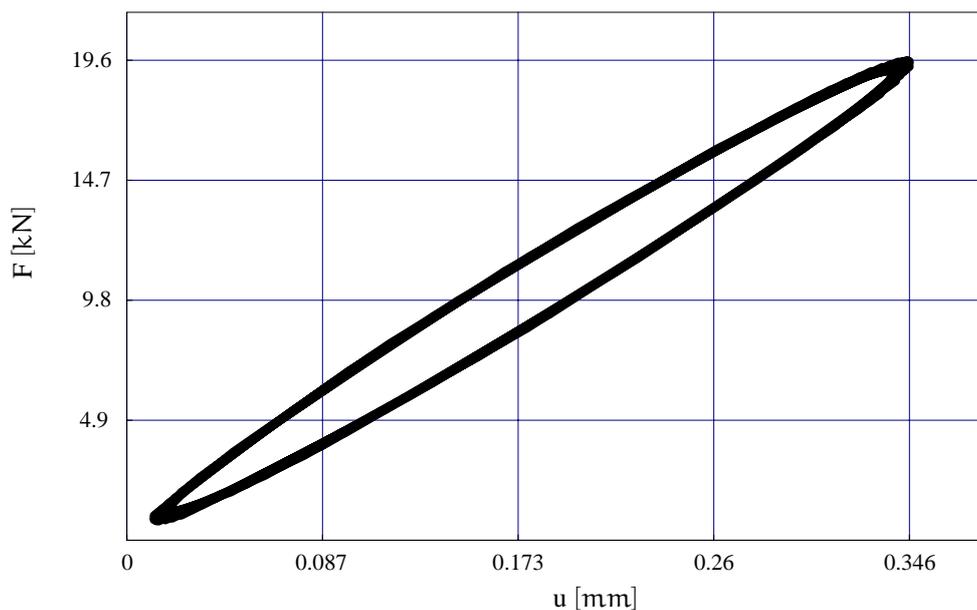


Abbildung 5.2: Kraft-Weg-Plot über 9 Lastzyklen (Probenform B)

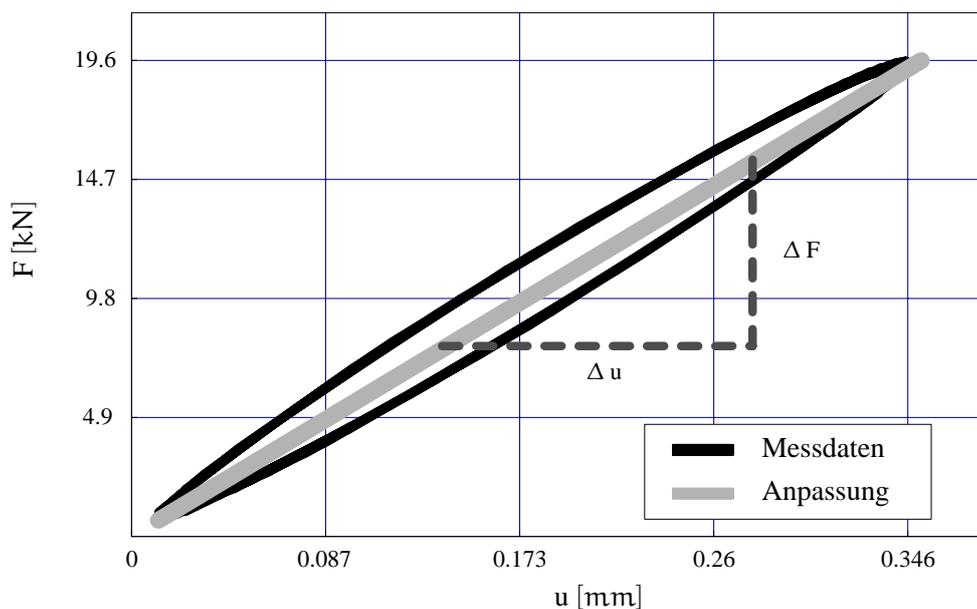


Abbildung 5.3: Kraft-Weg-Plot und Regressionsgerade zur Bestimmung der Probensteifigkeit

wert" bezogen, so dass die absoluten Werte nicht weiter von Bedeutung sind. Diese Darstellung deckt sich mit dem Ziel der Versuche, den Verlauf während des Schädigungsprozesses zu dokumentieren. Der "Mittelwert" bedeutet dabei nicht das arithmetische Mittel aller Steifigkeiten, sondern den Mittelwert der Steifigkeitswerte in einem stabilisierten Festigkeitsverhalten zwischen

30% und 70% der Lebensdauer. Dieses Verfahren entspricht weitgehend den Vorgaben zur Festlegung der Spannungs- bzw. Dehnungsamplituden bei zyklischen Lebensdauerexperimenten (HAIBACH 2002).

5.2.2 Berechnung des elektrischen Widerstandes

Die gemessenen Werte des elektrischen Widerstandes werden in der Nachbearbeitung mit der zeitgleich anliegenden Temperatur verrechnet. Durch das in Kapitel 4.4.2 vorgestellte Verfahren wird der Messwert des elektrischen Widerstandes als Mittelwert über 1 sec. bzw. 9 Lastzyklen abgenommen. Damit ist der Einfluss des elastischen Dehnungszustandes der Probe weitgehend eliminiert. Eine überlagerte Veränderung des elektrischen Widerstandes durch eine mögliche Temperaturänderung der Probe kann über die temperaturbedingte Änderung des spezifischen Widerstandes

$$\rho(\Theta) = \rho_{20}(1 + \alpha_{\rho} \Delta\Theta_{20}), \quad (5.2.1)$$

die Berechnung der Temperaturabhängigkeit der Messlänge der Probe

$$l(\Theta) = l_{20}(1 + \alpha_{\varepsilon} \Delta\Theta_{20}), \quad (5.2.2)$$

die Berechnung der Temperaturabhängigkeit der Querschnittsfläche der Probe

$$A(\Theta) = A_{20}(1 + \alpha_{\varepsilon} \Delta\Theta_{20})^2 \quad (5.2.3)$$

und die Beziehung

$$R(\Theta) = \rho(\Theta) \frac{l(\Theta)}{A(\Theta)} \quad (5.2.4)$$

zu

$$R(\Theta) = R_{20} \frac{1 + \alpha_{\rho} \Delta\Theta_{20}}{(1 + \alpha_{\varepsilon} \Delta\Theta_{20})} \quad (5.2.5)$$

bestimmt werden, mit α_{ρ} dem Temperaturkoeffizienten des spezifischen elektrischen Widerstandes, α_{ε} dem Wärmeausdehnungskoeffizienten und $\Delta\Theta_{20}$ der Temperaturdifferenz zwischen der aktuellen Temperatur und der Bezugs-temperatur 20°C. Die Materialkonstanten wurden FISCHER ET AL. (1999) und BEITZ & KÜTTNER (1990) entnommen. Analog zu der berechneten Steifigkeit der Probe werden die Messwerte des elektrischen Widerstandes auf einen Mittelwert der Messreihe zwischen 30% und 70% der Lebensdauer bezogen, um den Verlauf der Messgröße normiert über den Verlauf der Schädigungsentwicklung darzustellen.

5.2.3 Nachbearbeitung der AE-Messdaten

Die Messung der akustischen Emissionen ist trotz der angepassten Umgebung und der Definition der Guard-Sensoren Kapitel 4.4.1 starken Störungen unterworfen. Tabelle 5.1 zeigt einen typischen Auszug aus den aufgenommenen AE-Daten.

TIME	PARA1	PARA2	CH	COUN	ENER	DURATION	AMP
2450.8581270	17.1197	1.1562	3	1	0	6	38
2451.8821550	6.3186	0.8237	3	1	0	6	36
2452.2693890	12.4125	0.9462	4	1	0	4	36
2452.9359522	12.3490	0.9478	4	1	0	2	35
2453.2704678	12.9106	0.9677	3	143	640	1890	75
2453.2704697	12.9106	0.9677	2	118	546	1482	73
2453.2704750	12.9106	0.9677	4	134	518	1718	71
2453.2704762	12.9106	0.9677	1	120	486	1794	73
2453.3654860	4.7511	0.7271	4	1	0	4	35
2453.9176757	3.6427	0.6876	4	1	3	78	37
2454.1417160	4.2775	0.7100	4	1	0	4	37
2454.2759270	15.5132	1.0514	3	16	37	308	55
2454.2759290	15.5132	1.0514	2	11	35	336	55
2454.2759430	15.5132	1.0514	4	11	20	180	53
2454.2759432	15.5132	1.0514	1	10	18	132	53
2454.3803478	12.3978	0.9515	4	1	0	4	37
2454.4730728	3.3595	0.6880	4	1	0	4	35
2454.5420200	9.7073	0.9452	4	6	11	64	52

Tabelle 5.1: Auszug aus dem Messschrieb einer AE-Messung

Der Auszug zeigt deutlich, dass die grau hinterlegten Messdaten zu einem Event aus einer Quelle gehören. Die Laufzeitanalyse ergibt hier einen gültigen Entstehungsort, und auch die übrigen Daten wie Amplitude oder Dauer des Signals sind vergleichbar. Die Unterschiede resultieren aus den Veränderungen des Signals auf seinem Weg von der Quelle zum Aufnehmer. Die restlichen detektierten Aktionen sind Störsignale, die in diesem Auszug hauptsächlich von Sensor 4 aufgenommen werden. Daraus folgt der naheliegende Schluss, dass entweder im Kontakt Sensor 4 zur Probenoberfläche Reibung erzeugt wird, oder durch die Einspannung auf der Probenseite von Sensor 4 Signale in das System gelangen. Diese Signale dürfen bei einer Schädigungsanalyse natürlich

nicht berücksichtigt werden.

Mit der Vorgabe des Ortes der Schädigung durch das Bohren oder Kerben der Probe ist eine Möglichkeit des post-processings durch folgendes Verfahren gegeben:

Aus der Datenaufzeichnung werden alle Signale, die von den Sensoren 1 und 4 empfangen wurden, eliminiert. Diese Sensoren dienen nur der Abschirmung der Messlänge gegenüber der Umgebung. Aus den Daten für die Sensoren 2 und 3 wird in einem zweiten Schritt über die Überprüfung der Laufzeitunterschiede ein Datensatz gemacht, der nur noch AE-Events enthält, also Daten von lokalisierbaren Ereignissen mit einem Ursprung zwischen den Sensoren 2 und 3. Die Bewertung der Laufzeit beruht dabei auf den von WASCHKIES (1982) erzielten Ergebnissen. In einer Analyse der Wellenausbreitung bei Rissfortschritt wurde die hauptsächliche Abstrahlrichtung von Longitudinalwellen senkrecht zur Risswachstumsrichtung gefunden. Transversale Wellen besitzen ihre maximale Abstrahlintensität unter 45° zur Risswachstumsrichtung. Auf Grund der ein-dimensionalen Charakteristik der Probenkörper und der bekannten Risswachstumsrichtung senkrecht zur Hauptzugspannungsrichtung bei spröder Schädigung unter Mode I-Belastung, wurde die Longitudinalwelle als zu detektierende Welle definiert. Aus dieser Annahme ergibt sich die maximal gültige Laufzeitdifferenz aus dem Abstand der beiden AE-Aufnehmer 2 und 3 mit

$$b = 67 \text{ mm} \quad (\text{aus ABB. 4.16}) \quad (5.2.6)$$

und der konstanten Dehnwellengeschwindigkeit

$$c_L = \sqrt{\frac{2G(1-\nu)}{\rho(1-2\nu)}}, \quad (5.2.7)$$

mit dem Gleitmodul G und

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad (5.2.8)$$

dem Elastizitätsmodul E

- $E \approx 2.1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$ für 42CrMo4
- $E \approx 7.0 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$ für AlZnMgCu0,5,

der Querkontraktionszahl ν

- $\nu \approx 0.3$ für 42CrMo4
- $\nu \approx 0.33$ für AlZnMgCu0,5

und der Dichte ρ

- $\rho \approx 7.9 \text{ kg/dm}^3$ für 42CrMo4
- $\rho \approx 2.7 \text{ kg/dm}^3$ für AlZnMgCu0,5

zu

$$t_{\max} = 1.11 \cdot 10^{-5} \text{ sec} \quad \text{für 42CrMo4} \quad (5.2.9)$$

$$t_{\max} = 1.08 \cdot 10^{-5} \text{ sec} \quad \text{für AlZnMgCu0,5} \quad (5.2.10)$$

berechnet.

Als Maß der Intensität eines Events wird die Summe der AE-Counts berechnet. Die Summe der AE-Counts wird allgemein als Bewertung der AE-Aktivität in einem Probenkörper verwendet, wie MURAKAMI ET AL. (1998) oder ONO (1994) zur Beschreibung von Schädigung unter monotonem Zug und BERKOVITS & FANG (1993), FANG & BERKOVITS (1994), BERKOVITS & FANG (1995), FANG & BERKOVITS (1995), HUANG ET AL. (1998), MUREV'EV ET AL. (2003), MURAV'EV ET AL. (2003) und NAM (1999) für die Erfassung des Rissfortschrittes unter zyklischer Belastung, sowie für verschiedene spezielle Anwendungen wie der Test von faserverstärkten Werkstoffen (PROSSER ET AL. (1995), SOBOYEJO & RAMASUNDARAM (1996), u.a.).

5.3 Monotoner Zugversuch

Im monotonen Zugversuch wird der Bereich des Materialverhaltens geprüft, der für die Untersuchung mit der Methode Messung der akustischen Emissionen geeignet ist. Zugversuche mit monotoner Belastung wurden an Stahlproben der Formen A und B durchgeführt, sowie an Aluminiumproben der Form B. Die Messung des elektrischen Widerstandes wurde in den monotonen Zugversuchen nicht durchgeführt, da die Hauptursache der Veränderung durch plastische Dehnung und die daraus resultierende Verjüngung des Querschnittes gegeben wäre. Diese Effekte sollen aber nicht Gegenstand der Untersuchung

sein.

42CrMo4

In ABB. 5.4 und ABB. 5.5 sind der Zusammenhang zwischen anliegender Last und der Probenverlängerung, sowie die AE Counts in Abhängigkeit von der Probenverlängerung dargestellt.

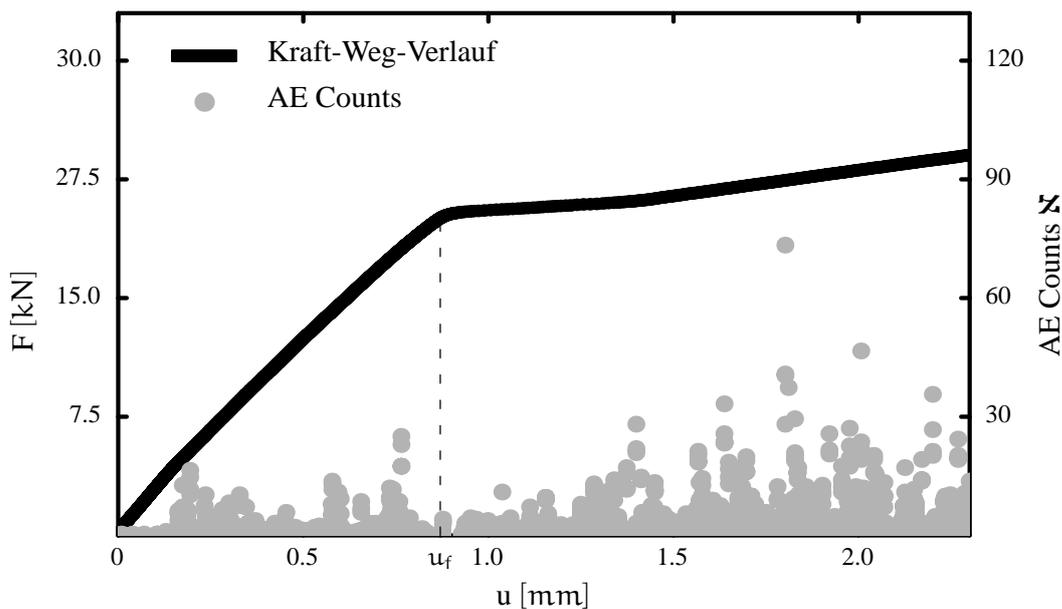


Abbildung 5.4: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Counts der akustischen Emissionen \mathcal{N} einer zugbelasteten Stahlprobe - Form A

Auffällig ist, dass bereits bei kleiner Belastung im Bereich des elastischen Materialverhaltens eine hohe Aktivität der akustischen Emissionen zu verzeichnen ist. Ein Überschreiten der Fließgrenze führt zu keiner signifikanten Änderung des Emissionsverhaltens. Zu beachten ist allerdings, dass für ABB. 5.4 und ABB. 5.5 die nicht nachbehandelten Counts \mathcal{N} herangezogen wurden. ABB. 5.6 und ABB. 5.7 zeigen für die Datensätze aus ABB. 5.4 und ABB. 5.5 den Kraft-Verlängerungs-Verlauf der Probe zusammen mit den Event-Counts \mathcal{N}_{Ev} der beiden Probenformen.

Das Verhalten der auftretenden Event-counts unterscheidet sich im Zugversuch sehr stark von dem der unbearbeiteten Counts. Während im Bereich des elastischen Materialverhaltens kaum Aktivität nachzuweisen ist, nimmt diese mit dem Überschreiten der Fließgrenze stark zu.

Diese Entwicklung der Event-Counts ist in ähnlicher Weise von MURAKAMI

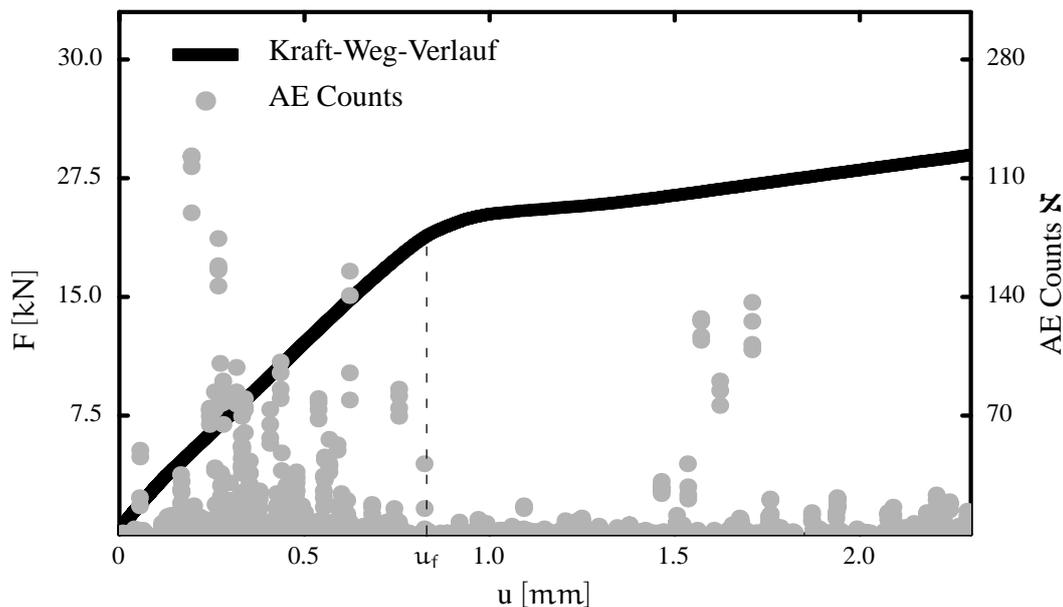


Abbildung 5.5: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Counts der akustischen Emissionen \mathcal{N} einer zugbelasteten Stahlprobe - Form B

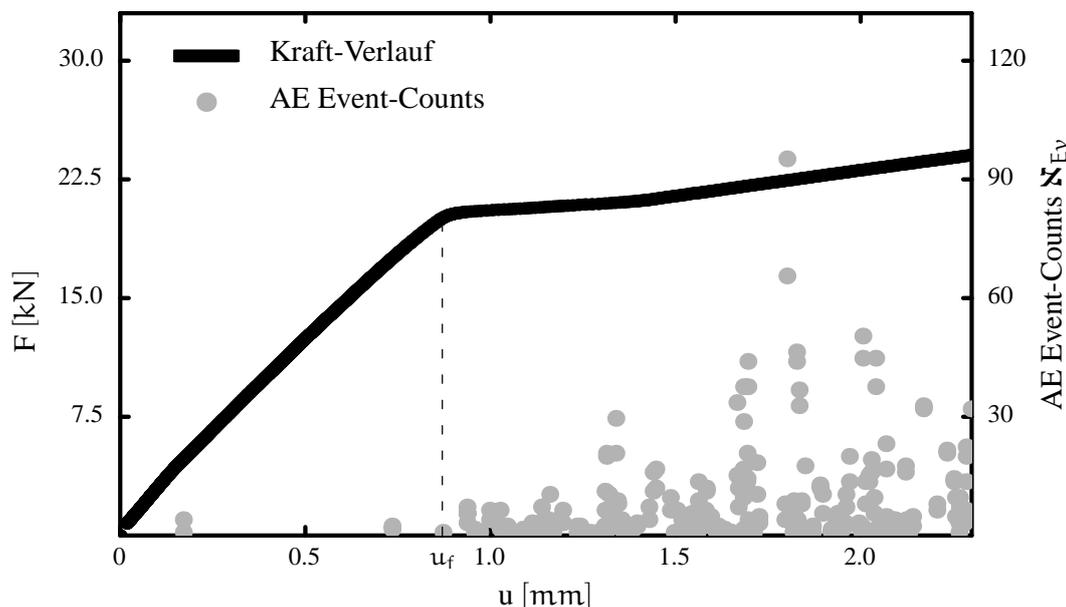


Abbildung 5.6: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Event-Counts der akustischen Emissionen \mathcal{N}_{Ev} einer zugbelasteten Stahlprobe - Form A

ET AL. (1998) festgestellt worden. Eine Deutung dieses Phänomens kann durch die Betrachtung der Entstehungsweise der akustischen Emissionen gegeben werden. Im Bereich des elastischen Materialverhaltens ist vornehmlich

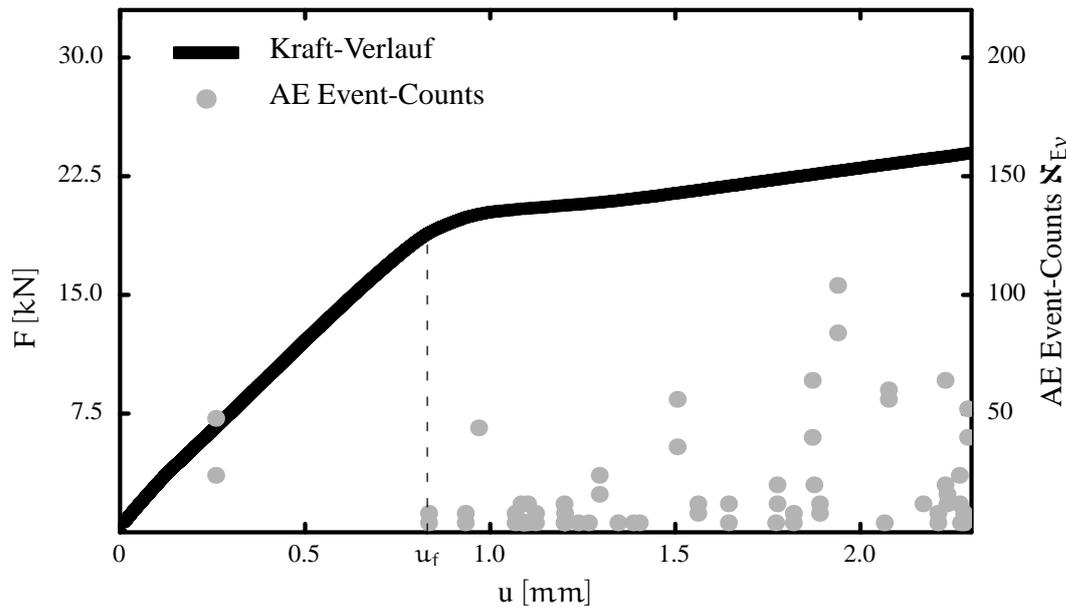


Abbildung 5.7: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Event-Counts der akustischen Emissionen N_{Ev} einer zugbelasteten Stahlprobe - Form B

die Umordnung von Versetzungen und Fehlstellen in der Gitterstruktur als Quelle der akustischen Emissionen zu sehen (WADLEY & SIMMONS 1987). Diese Effekte treten an vielen Orten im Material gleichzeitig auf, so dass mit der in Kapitel 3 beschriebenen Aufnahmetechnik und den gewählten Parametern eine wirklich sinnvolle Detektion der vielfältigen akustischen Emissionen nicht möglich ist. Im Bereich des plastischen Materialverhaltens ist die Quelle der akustischen Emissionen die fortschreitende plastische Zone bzw. der Fortschritt der Plastifizierung. Dieser Effekt tritt durch die vorgegebene Schwächung des Probenquerschnitts nur lokal begrenzt auf und führt so zu dem stark abweichenden Aussehen in der AE-Entwicklung.

AlZnMgCu0,5

Für die Proben aus Aluminium zeigt sich im monotonen Zugversuch das gleiche Verhalten der akustischen Emissionen (ABB.5.8 und ABB.5.9) wie für die Versuche mit Proben aus 42CrMo4. Auf einen Bereich mit einer starken ungeordneten akustischen Aktivität im Bereich des elastischen Materialverhaltens folgt eine tendenzielle Abnahme der Aktivität im Bereich des plastischen Materialverhaltens. Das Auftreten der Event-Counts ist charakterisiert durch einige Signale im Bereich der Fließgrenze und einer Aktivität während des Spaltbruchs der Probe bei Versuchsende.

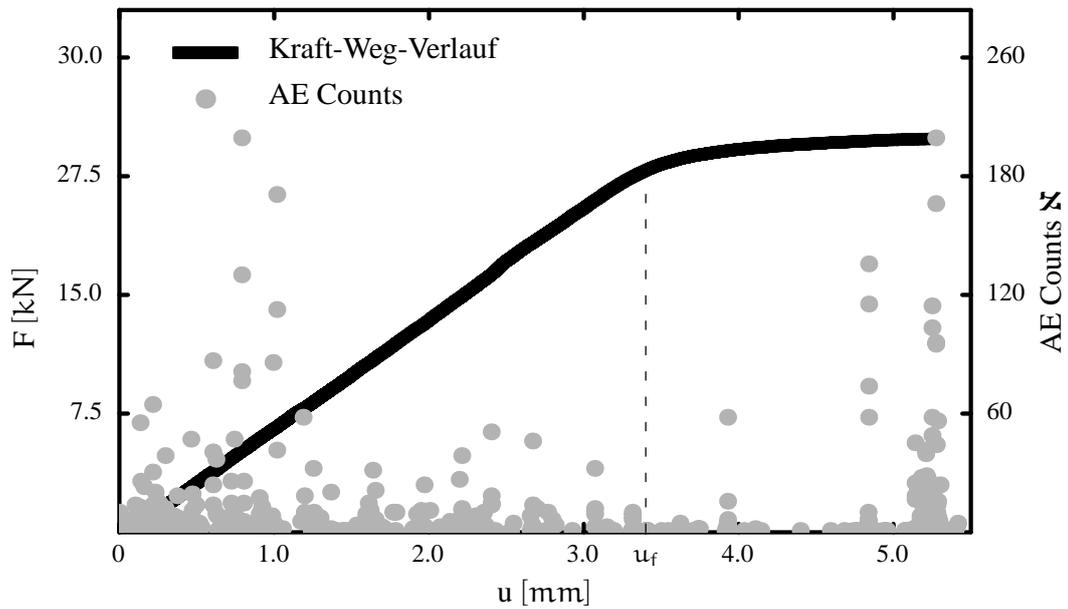


Abbildung 5.8: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Counts der akustischen Emissionen \mathcal{N} einer zugbelasteten Aluminiumprobe - Form B

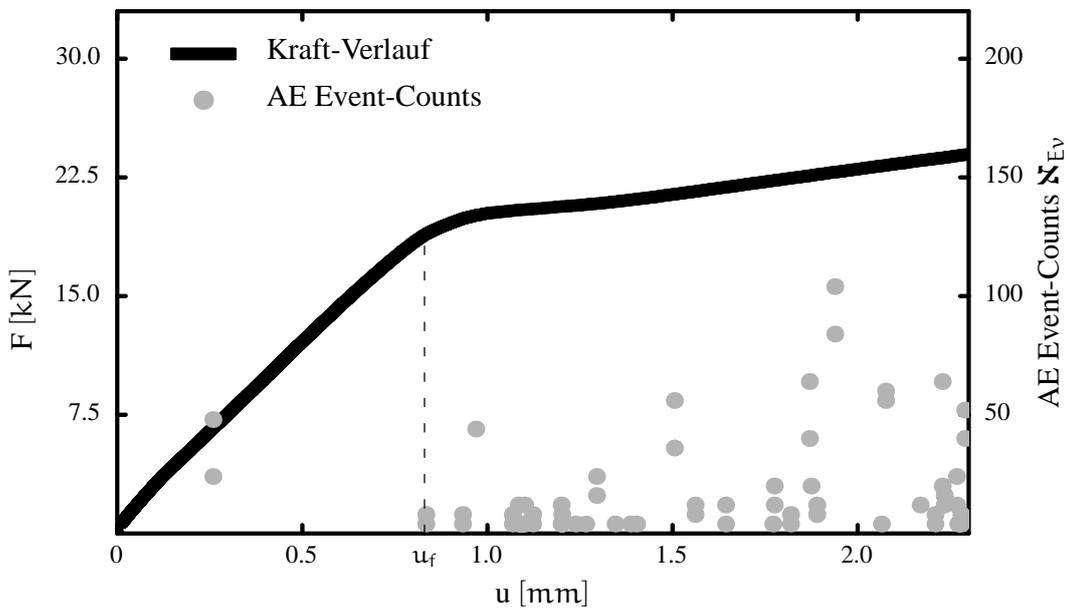


Abbildung 5.9: Kraft-Verlängerungs-Plot und die Event-Counts der akustischen Emissionen \mathcal{N}_{Ev} einer zugbelasteten Aluminiumprobe - Form B

5.4 Kaiser-Effekt

Im Zusammenhang mit den Ergebnissen aus dem monotonen Zugversuch soll der störende Einfluss der AE-Aktivitäten im Bereich des elastischen Materialverhaltens bzw. dessen Verschwinden durch den Kaiser-Effekt untersucht werden. Das Auftreten des Kaiser-Effektes wird dabei durch die folgenden Versuche für die verwendeten Probengeometrien geprüft. Dazu werden die Proben (42CRMo4: Form A und B, AlZnMgCu0,5: Form B) einer kraftgeregelten Belastung mit konstanter Belastungsgeschwindigkeit unterworfen. Die Last wird in 3 Stufen (10 kN, 15 kN und 30 kN) aufgebracht, die jeweils durch einen Entlastungsvorgang voneinander getrennt sind. Der Last-Zeit-Verlauf ist ABB. 5.10 zu entnehmen. Als Ergebnis werden zusammen mit dem Belastungsverlauf die Counts der detektierten akustischen Emissionen aufgezeichnet. Durch eine Korrelation der beiden Messdatensätze kann das Auftreten des Kaiser-Effektes überprüft werden.

Die Messdaten für eine Probe aus 42CrMo4 der Form B ist in ABB. 5.10 dargestellt.

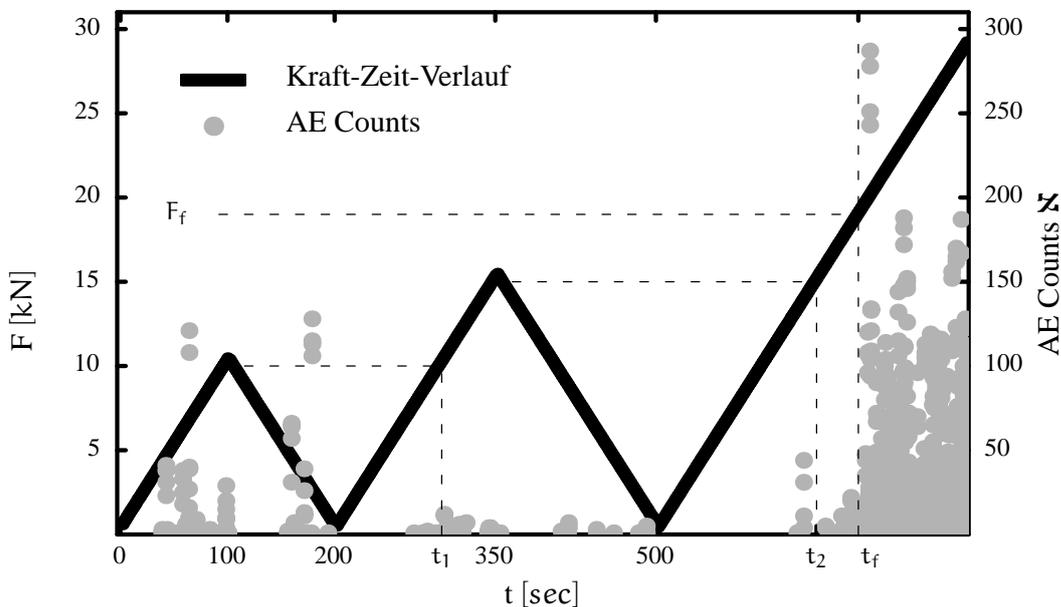


Abbildung 5.10: Lastverlauf und AE-Counts bei 3stufiger Belastung (42CrMo4 - Form B)

Die Zeitpunkte t_1 und t_2 kennzeichnen darin den Zeitpunkt des Überschreitens der vormalig maximal anliegenden Belastung, der Zeitpunkt t_f bzw. die Kraft F_f den Übergang in ein global plastisches Verhalten. Das elastisch-plastische

Materialverhalten ist in ABB. 5.11 als Plot der Kraft F über der Probenverlängerung u dargestellt.

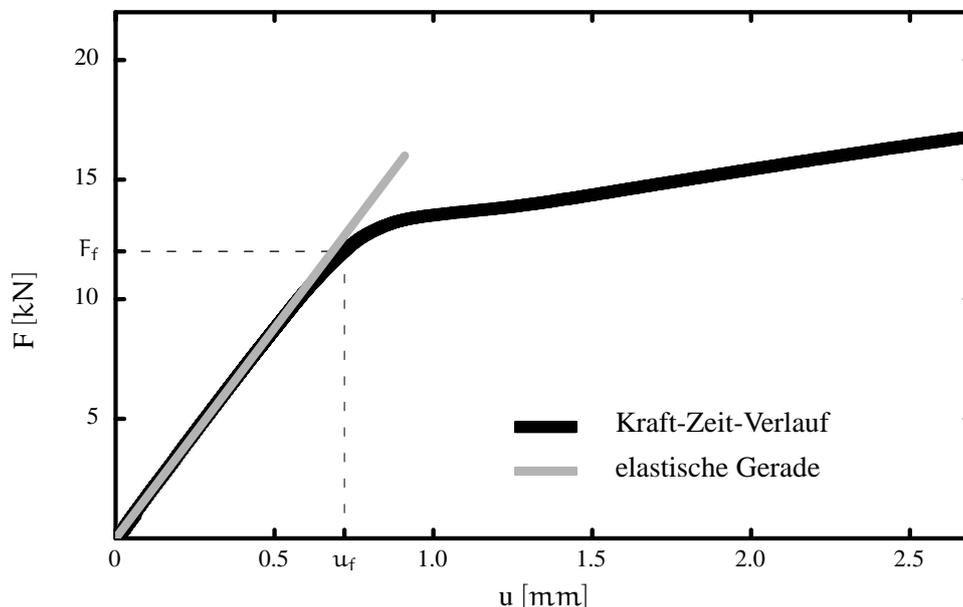


Abbildung 5.11: Kraft über Verlängerung für Proben aus 42CrMo4 - Form B

Aus ABB. 5.10 wird das Auftreten des Kaiser-Effektes weitgehend bestätigt. Allerdings sind beim Wieder-Belastungsvorgang kurz vor dem Erreichen der vorher aufgeprägten maximalen Belastung einige akustische Emissionen zu detektieren. Ebenso wird während des Entlastungsvorgangs kurz vor dem Erreichen der vollständigen Entlastung der Probe ein gewisses Maß an akustischen Signalen emittiert. Beide Effekte sind auf die Geometrie der Probe zurückzuführen, die an vorgegebenen Orten eine Spannungsüberhöhung zur Folge hat. Die beobachteten Besonderheiten stellen also nur lokale geometriebedingte Effekte dar und keine Eigenschaft des Materials selbst.

5.5 Versuche mit zyklischer Belastung

Das Hauptaugenmerk der Arbeit liegt auf der Detektion von entstehender und sich akkumulierender Schädigung unter zyklischer Belastung. Dazu wurde eine Vielzahl von Versuchen unter Kraft- und Wegregelung durchgeführt. Die vorgestellten Methoden der zerstörungsfreien Schädigungsuntersuchung, die Messung des elektrischen Widerstandes und die Messung der akustischen

Emissionen werden mit der Entwicklung der globalen Steifigkeit unter dem Schädigungsprozess verglichen. Im Folgenden sollen die erzielten Ergebnisse vorgestellt und diskutiert werden. Eine Aufstellung der durchgeführten Versuche wird in Tabelle 5.2 gegeben. Für die durchgeführten Versuche werden im

Probenbez.	Form	Regelart	Werkstoff	Lastamplitude [mm]/[kN]	Lebensdauer Lastzyklen]
A01	A	Weg	42CrMo4	0.2	515331
A02	A	Weg	42CrMo4	0.25	131166
A03	A	Weg	42CrMo4	0.3	76095
A04	A	Weg	42CrMo4	0.35	68724
B01	B	Weg	42CrMo4	0.25	235035
B02	B	Weg	42CrMo4	0.35	79092
AF01	A	Kraft	42CrMo4	18.0	153908
AF02	A	Kraft	42CrMo4	18.0	52121
BF01	B	Kraft	42CrMo4	16.5	64689
BF02	B	Kraft	42CrMo4	18.5	22554
AlA01	A	Weg	AlZnMgCu0,5	0.4	412633
AlB01	B	Weg	AlZnMgCu0,5	0.4	64793

Tabelle 5.2: Liste der durchgeführten Versuche

Folgenden die Entwicklung der Probensteifigkeit, die Entwicklung des elektrischen Widerstandes und die Entwicklung der Summe der Event-Counts der akustischen Emissionen dargestellt. Der Verlauf der Größen wird hinsichtlich seiner Verwendbarkeit als Schädigungsindikator für Schädigung durch Mikrorisse diskutiert.

Auf Grund der Schwierigkeiten bezüglich der Messung der akustischen Emissionen mit aufgeklemmten Potentialabgriffen für die Messung des elektrischen Widerstandes (Al-Legierung nicht schweißbar) wurde auf die Messung des Widerstandes bei den Aluminiumproben verzichtet.

5.5.1 Entwicklung der globalen Steifigkeit

Die globale Steifigkeit der getesteten Probenkörper wurde nach dem oben präsentierten Verfahren ermittelt. In ABB. 5.12 - ABB. 5.23 sind die Entwicklungen der Probensteifigkeit unter zyklischer Belastung in Weg- und Kraftregelung dargestellt. Auf Grund der großen Differenzen in der Lebensdauer und

dem vergleichbar kleinen Bereich, in dem Änderungen der Steifigkeit messbar sind, werden die Ergebnisse für jede Probe einzeln vorgestellt.

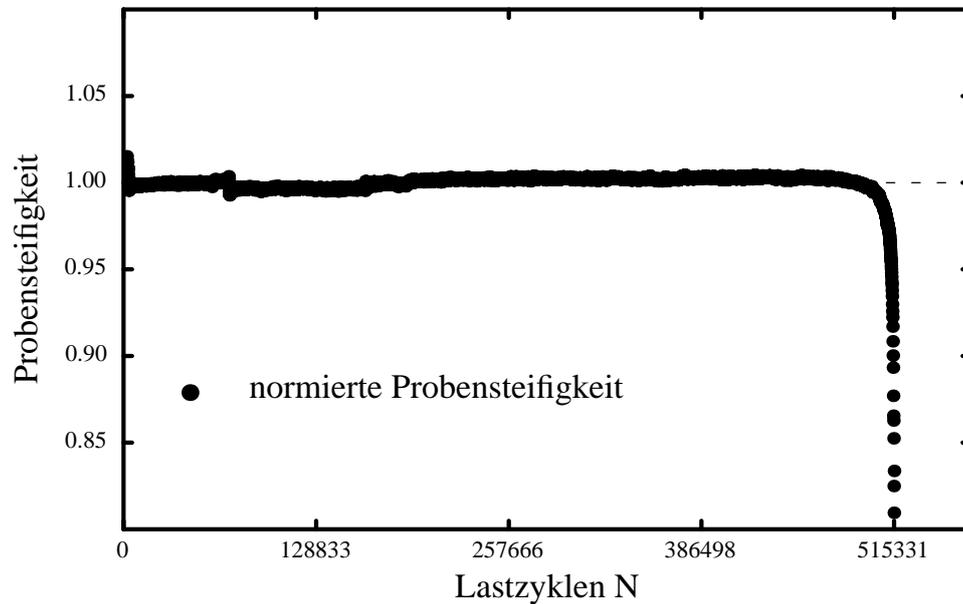


Abbildung 5.12: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A01

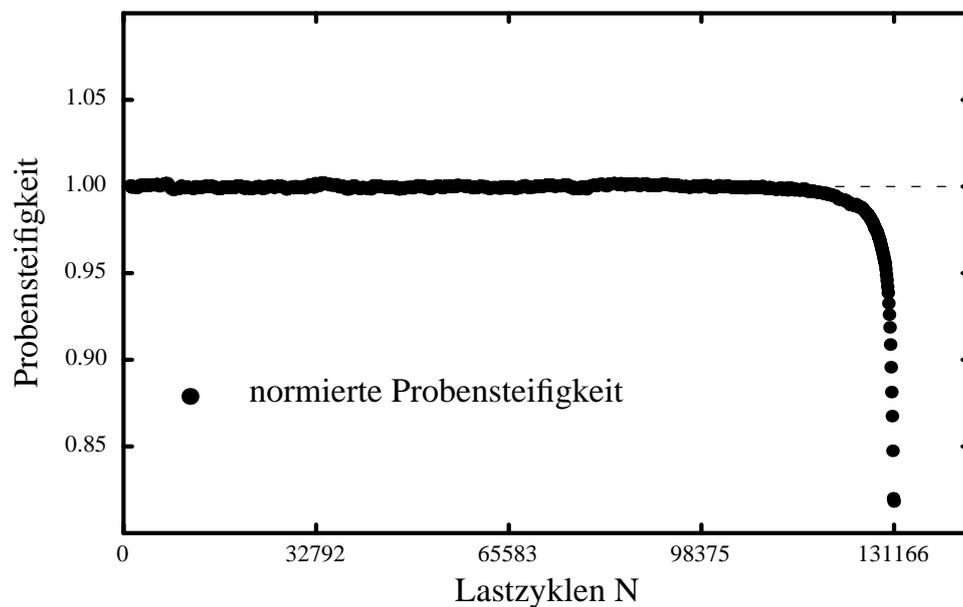


Abbildung 5.13: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A02

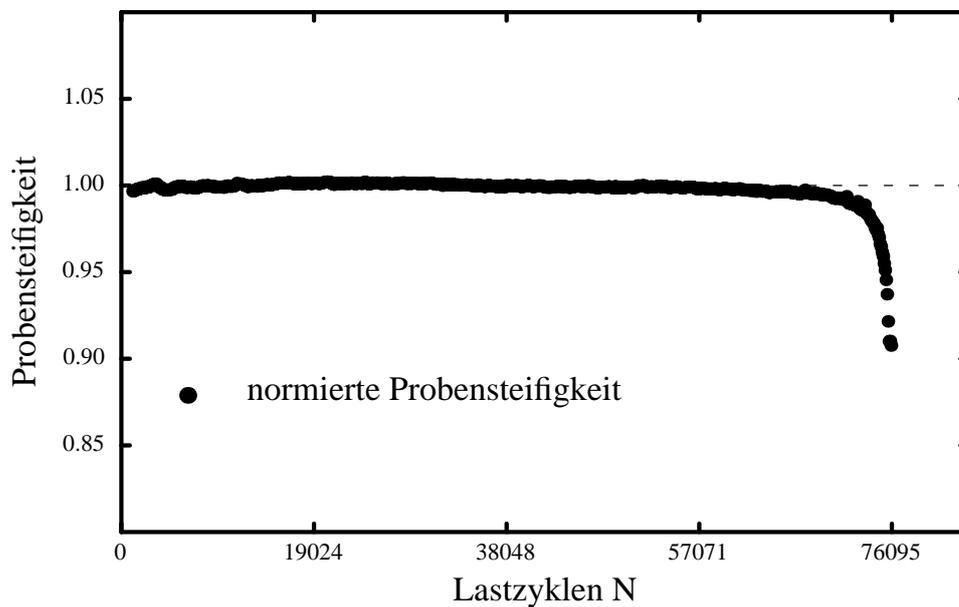


Abbildung 5.14: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A03

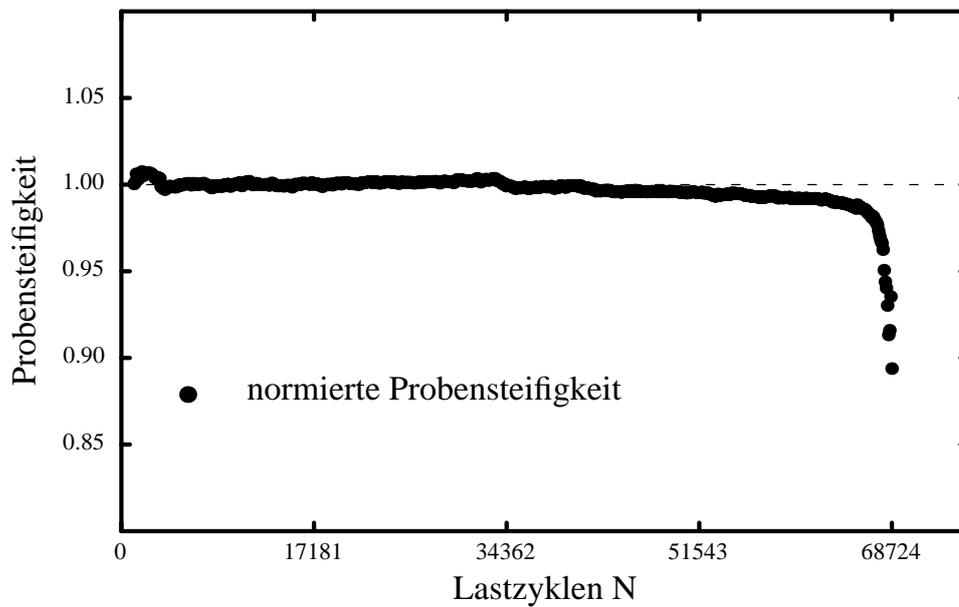


Abbildung 5.15: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A04

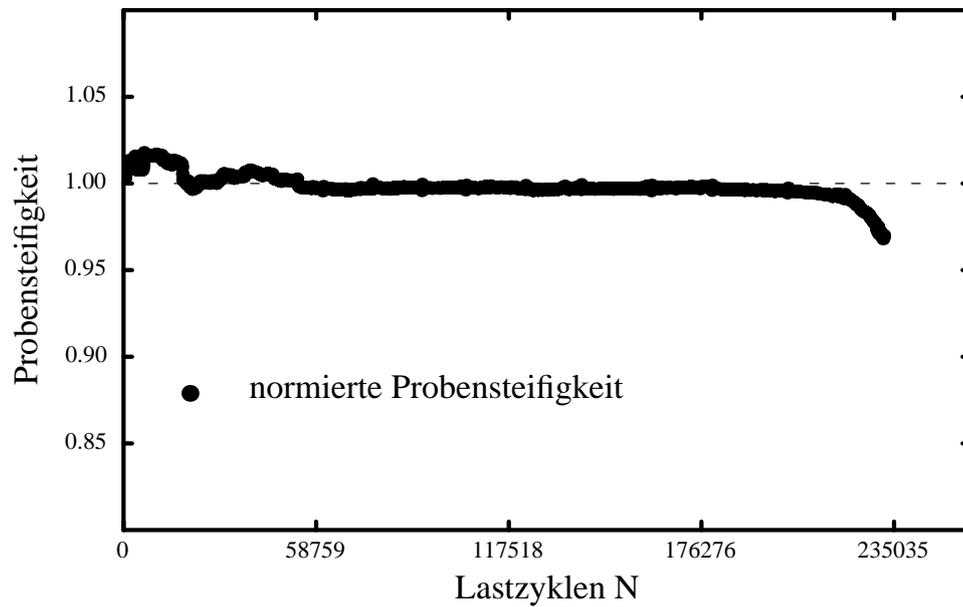


Abbildung 5.16: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe B01

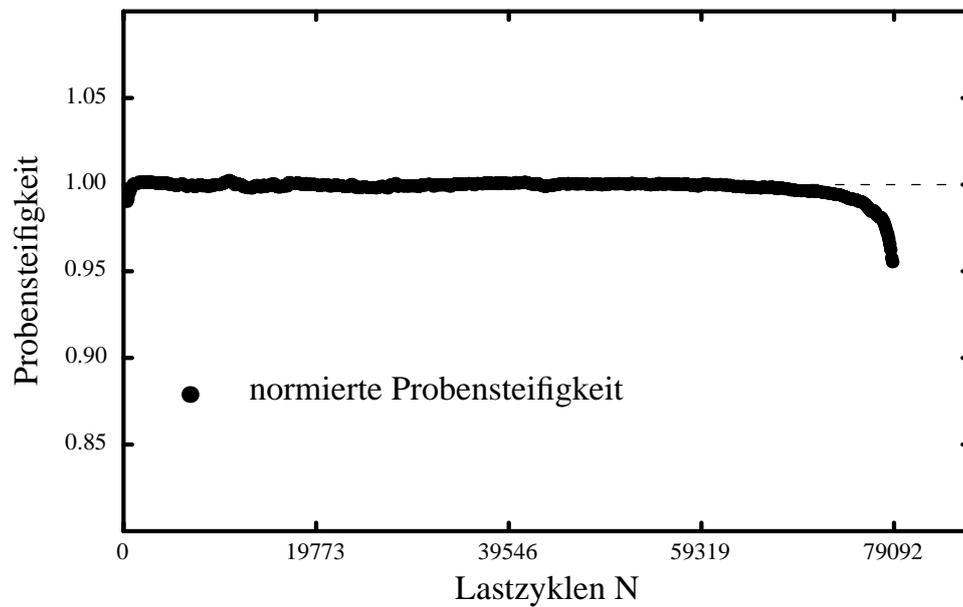


Abbildung 5.17: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe B02

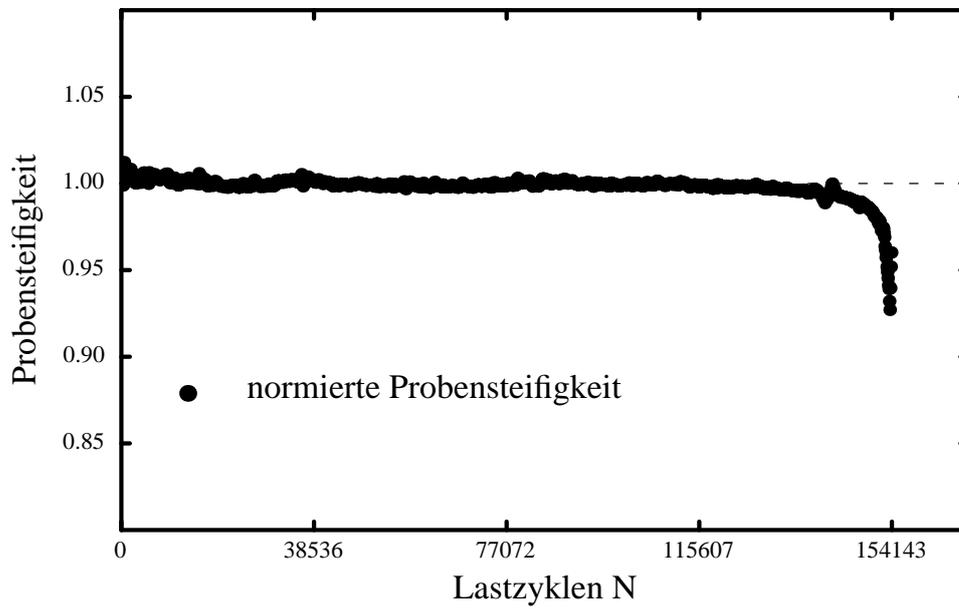


Abbildung 5.18: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe AF01

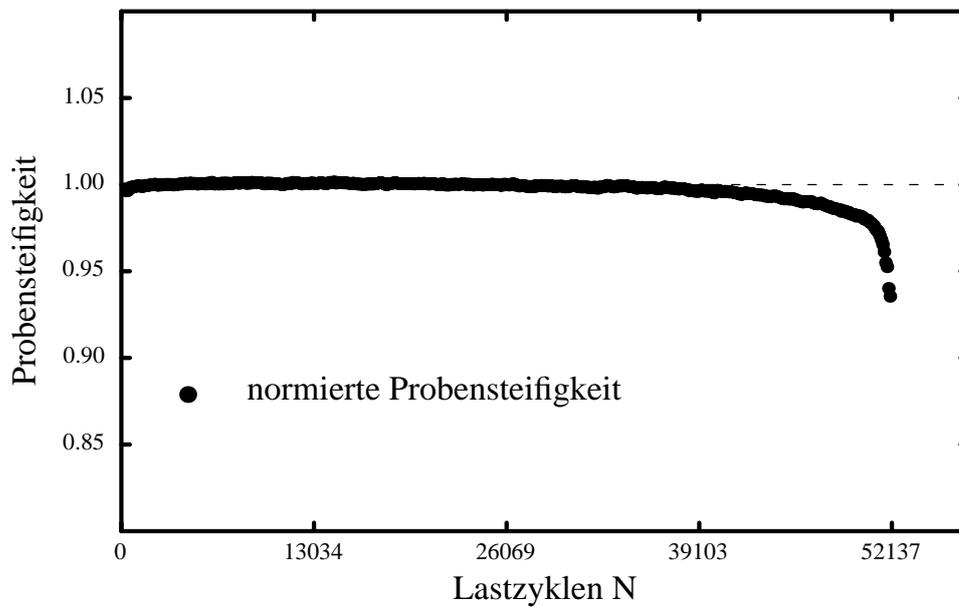


Abbildung 5.19: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe AF02

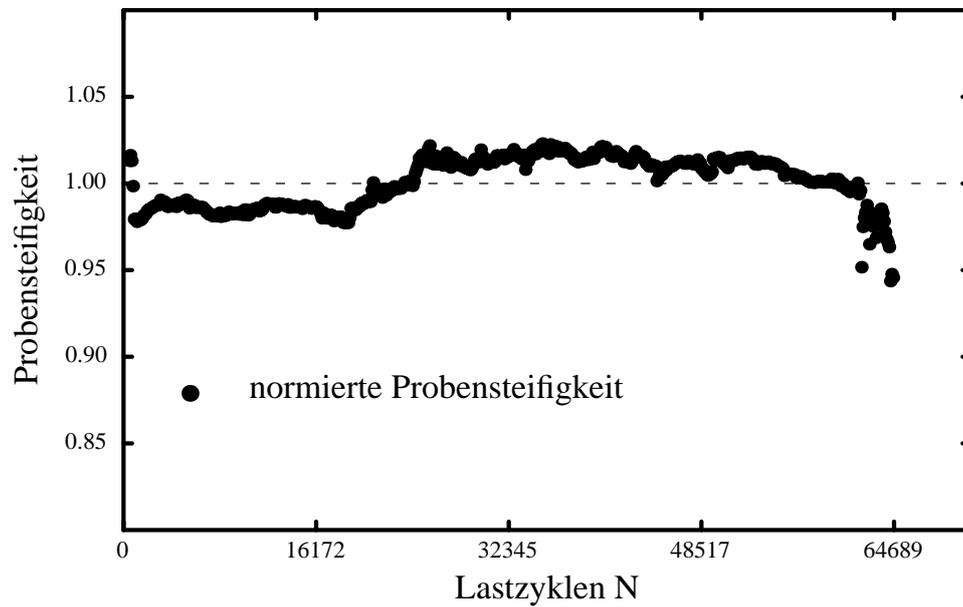


Abbildung 5.20: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe BF01

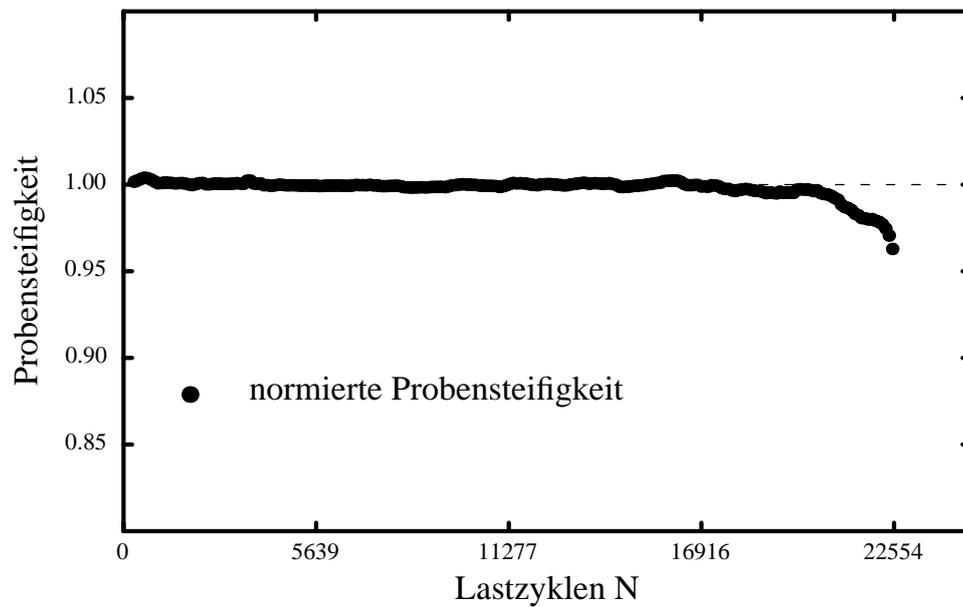


Abbildung 5.21: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe BF02

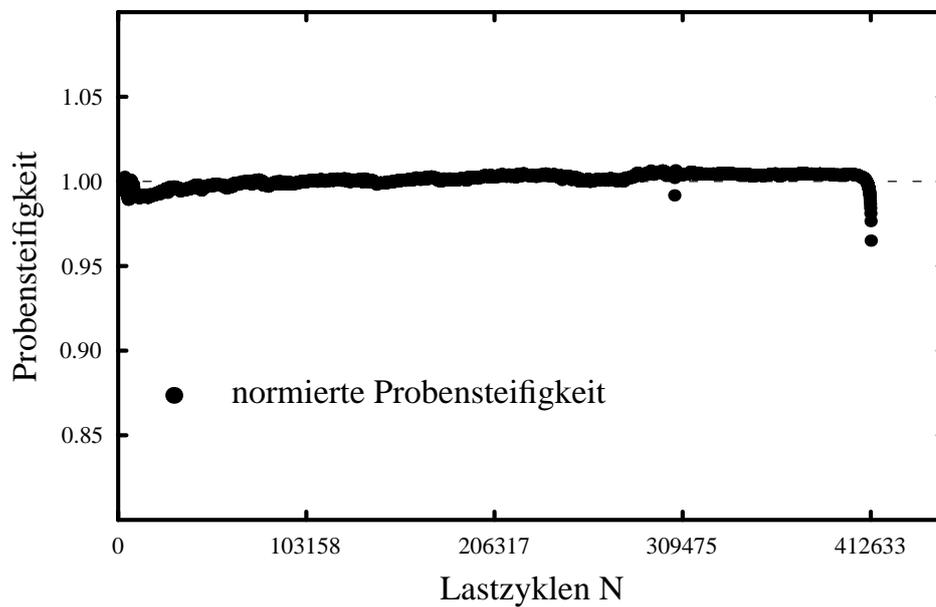


Abbildung 5.22: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A1A01

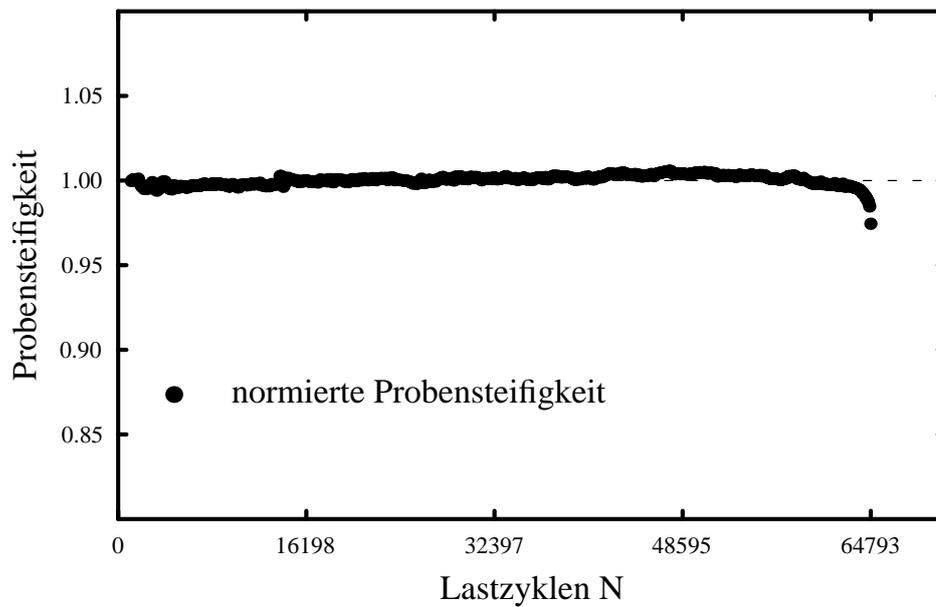


Abbildung 5.23: Normierte Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A1B01

Aus allen Versuchsergebnissen ist ein typisches Entwicklungsverhalten der Probensteifigkeit abzulesen. Nach einer "Einspielphase" (HAIBACH 2002) stabilisiert sich die Steifigkeit auf einen konstanten Wert. Erst bei ca. 75% - 90% der Lebensdauer ist ein Abfallen der Steifigkeit zu beobachten. Dieser exponentiell anwachsende Steifigkeitsverlust führt dann innerhalb kurzer Zeit, bezogen auf die gesamte Lebensdauer, zum endgültigen Versagen. In ABB. 5.24 ist exemplarisch für die Probe A02 die normierte Probensteifigkeit in einer anderen Skalierung dargestellt. Mit einem Darstellungsbereich zwischen 0.975 und 1.01 wird der Bereich um den Mittelwert vergrößert und somit eine exaktere Aussage über den Start der entfestigenden Wirkung der Schädigung möglich. Es zeigt sich, dass die Startwerte aus den obigen Darstellungen ABB. 5.12 - ABB. 5.23 bestätigt werden.

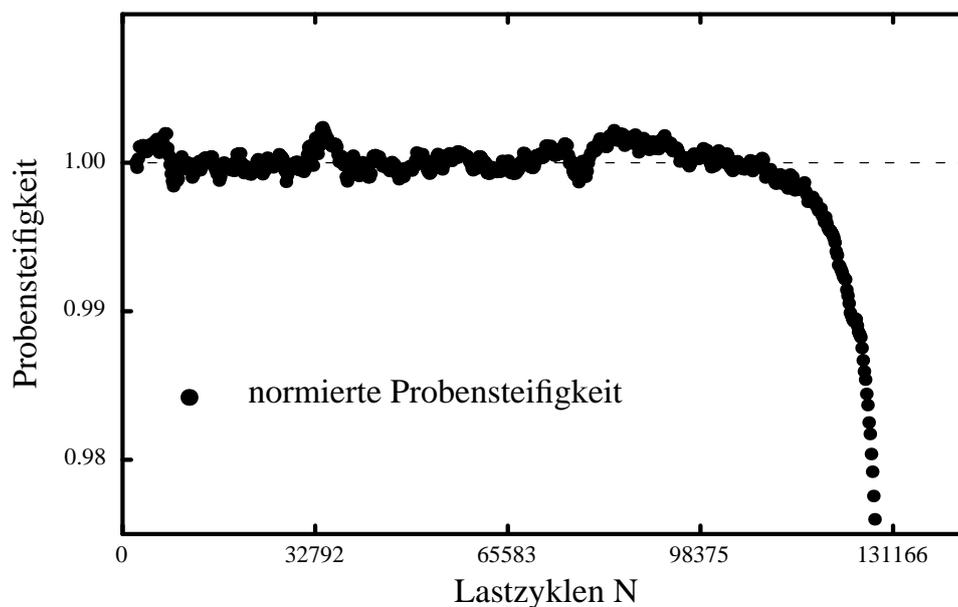


Abbildung 5.24: "Gezoomte" Darstellung der normierten Steifigkeit über die Lastzyklenzahl - Probe A02

Dieses Ergebnis entspricht den Erwartungen für ein spröde schädigendes Material. Eine Aussage über die Veränderungen auf der Mikroskala ist aus der Berechnung der Steifigkeit nicht möglich.

5.5.2 Entwicklung des elektrischen Widerstandes

Die Entwicklungen des elektrischen Widerstandes im schädigenden Bereich der Probe für die Versuche aus Tabelle 5.2 sind in den Bildern ABB. 5.25 bis ABB. 5.29 dargestellt.

Ähnlich wie bei den Messungen der Probensteifigkeit ist der Verlauf des elektrischen Widerstandes zu bewerten. Nach einer Stabilisierung während der ersten Lastzyklen ist der Widerstand über weite Strecken der Lastgeschichte konstant. Zum Ende der Lebensdauer ist ein exponentielles Wachstum des Widerstandswertes zu beobachten. Eine exponentielle Veränderung des Widerstandes ist in diesen Darstellungen je nach Höhe der Lastamplitude bei ca. 60% - 80% der Lebensdauer zu verzeichnen.

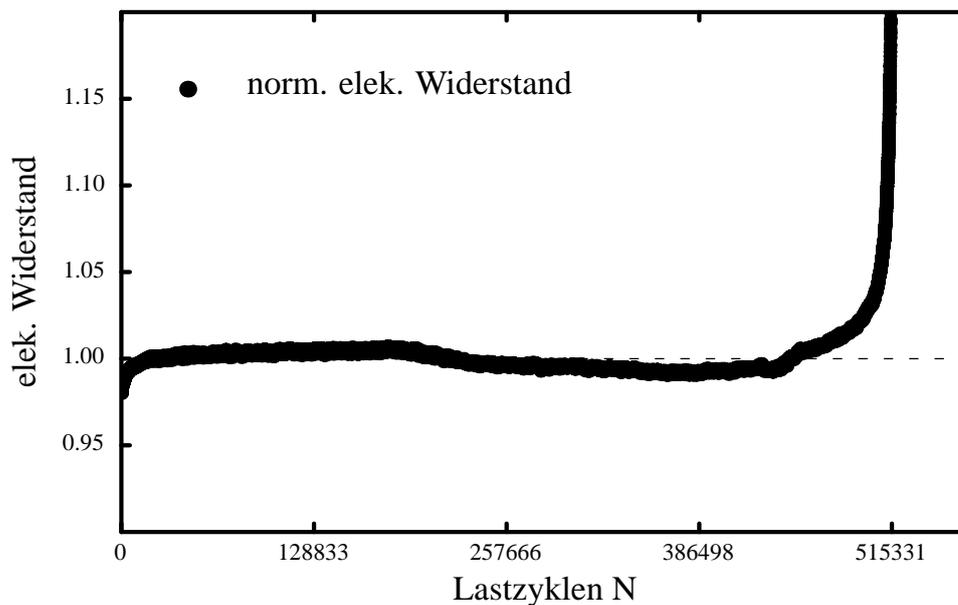


Abbildung 5.25: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe A01

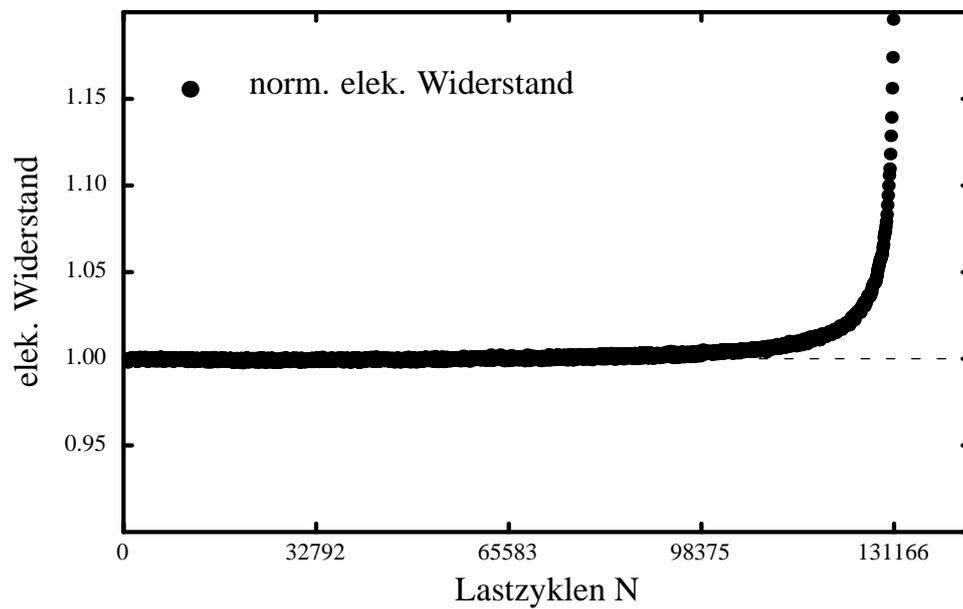


Abbildung 5.26: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe A02

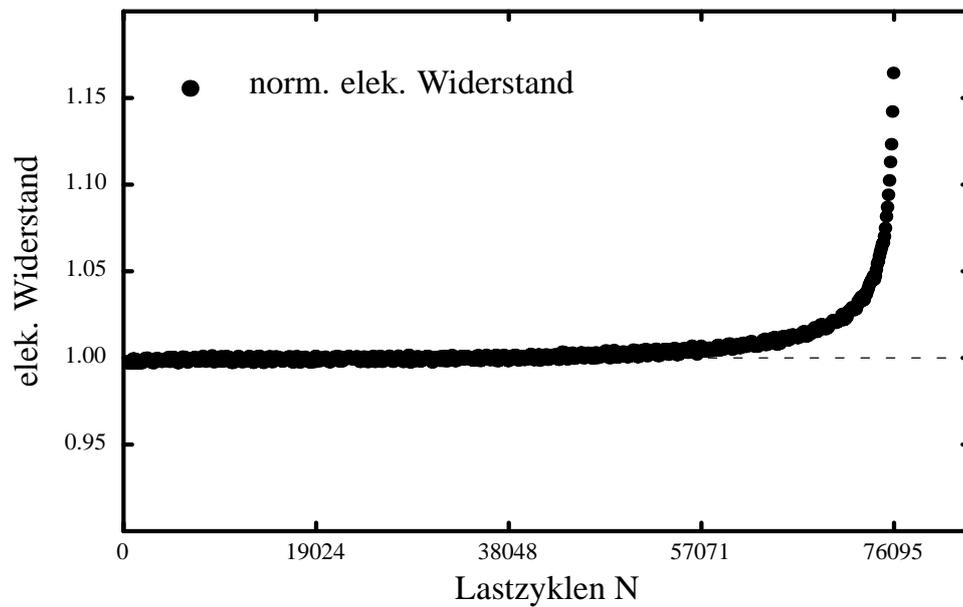


Abbildung 5.27: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe A03

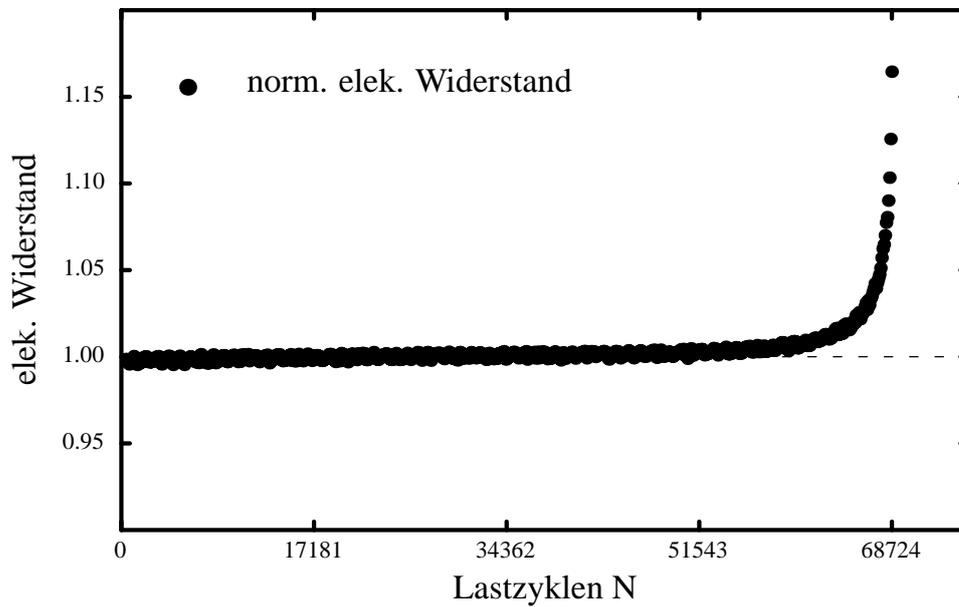


Abbildung 5.28: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe A04

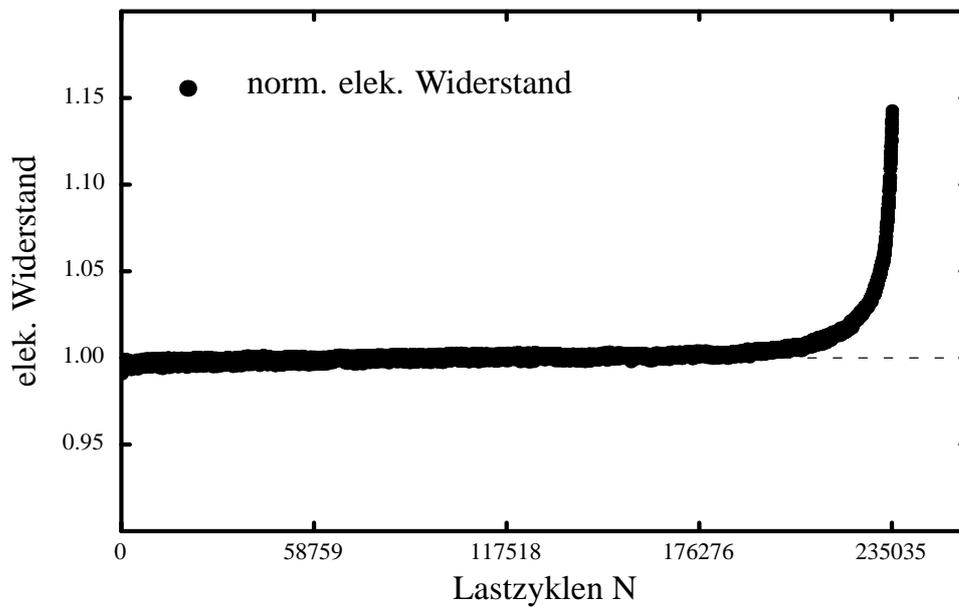


Abbildung 5.29: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe B01

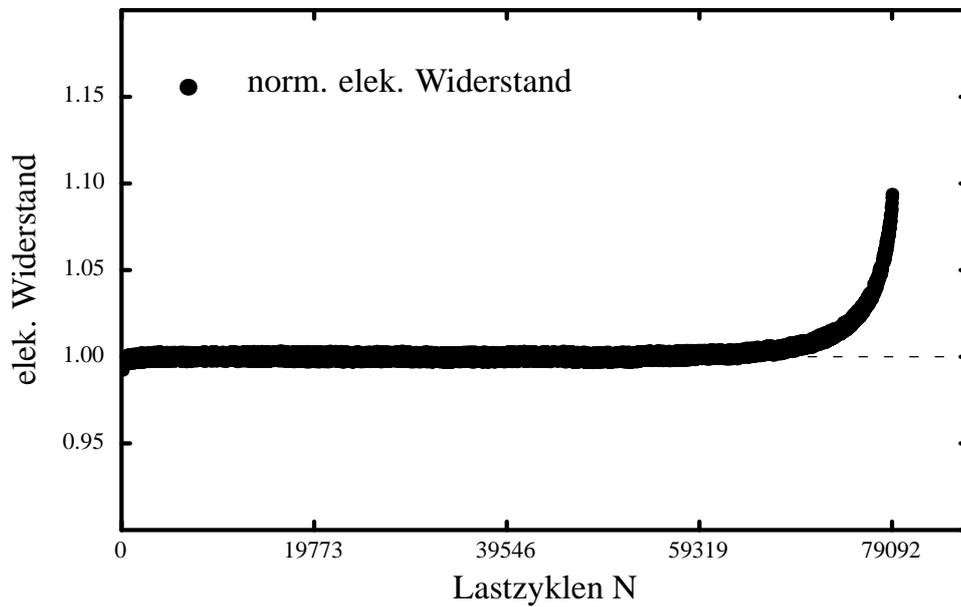


Abbildung 5.30: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe B02

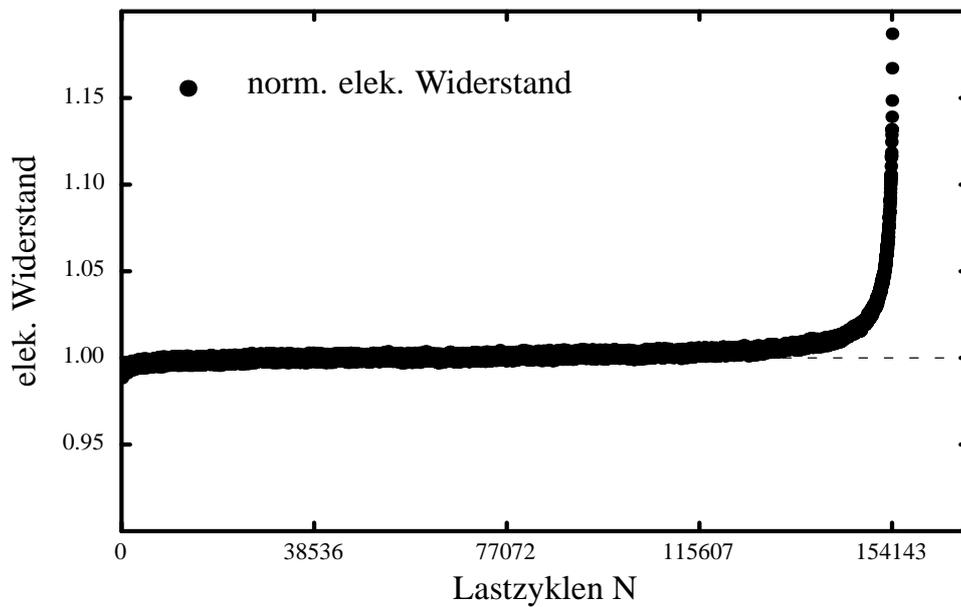


Abbildung 5.31: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe AF01

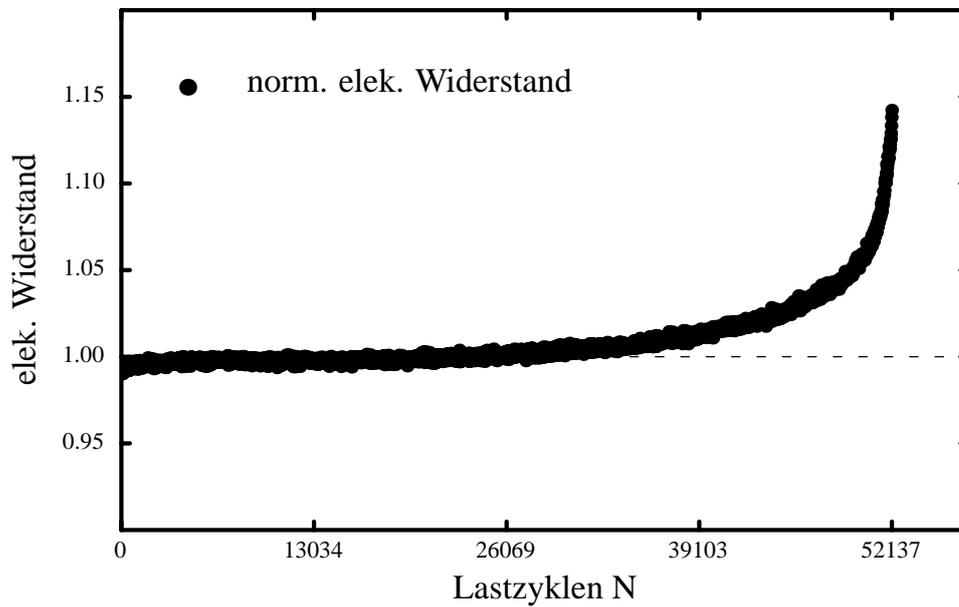


Abbildung 5.32: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe AF02

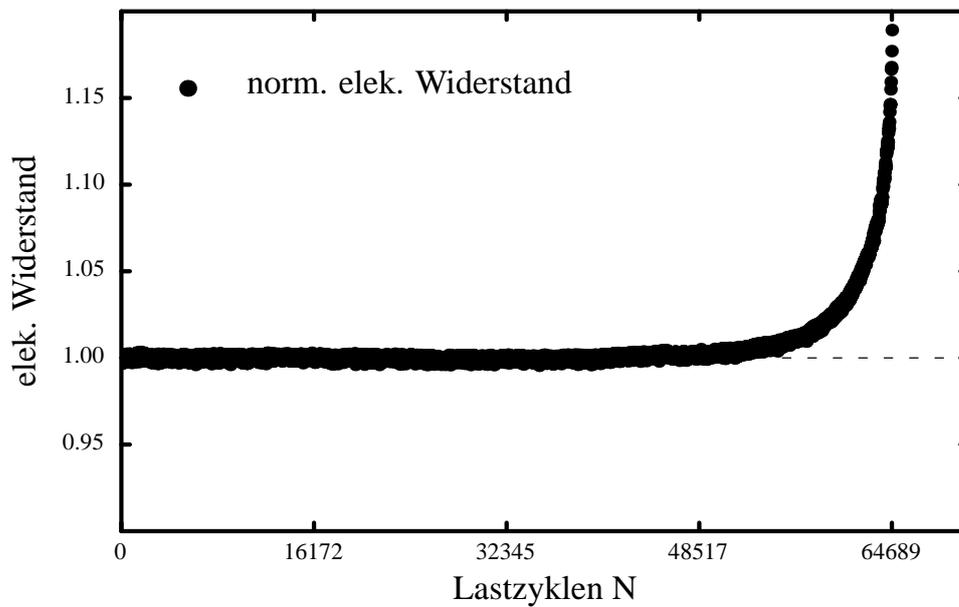


Abbildung 5.33: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe BF01

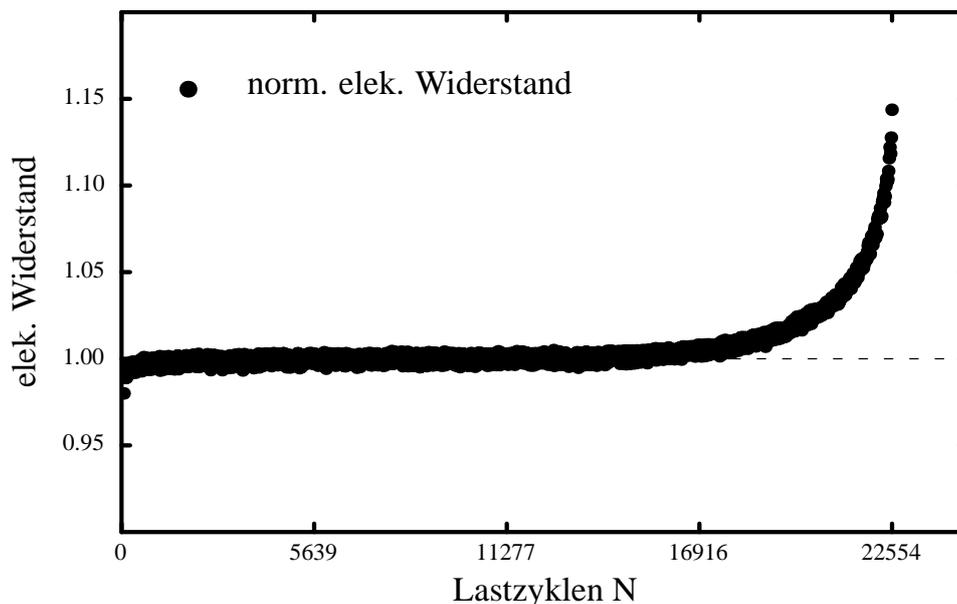


Abbildung 5.34: Normierter elektrischer Widerstand über die Lastzyklenzahl - Probe BF02

Da einige Proben aber eine Entwicklung des Widerstandes über die nahezu gesamte Lebensdauer erkennen lassen, wird analog zu der “gezoomten” Darstellung der Probensteifigkeit der Probe A02 auch die Entwicklung des elektrischen Widerstandes für diese Probe exemplarisch genauer betrachtet. In ABB. 5.35 ist die Entwicklung des normierten elektrischen Widerstandes in den Grenzen von 0,99 und 1,025 dargestellt. Nach einem Einspielverhalten zeigt sich bereits ab ca. 20% der Lebensdauer eine stetige Entwicklung des Widerstandes. Diese Entwicklung verläuft zunächst fast linear, um dann in ein exponentielles Wachstum überzugehen. Der Verlauf zeigt dabei eine große Ähnlichkeit zu dem gemessenen Wachstumsverhalten von Makrorissen unter zyklischer Last, obwohl zu diesen Lastspielzahlen noch kein makroskopischer Anriss zu erkennen ist. Aus diesem Ergebnis folgt, dass die Methode der Widerstandsmessung bereits in einer sehr frühen Phase der Lebensdauer in der Lage ist, die bereits aufgetretene Schädigung zu erfassen, und sie untermauert mit ihrer Form der Entwicklung die Formulierung einer Schädigungsentwicklung auf der Basis eines Mikrorisswachstums.

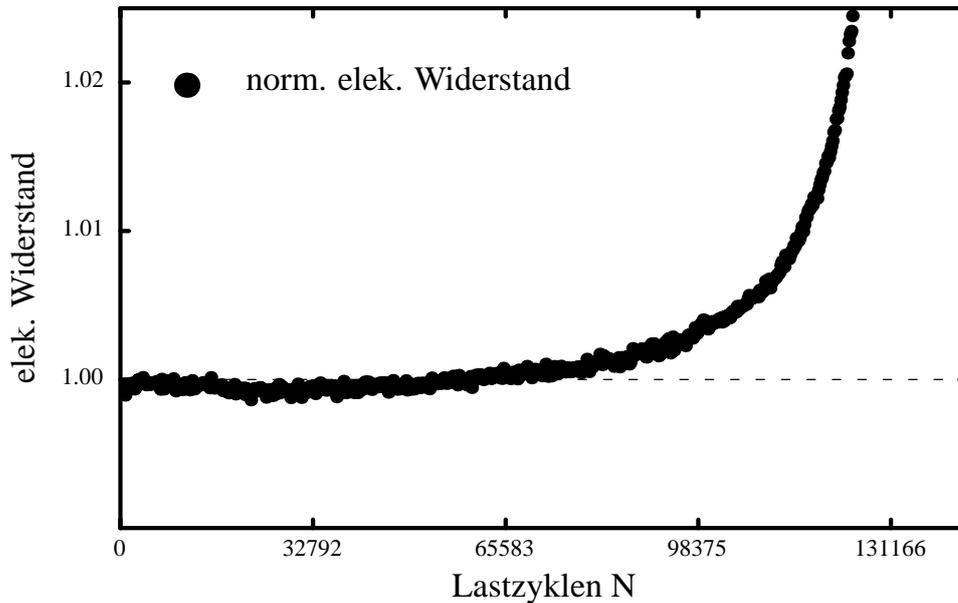


Abbildung 5.35: “Gezoomte Darstellung des normierten elektrischen Widerstandes über die Lastzyklenzahl - Probe A02

5.5.3 Entwicklung der akustischen Emissionen

Als Ergebnisse der Messung der akustischen Emissionen sind die Verläufe der Event-Counts (wie oben beschrieben) dargestellt. ABB. 5.36 - ABB. 5.47 zeigen die Summe der Event-Counts über die Proben-Lebensdauer.

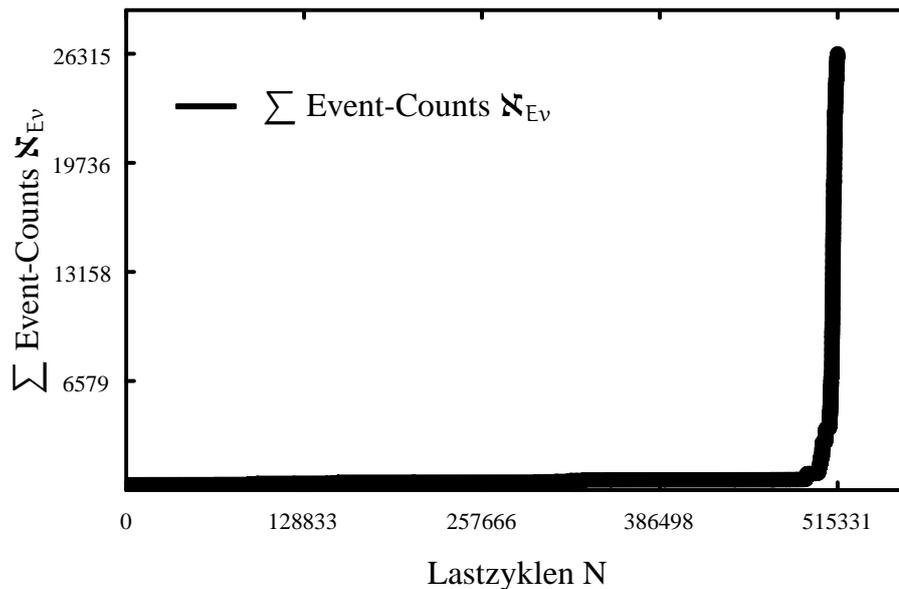


Abbildung 5.36: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A01

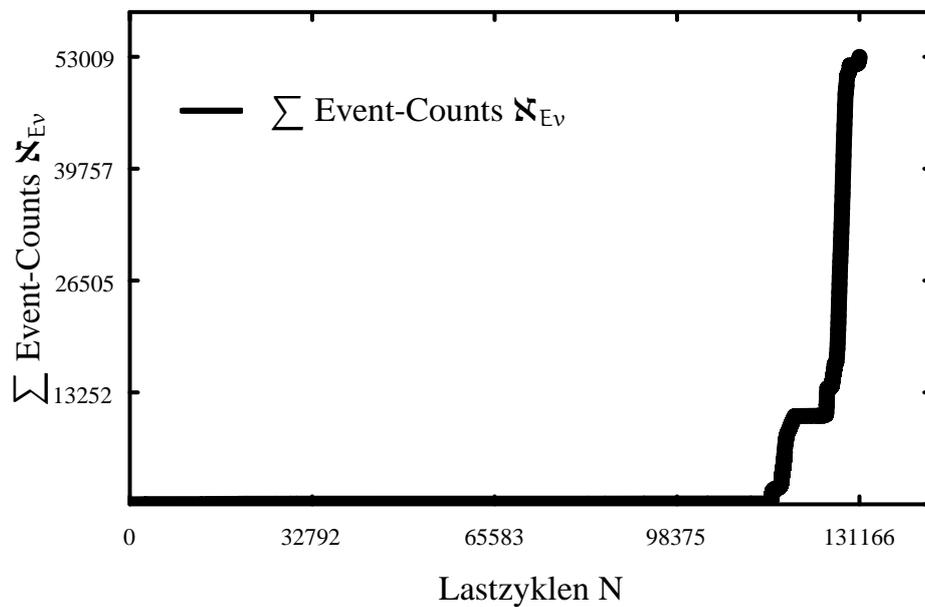


Abbildung 5.37: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A02

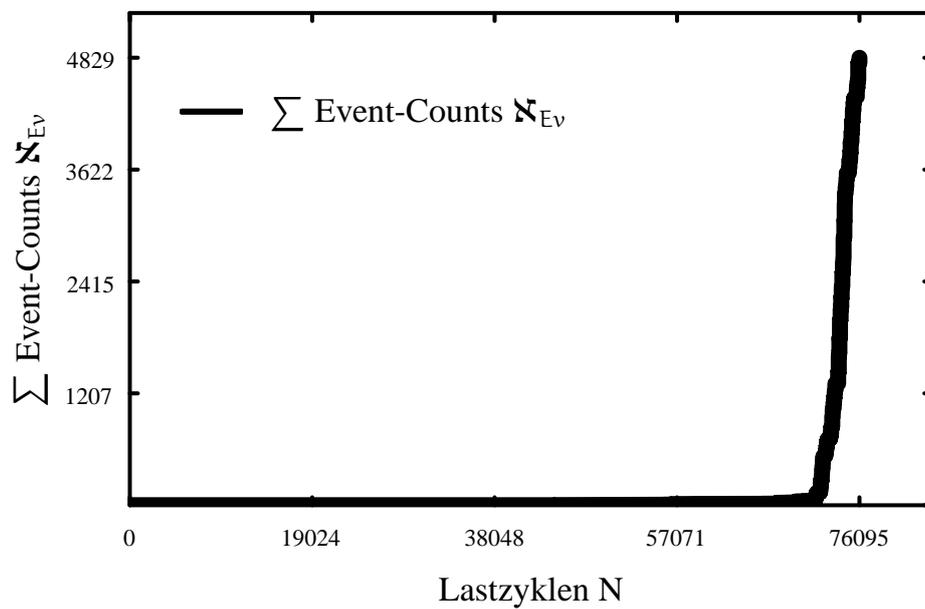


Abbildung 5.38: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A03

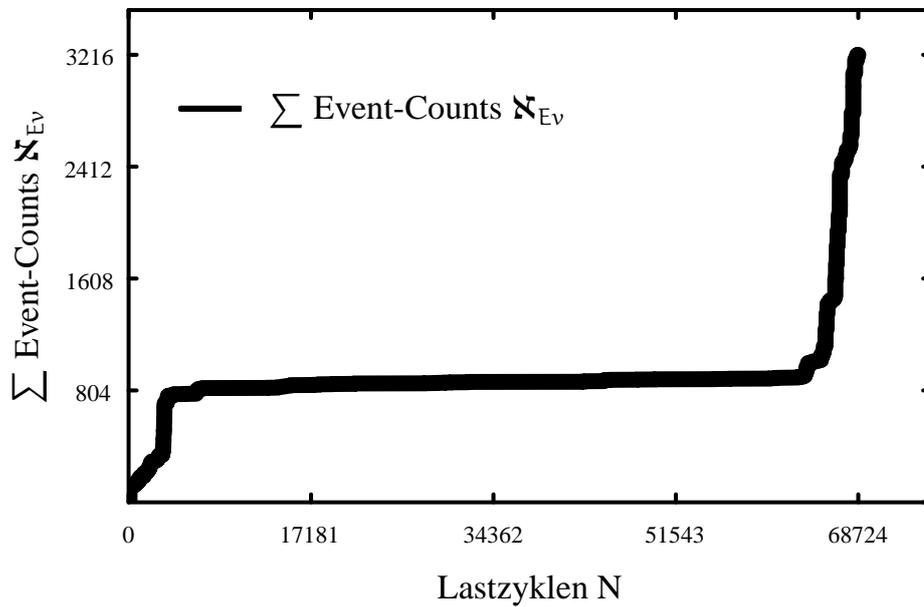


Abbildung 5.39: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A04

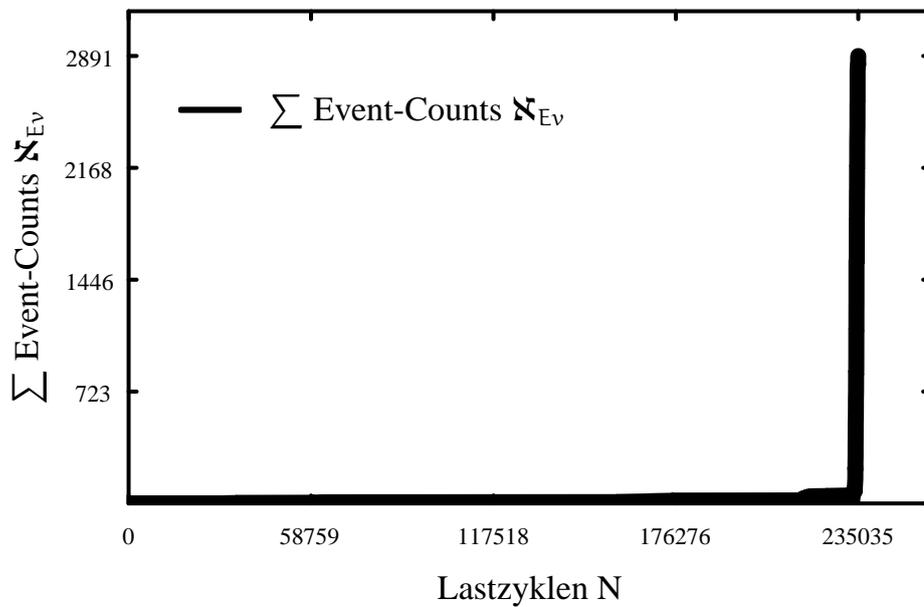


Abbildung 5.40: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe B01

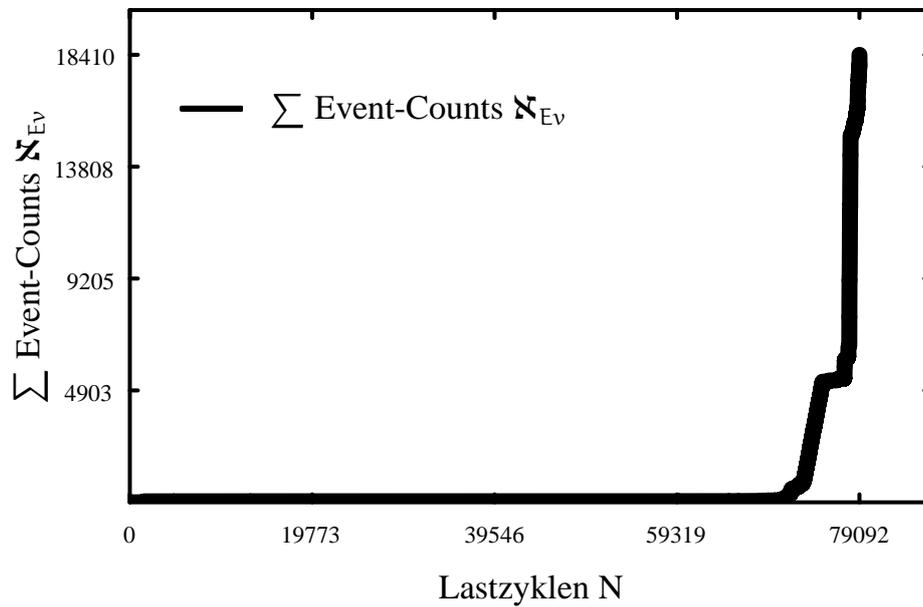


Abbildung 5.41: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe B02

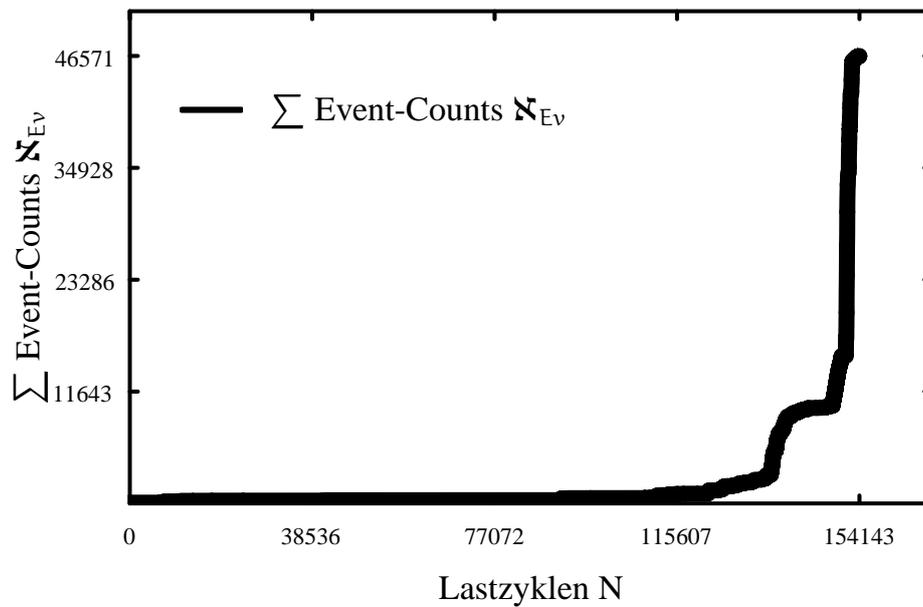


Abbildung 5.42: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AF01

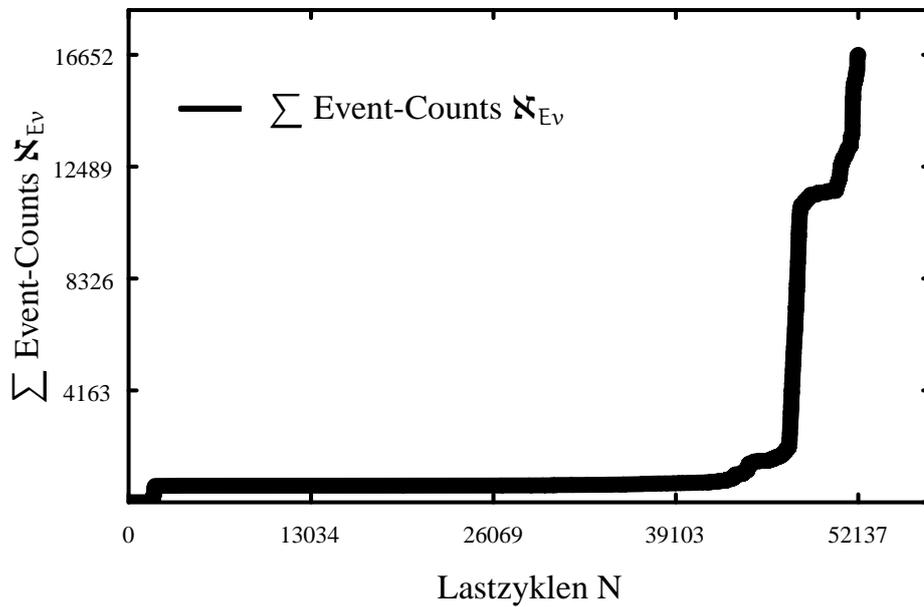


Abbildung 5.43: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AF02

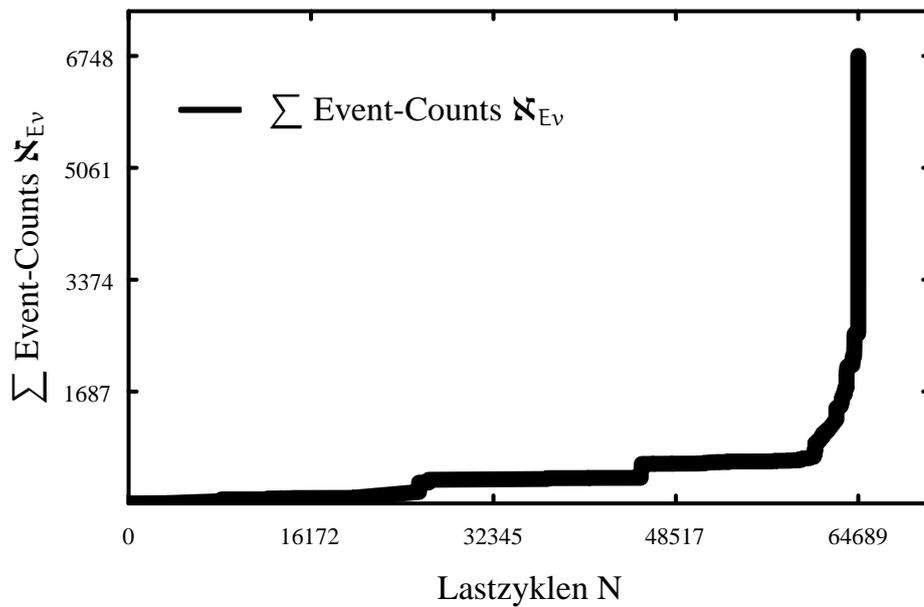


Abbildung 5.44: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe BF01

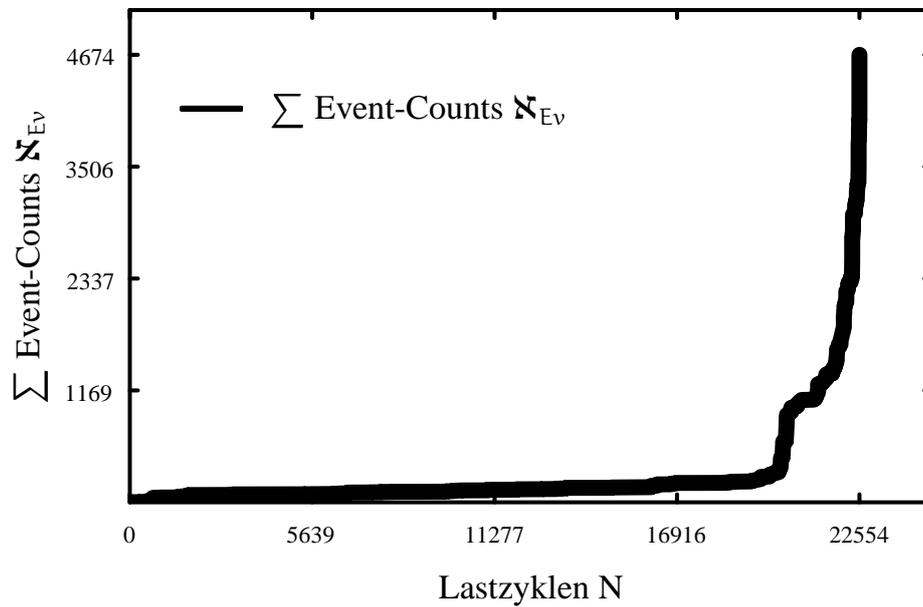


Abbildung 5.45: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe BF02

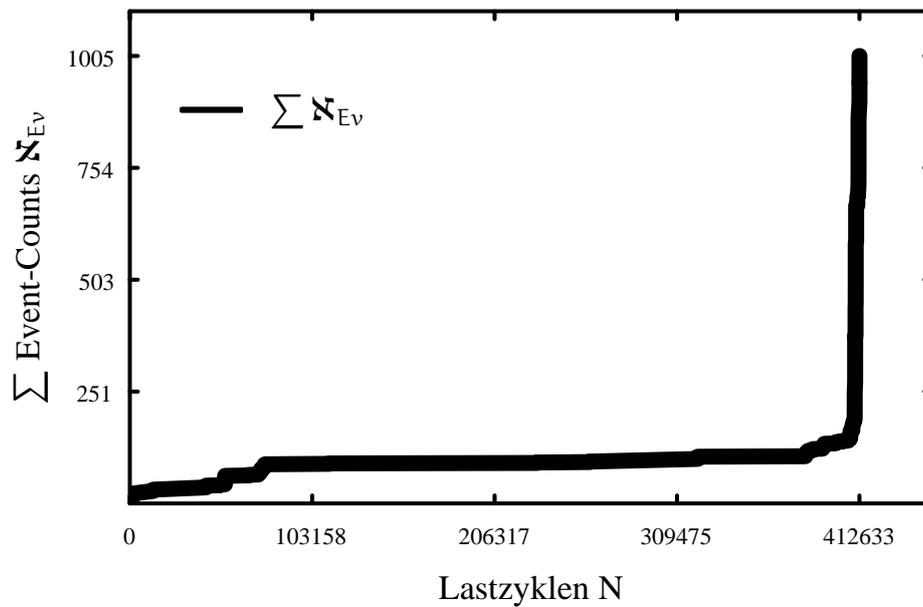


Abbildung 5.46: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AlA01

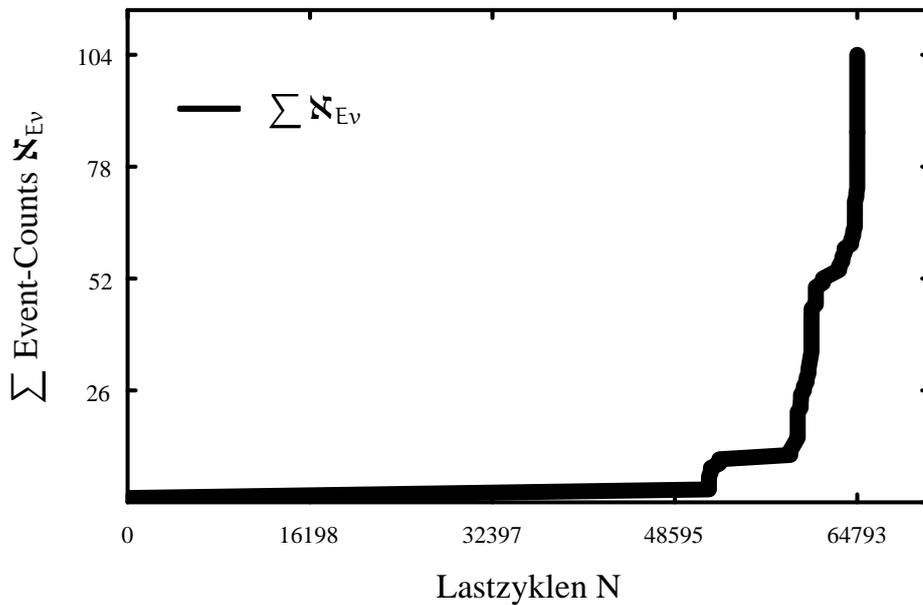


Abbildung 5.47: Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AIB02

In der Entwicklung der summierten Event-Counts der akustischen Emissionen ist wiederum das für spröde Schädigung typische explosionsartige Anwachsen zum Lebensdauerende festzustellen. Im Gegensatz zu den bisher präsentierten Messmethoden basieren die akustischen Emissionen aber in ihrer Entstehung auf dem Schädigungsprozess selbst, so dass während des gesamten Schädigungsprozesses eine stetige Entwicklung der akustischen Emissionen zu erwarten ist. In ABB. 5.48 ist die Skalierung der Darstellung exemplarisch für die Probe A02 so gewählt, dass die Summe aller Event-Counts dargestellt werden kann. Vergrößert man den unteren Bereich der oben gewählten Darstellung, erhält man eine bessere Information über die Entwicklung der Event-Counts während früherer Phasen des Schädigungsprozesses.

Aus ABB. 5.48 geht hervor, dass während des gesamten Schädigungsprozesses eine Entwicklung der abgestrahlten akustischen Emissionen zu verzeichnen ist. Dabei kann die Entwicklung in drei Phasen unterteilt werden (BERKOVITS & FANG 1995). In der ersten Phase mit einer höheren Anzahl an akustischen Emissionen finden Umordnungsprozesse im Material statt. In der zweiten Phase sind dagegen nur wenige akustische Emissionen zu verzeichnen. In dieser Phase entwickelt sich die Schädigung auf der Mikroebene mit dementsprechend kleinen abgestrahlten Energien, so dass eine Detektion der anfallenden Ereignisse zu großen Teilen durch das Hintergrundrauschen über-

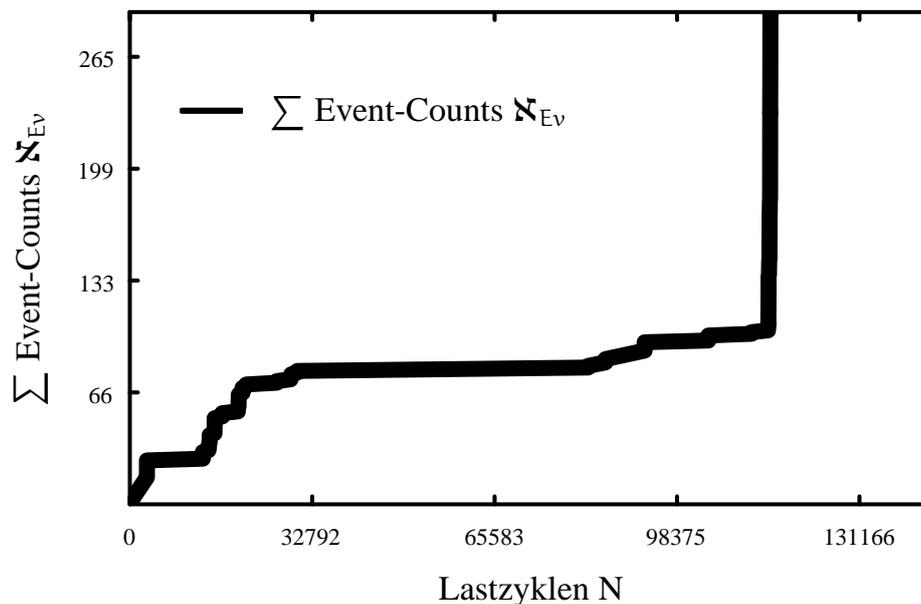


Abbildung 5.48: "Gezoomte" Darstellung der Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A02

lagert wird. Einzelne Anstiege der Summe der Event-Counts zeigen jedoch die Existenz von akustischen Emissionen und daraus folgend eine Schädigungsentwicklung. Die Form der Summe der Event-Counts mit dem typischen stufenartigen Aussehen der Entwicklung der akustischen Emissionen lässt auf eine diskontinuierliche Freisetzung von Energie schließen und damit auch auf ein diskontinuierliches Risswachstum auf der Skala der Materialstruktur. Die dritte Phase ist dominiert von dem Wachstum des Makrorisses mit einer sehr hohen Rate an akustischen Emissionen. Durch das hohe Maß an freigesetzter Verzerrungsenergie während des Makrorisswachstums ist die Detektion dieser Ereignisse unproblematisch gegenüber der Erkennung von Signalen aus zweiten Phase.

Insgesamt stellt sich der Verlauf der Summe der Event-Counts als eine stufenförmig Entwicklung über die Lastzyklenzahl dar. Dieser Verlauf der Entwicklung der akustischen Emissionen findet Bestätigung in vielen Arbeiten zur akustischen Emissionsaktivität durch zyklische Lasten (HUANG ET AL. 1998; FANG & BERKOVITS 1994; BERKOVITS & FANG 1995; WEICK & AKTAA 2003). Da eine solche diskontinuierliche Entwicklung auf der Mikroskala aber mit den Hilfsmitteln der verwendeten Kontinuumsmechanik nicht zu erfassen ist, bietet sich für diese Effekte eine Annäherung durch stetig differenzierbare Funktionen an. Mit Hilfe dieser Annäherung kann dann das Materialverhalten

aus den durchgeführten Versuchen mit den Ergebnissen aus Simulationsrechnungen verglichen werden (Kapitel 5.6).

5.5.4 Ergebnisse der Schädigungsartung durch AE

Für die Ortung der Schädigung wurde das in Kapitel 3.5 vorgestellte Verfahren verwendet. Über eine Laufzeitanalyse kann der Ort der Emissionsquelle relativ zu den AE-Aufnehmern bestimmt werden. Mit der in ABB. 4.17 gezeigten Anordnung der Aufnehmer und den gegebenen Abständen ergaben sich für die Ortung der Emissionsquelle und somit für den Ort der Schädigung die in den Abbildungen ABB. 5.49 bis ABB. 5.60 gezeigten Verläufe.

Grundsätzlich ist bei den dargestellten Lokalisierungen der Schädigung durch die Messung der akustischen Emissionen festzustellen, dass sich für fast alle Proben eine Normalverteilung der Schädigungsorte ergibt, deren Mitte recht gut den vorgegebenen Ort des Schadens wiedergibt. Lediglich bei der Probe B01 ist eine solche Verteilung nicht vorhanden. Aus den Ergebnissen ist ebenfalls ersichtlich, dass bei den Proben der Geometrie A eine deutlich bessere Bestimmung des Schädigungsortes erreicht wird. Durch die Form des vorgegebenen Defektes mit einer spitzen Kerbe ist die Zone der auftretenden Schädigung deutlich kleiner als bei den Proben der Form B mit dem gebohrten Loch als Start-Defekt. Vor diesem Hintergrund erklärt sich der qualitative Unterschied bei der Schädigungslokalisierung der verschiedenen Probenformen. Es sei zusätzlich darauf hingewiesen, dass die Kombination aus den Abständen der AE-Aufnehmer (Kapitel 4.4.1 und ihrem Durchmesser mit $D=17\text{ mm}$) nicht mehr die Annahme punktförmiger Aufnehmer zulässt. Unter dieser Voraussetzung ist die relativ große Streuung der Lokalisierung zu erklären.

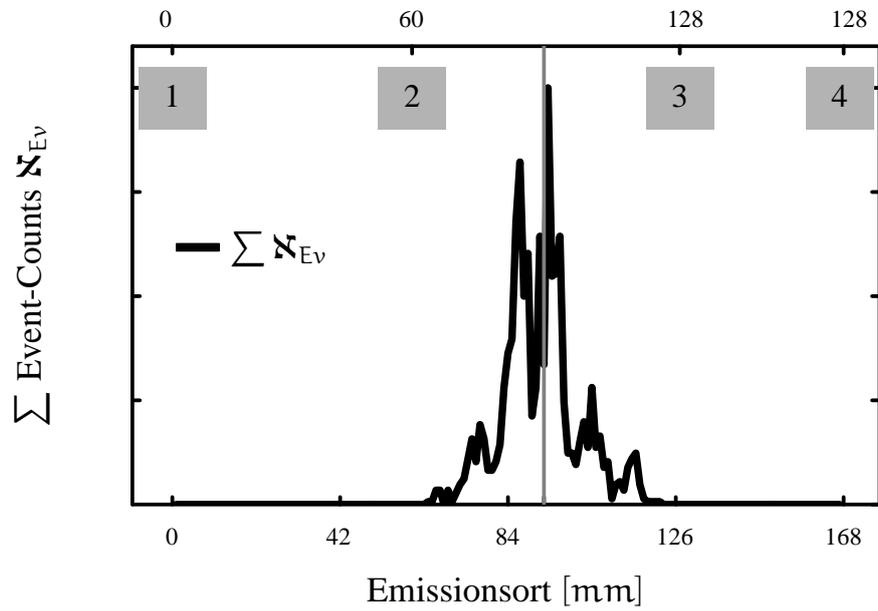


Abbildung 5.49: Verteilung der Emissionsorte - Probe A01

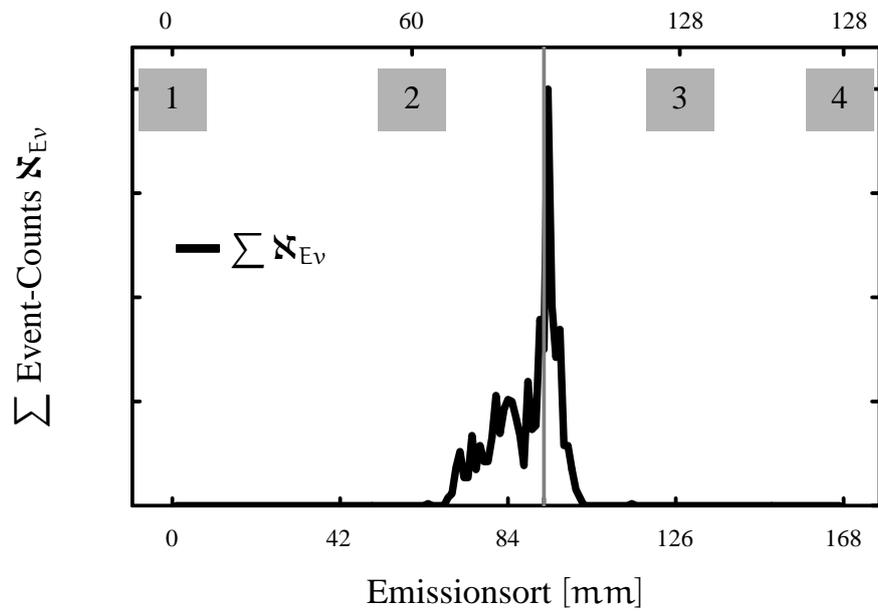


Abbildung 5.50: Verteilung der Emissionsorte - Probe A02

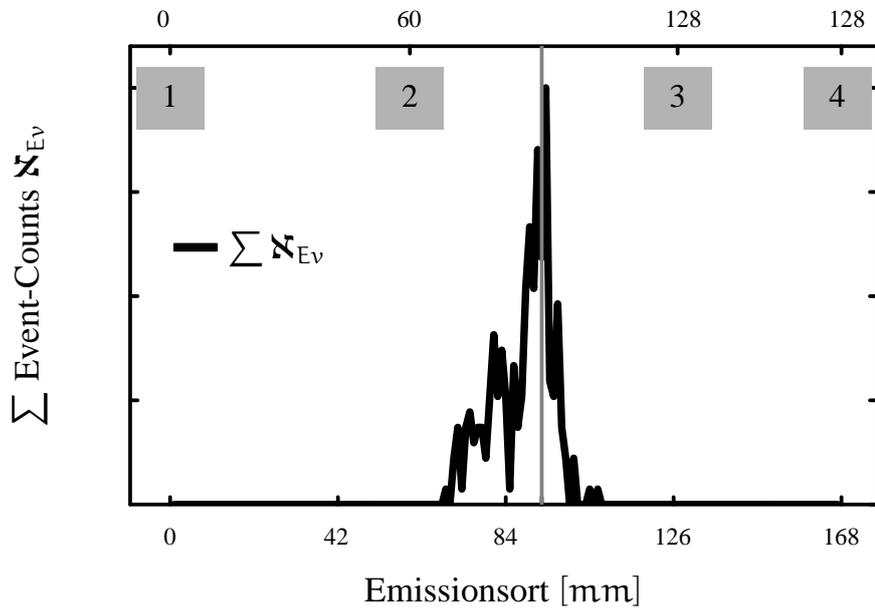


Abbildung 5.51: Verteilung der Emissionsorte - Probe A03

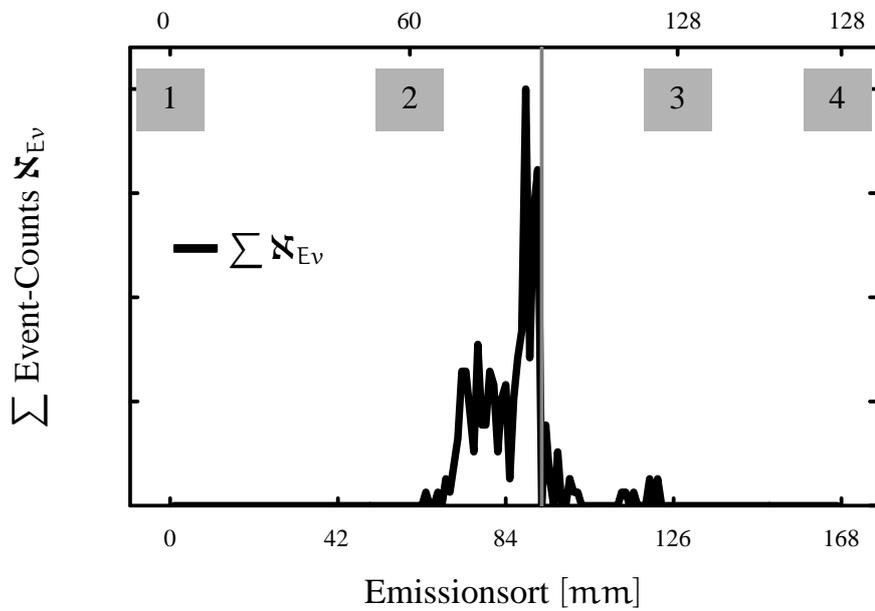


Abbildung 5.52: Verteilung der Emissionsorte - Probe A04

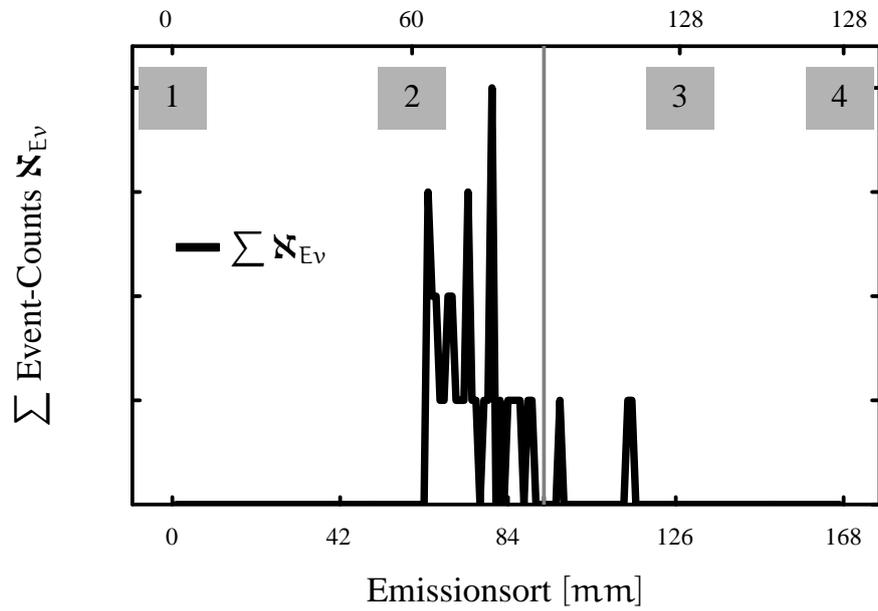


Abbildung 5.53: Verteilung der Emissionsorte - Probe B01

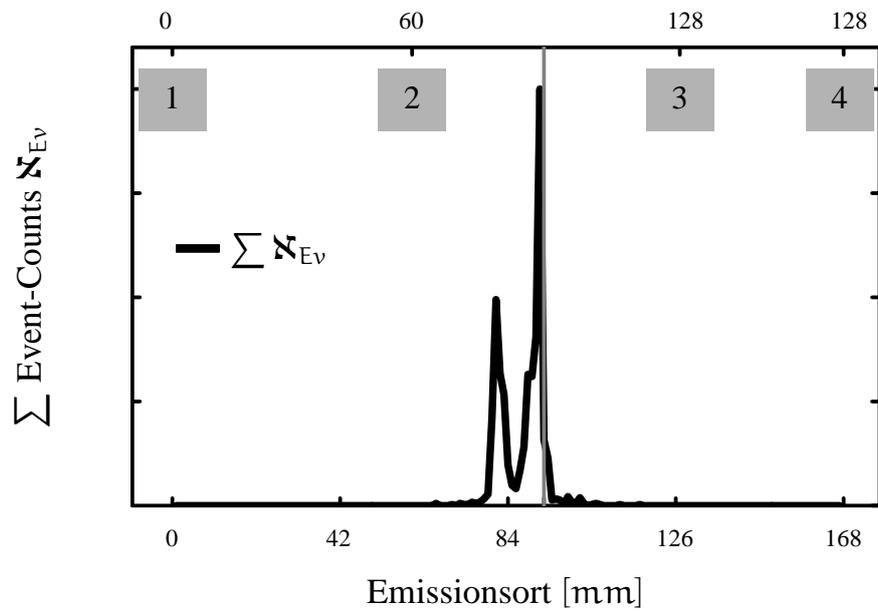


Abbildung 5.54: Verteilung der Emissionsorte - Probe B02

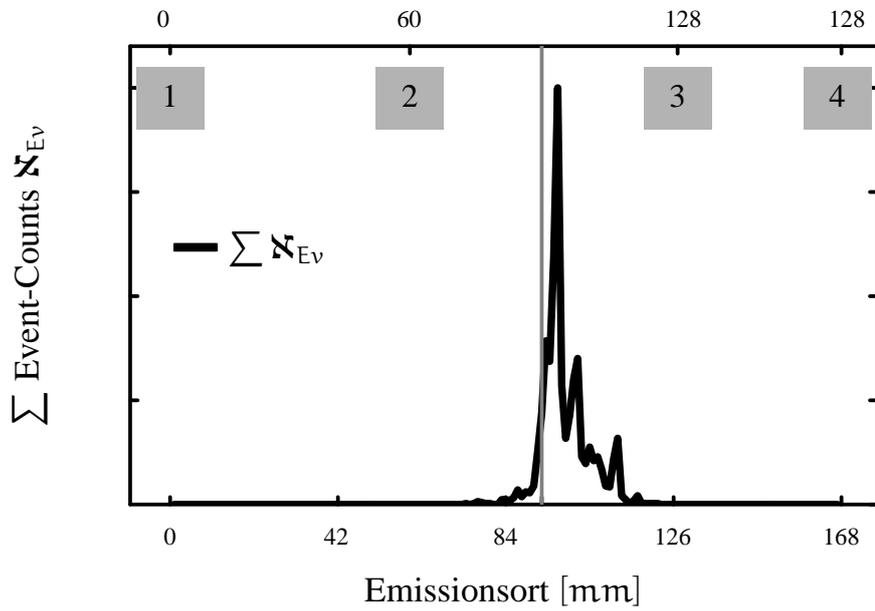


Abbildung 5.55: Verteilung der Emissionsorte - Probe AF01

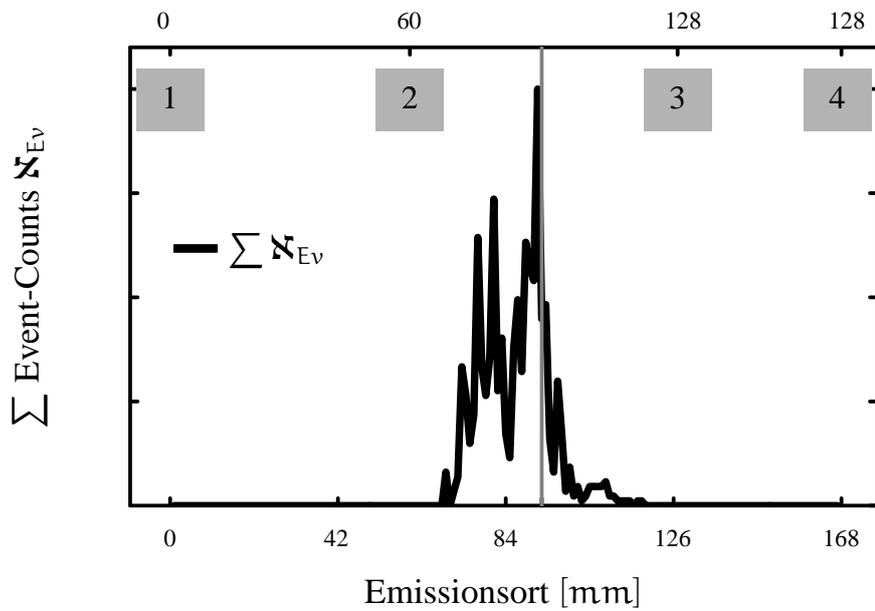


Abbildung 5.56: Verteilung der Emissionsorte - Probe AF02

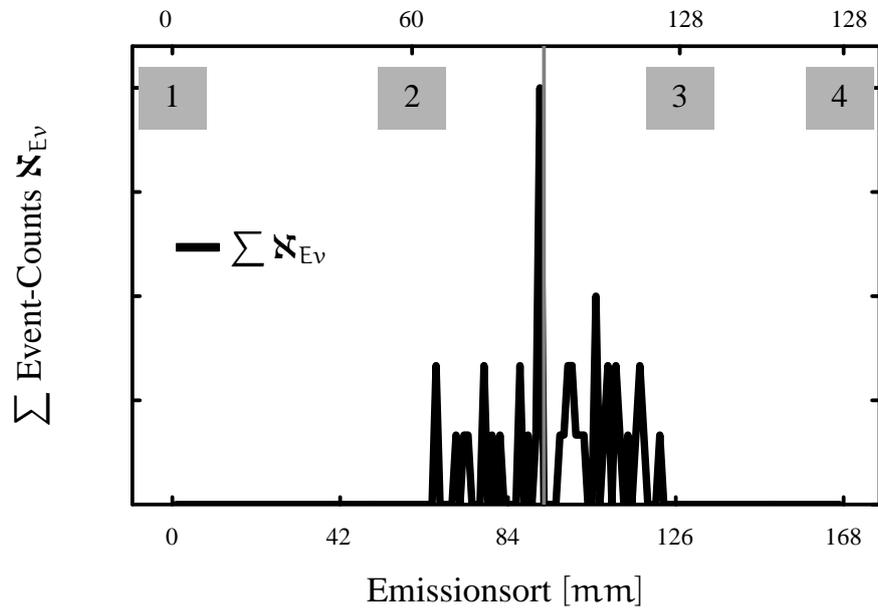


Abbildung 5.57: Verteilung der Emissionsorte - Probe BF01

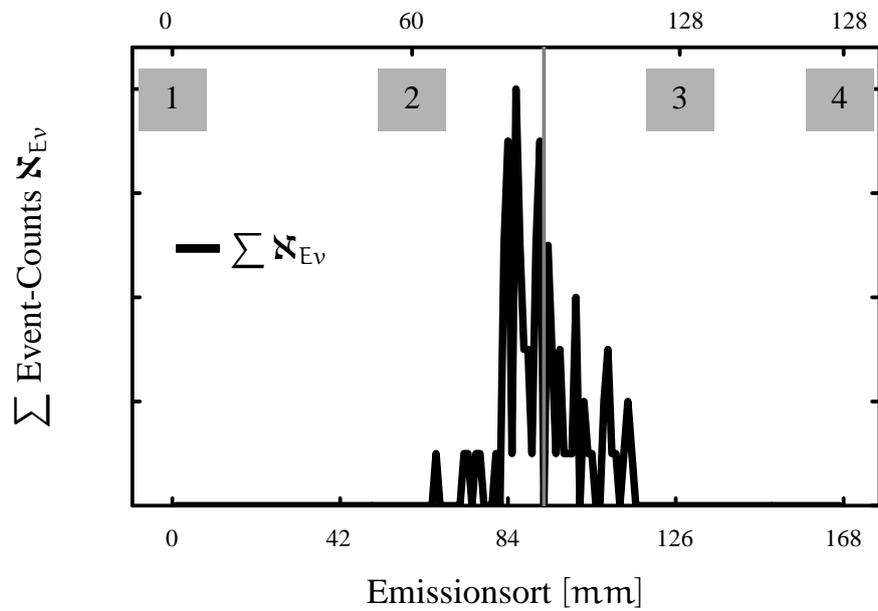


Abbildung 5.58: Verteilung der Emissionsorte - Probe BF02

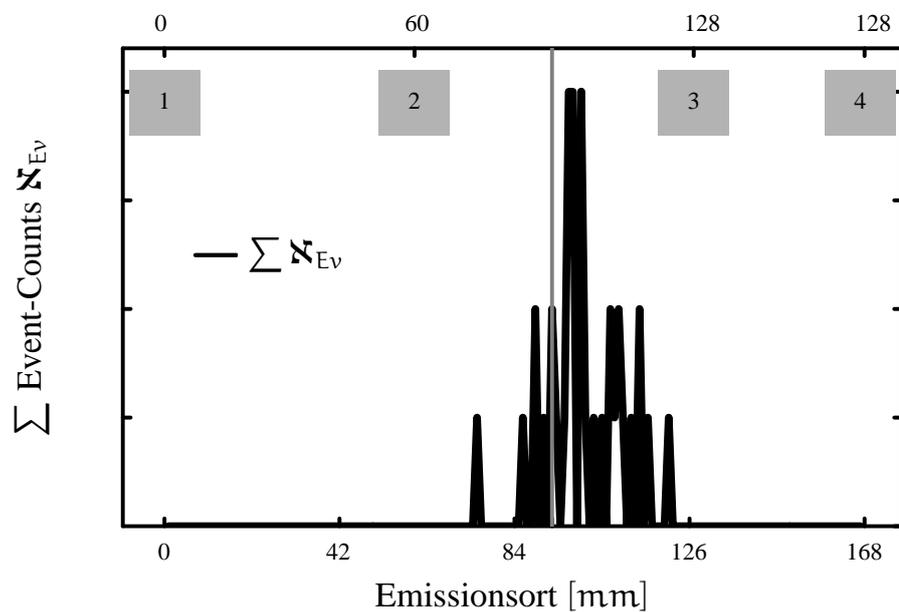


Abbildung 5.59: Verteilung der Emissionsorte - Probe A1A01

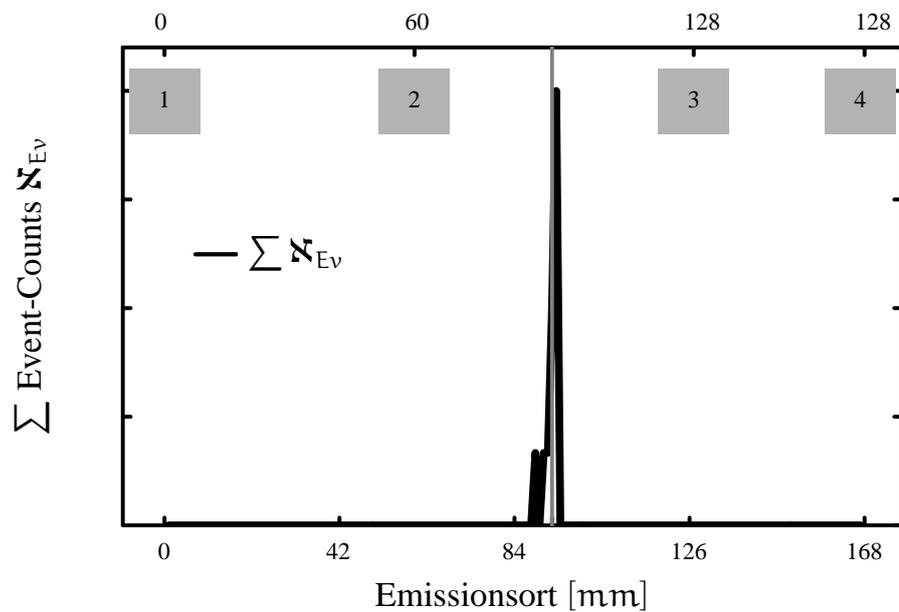


Abbildung 5.60: Verteilung der Emissionsorte - Probe A1B01

5.6 Vergleich Versuchsergebnisse - Numerische Simulation

Auf der Grundlage des Ansatzes, dass das Auftreten akustischer Emissionen direkt mit dem Wachstum von Mikrorissen zusammenhängt (WADLEY & SIMMONS 1987), scheint eine Annäherung der Messergebnisse unter Anwendung von aus der Bruchmechanik bekannten Gleichungen sinnvoll. Der Zusammenhang zwischen Rissfortschritt und akustischer Emission führt dann zu dem Ansatz, den Verlauf der Summe der Event-Counts durch eine Funktion analog zu einem Rissausbreitungsgesetz zu beschreiben. Gewählt wurde hier das *Pari's law* zur Beschreibung des Risswachstums im Rahmen der LEBM

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K)^\eta, \quad (5.6.1)$$

mit der Lastzyklenzahl N , den Materialparametern C' und η und der Differenz der Spannungsintensitätsfaktoren

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = \Delta\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (5.6.2)$$

mit der Risslänge a und der Spannung des Fernfeldes σ . Durch Integration ergibt sich für die Risslänge der Ausdruck

$$a = \left[\frac{2-\eta}{2} C' \Delta\sigma^\eta \pi^{\frac{\eta}{2}} N + a_0^{\frac{2-\eta}{\eta}} \right]^{\frac{2}{2-\eta}}. \quad (5.6.3)$$

Für die Anpassung der Summe der Event-Counts wurde eine Gleichung identischer Form gewählt. Mit

$$\sum \mathfrak{N}_{Ev} = A + \left[\frac{2-c}{2} B \Delta\sigma^c \pi^{\frac{c}{2}} N \right]^{\frac{2}{2-c}} \quad (5.6.4)$$

wurde eine Modifikation des *Pari's law* als Anpassungsfunktion bestimmt⁵. Darin sind zwei Änderungen enthalten:

1. es wird ein Parameter A eingeführt, der als Anfangswert der Summe der Event-Counts alle die Aktionen erfasst, die durch eine mikrostrukturelle Umordnung während der ersten Lastzyklen auftreten und keinen über das *Pari's law* erfassbaren Charakter besitzen - analog zu Bereich 1 aus ABB. 1.31.

⁵[B] = (mm²/N)^c

2. der Term $\alpha_0^{\frac{2-\eta}{\eta}}$ wird mit der Annahme $\alpha_0 \rightarrow 0$ vernachlässigt. Versuche der Anpassung mit dem beschriebenen Term ergaben für den Parameter α_0 Werte im Bereich $< 10^{-40}$, so dass die Vernachlässigung von α_0 als gerechtfertigt angesehen wird.

Der Parameter A wird bei der vorgenommenen Regression nicht als Regressionsparameter berechnet, sondern aus der Darstellung der Event-Counts abgeschätzt. Begründet ist dieses Vorgehen in der ungünstigen Anordnung der Messpunkte. Da im Bereich kleiner Lastspielzahlen nur sehr wenige akustische Emissionen gemessen werden, sind für eine Regression dort auch nur wenige Bedingungen zu erfüllen, was zu einer Unterbewertung der Messung im Bereich niedriger Zyklenzahlen führt. Ergebnis einer solchen Regression ist dann oft ein negativer Wert für den Parameter A , was aber physikalisch unmöglich ist.

Die Anpassungen der Summe der Event-Counts sind in ABB.5.61 bis ABB.5.72 dargestellt. Es sei aber noch einmal ausdrücklich darauf hingewiesen, dass diese Anpassung zu keiner quantitativen Aussage führen soll. Es soll lediglich die qualitative Übereinstimmung zwischen dem Rissausbreitungsgesetz und der Entwicklung der Summe der Event-Counts gezeigt werden.

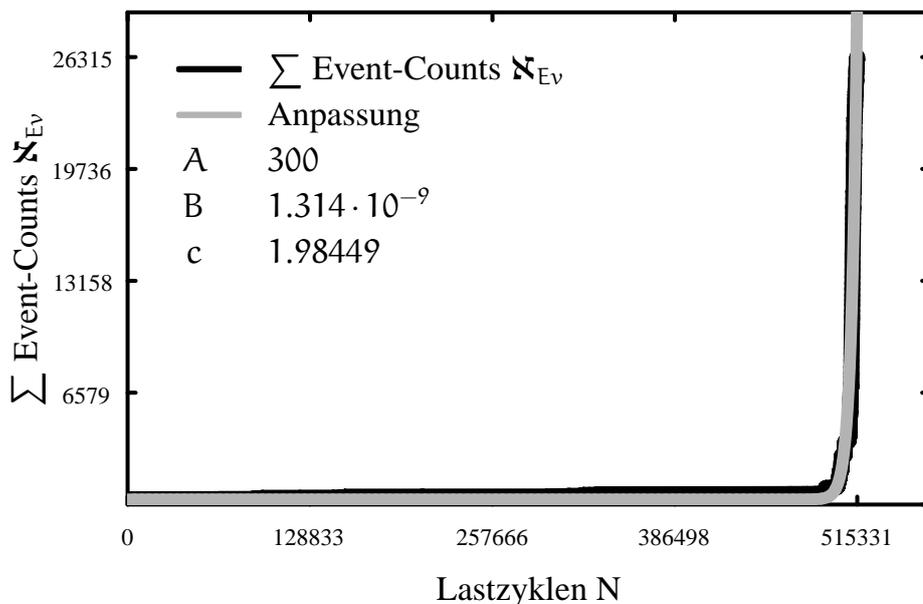


Abbildung 5.61: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A01

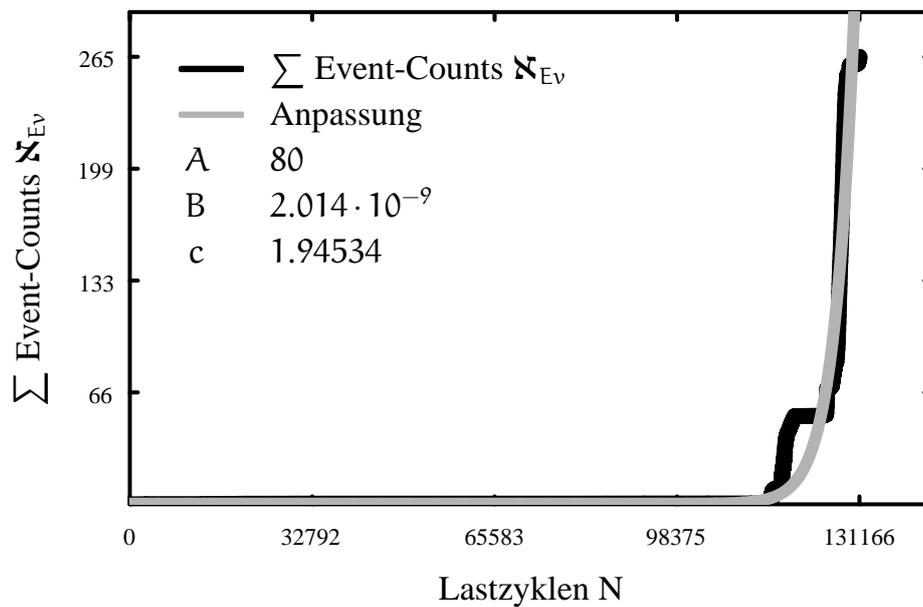


Abbildung 5.62: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A02

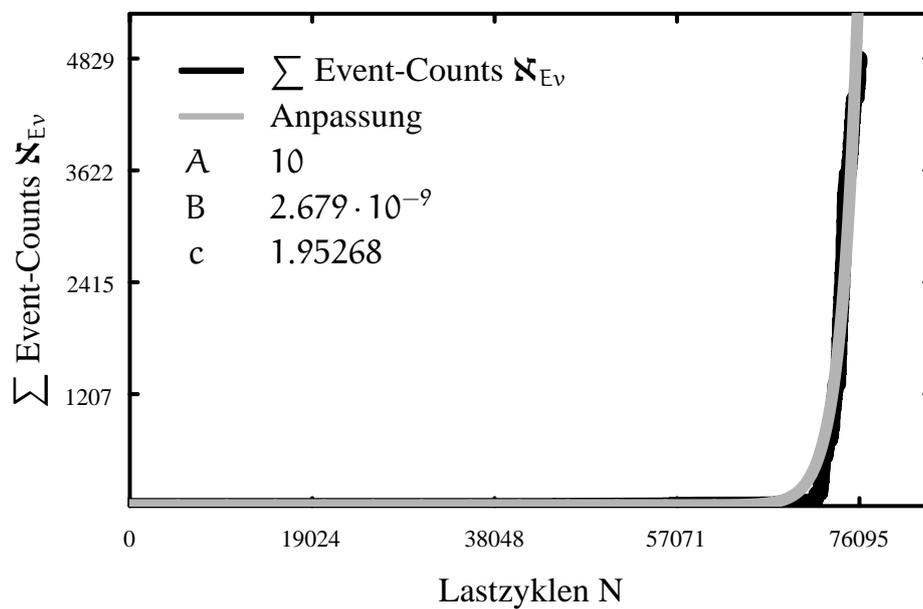


Abbildung 5.63: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A03

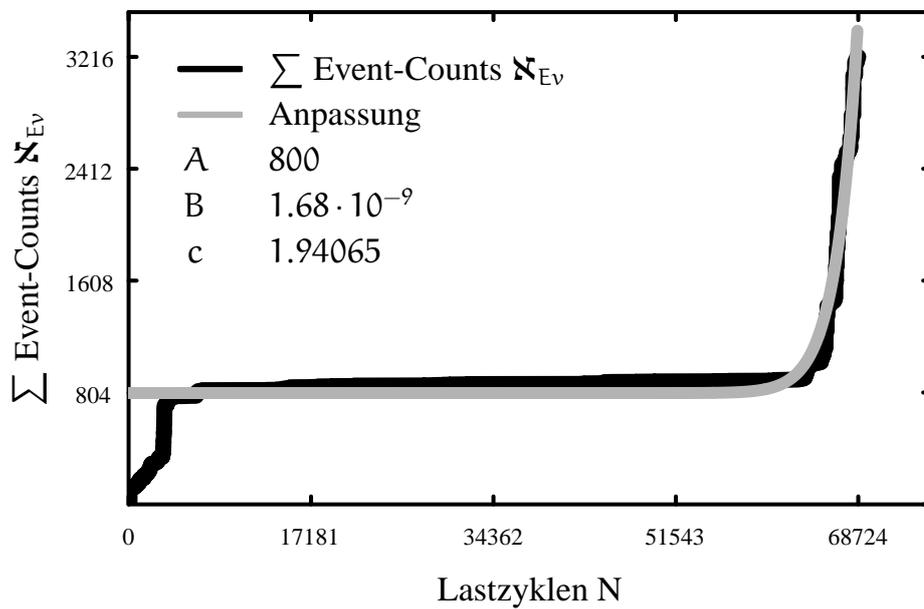


Abbildung 5.64: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A04

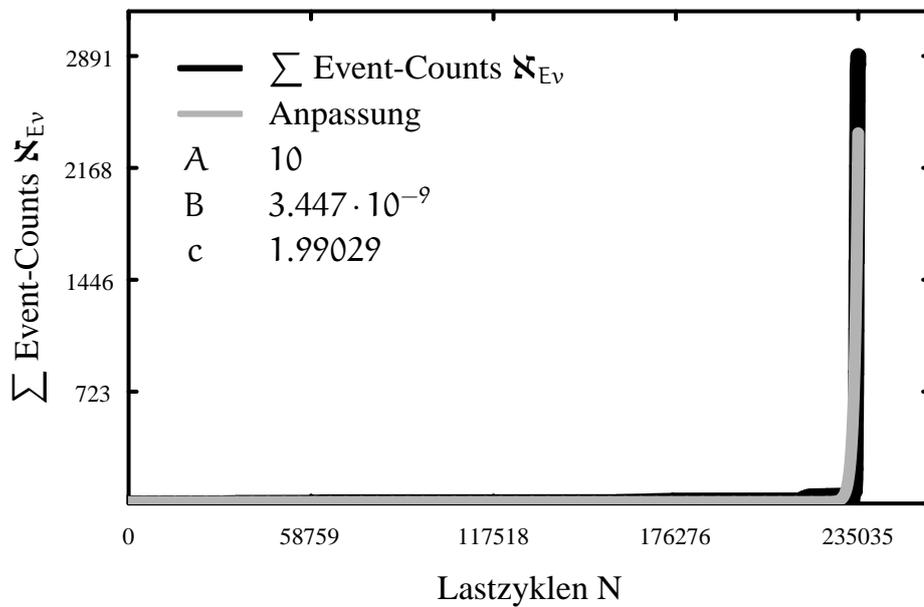


Abbildung 5.65: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe B01

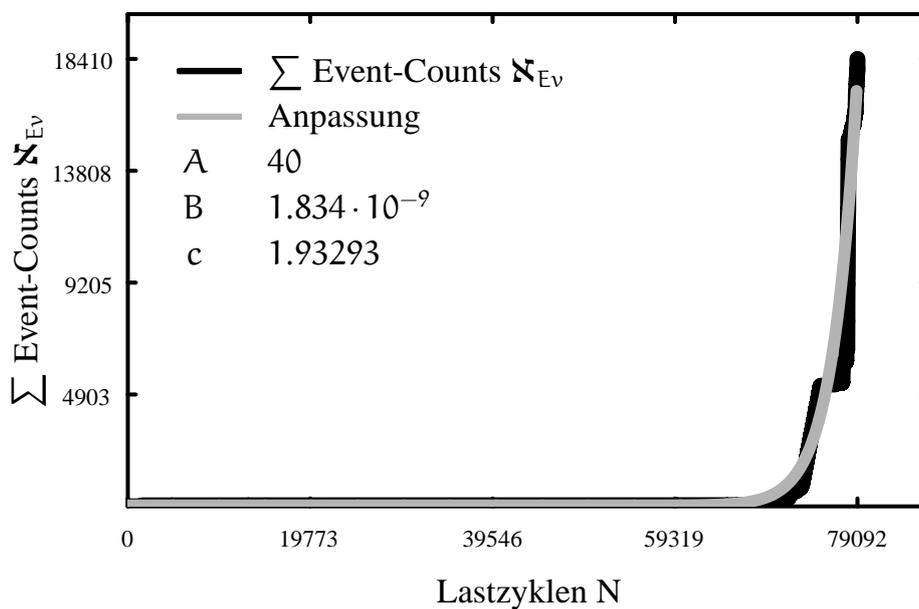


Abbildung 5.66: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe B02

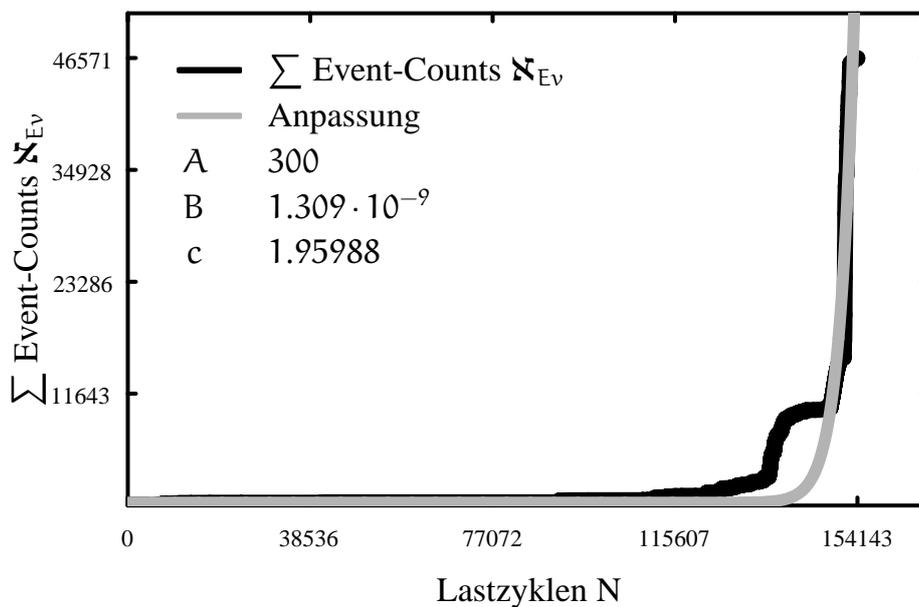


Abbildung 5.67: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AF01

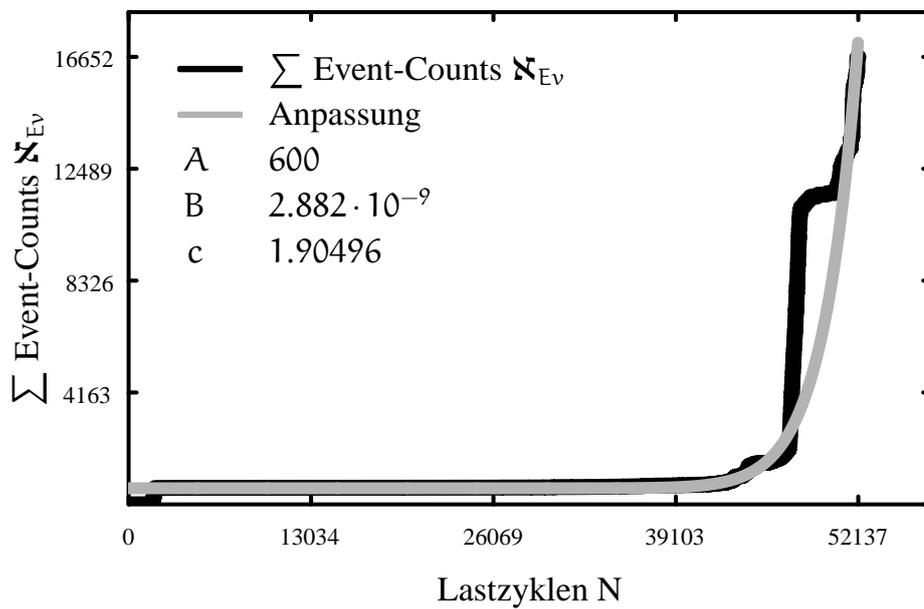


Abbildung 5.68: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AF02

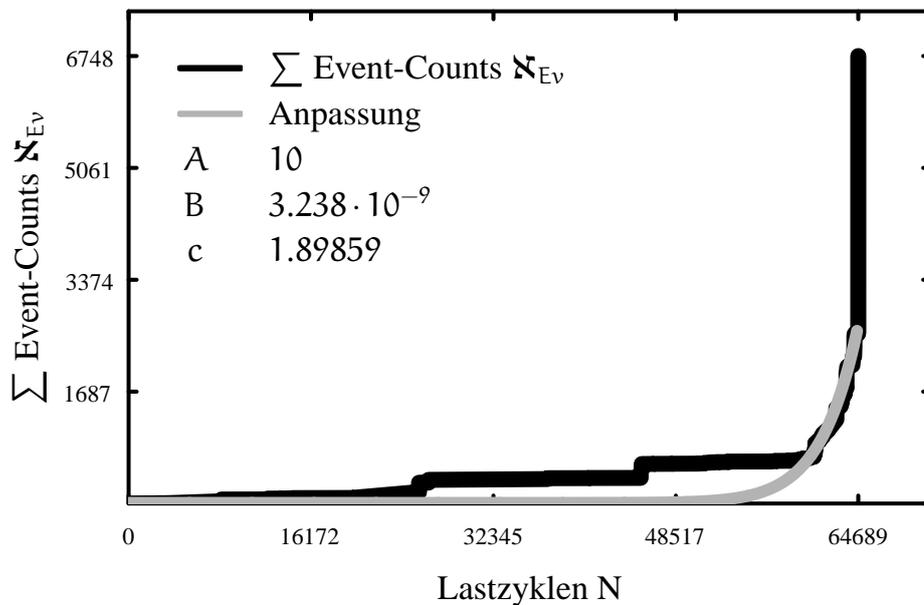


Abbildung 5.69: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe BF01

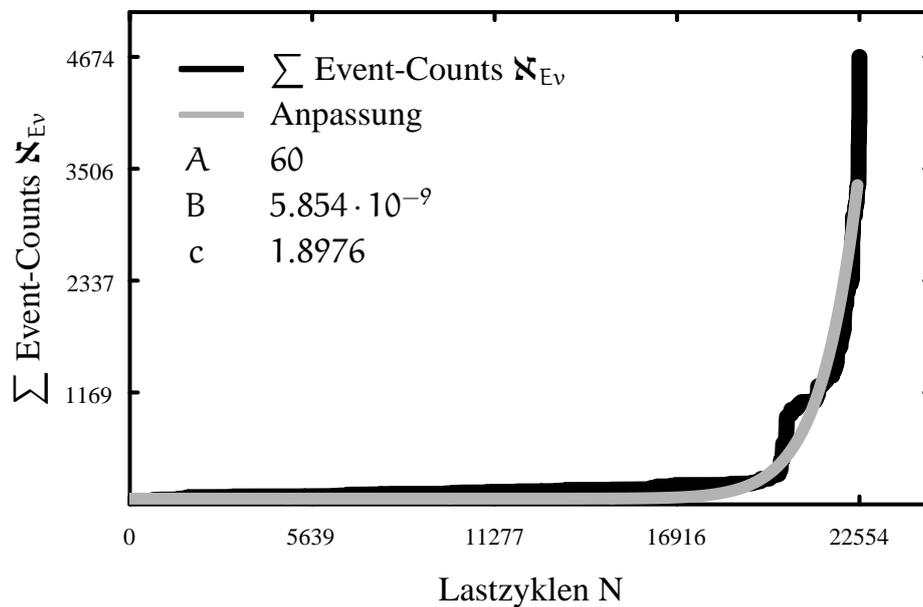


Abbildung 5.70: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe BF02

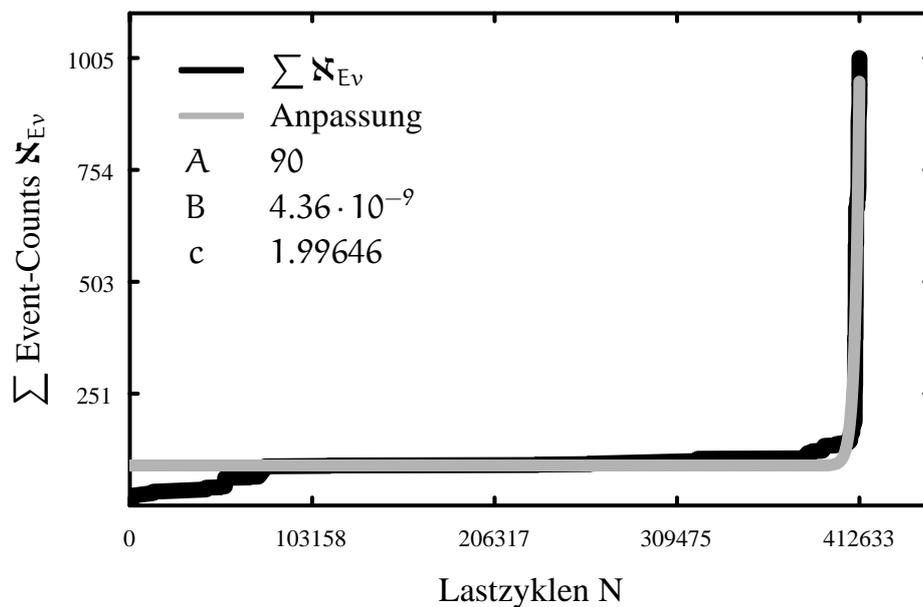


Abbildung 5.71: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe A1A01

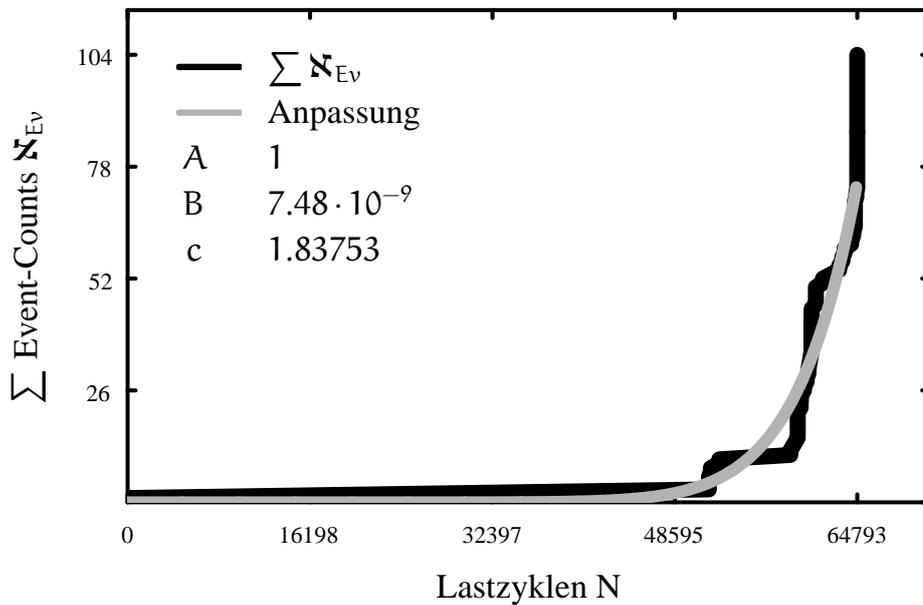


Abbildung 5.72: Anpassung und Summe der Event-Counts (AE) über die Lastzyklenzahl - Probe AIB01

Vergleichende numerische Berechnungen mit dem in Kapitel 2.2 vorgestellten Materialmodell wurden an einem Finite-Element Modell einer gelochten Probe durchgeführt. Die Diskretisierung der Struktur ist ABB. 5.73 gezeigt.

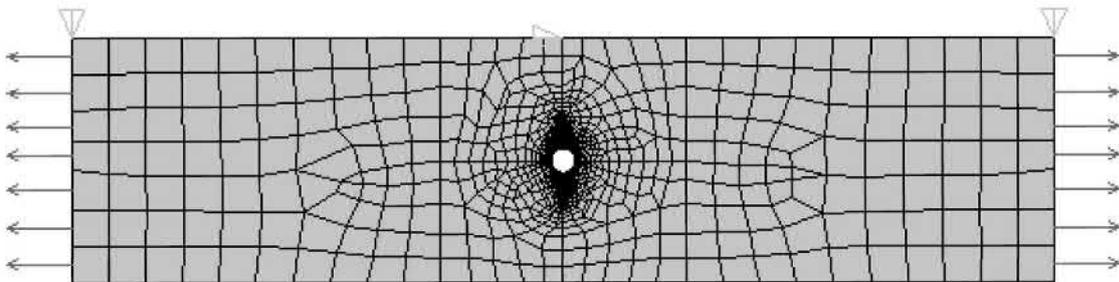


Abbildung 5.73: Diskretisierung der berechneten Probe

Bei der Modellierung wurde eine sehr feine Diskretisierung des Bereiches um das Loch gewählt, um das elastische Spannungsfeld im Bereich dieser Vorschädigung qualitativ gut zu erfassen.

Die Ergebnisse aus Experiment und Berechnung sollen anhand von zwei Größen verglichen werden:

1. Entwicklung der Probensteifigkeit über die Lebensdauer

2. Vergleich der Summe der Event-Counts aus der AE-Messung mit der Gesamtdissipation aus der Finite-Element Berechnung.

Der Sinn des Vergleiches der Steifigkeitsverläufe aus Experiment und Berechnung ist offensichtlich. Da keine qualitative Anpassung der Berechnungsparameter vorgenommen wurde, sind die Verläufe normiert auf die erreichte Lebensdauer in ABB.5.74 und ABB.5.75 dargestellt. Der Verlauf zeigt eine gute Übereinstimmung und bildet somit eine Bestätigung für die gewählte Art der Materialmodellierung.

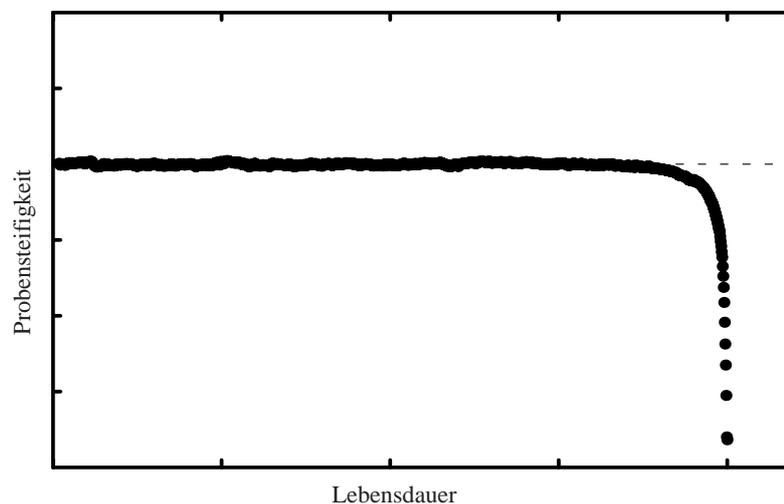


Abbildung 5.74: Steifigkeitsverlauf Experiment

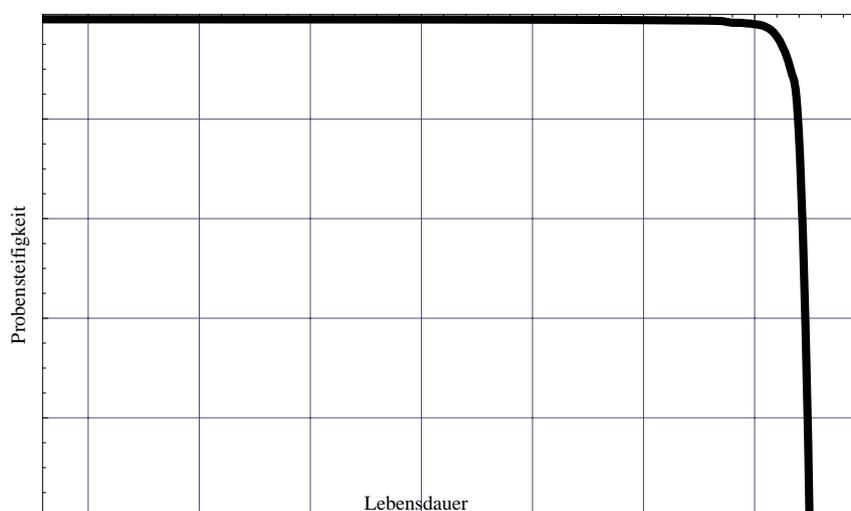


Abbildung 5.75: Steifigkeitsverlauf Simulation (SCHUETTE 2004)

Der Vergleich der Summe der Event-Counts mit der berechneten Gesamtdissipation ist zum einen durch die grundsätzliche Form der Finite-Element Rechnung und zum anderen physikalisch motiviert.

Bei einer Finite-Element Berechnung wird die Schädigung durch die Form des Spannungsfeldes und durch aus der Schädigung folgende Spannungsumlagerungen in mehreren Elementen gleichzeitig auftreten. Die Betrachtung nur eines Elementes würde also im Vergleich zu einer Messung an der Gesamtstruktur zu einer fehlerhaften Interpretation führen. Für eine sinnvolle Bewertung wird dem zu Folge eine über alle am Schädigungsprozess beteiligten Elemente summierte Größe benötigt. Da die Summe der Event-Counts eine Art Energie-Maß darstellt, bietet sich für einen Vergleich mit der numerischen Simulation ebenfalls ein Energiemaß an. Die Gesamtdissipation aus der Berechnung stellt direkt die unter dem Verlauf der Schädigung freigesetzte Energie als eine über alle Elemente summierte Größe dar, so dass ein Vergleich dieser beiden Größen sinnvoll erscheint. Der Verlauf der Gesamtdissipation und der Event-Counts aus der Messung der akustischen Emissionen sind in ABB. 5.76 und ABB. 5.77 dargestellt. Dabei zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Verläufe von Gesamtdissipation und Summe der Event-Counts.

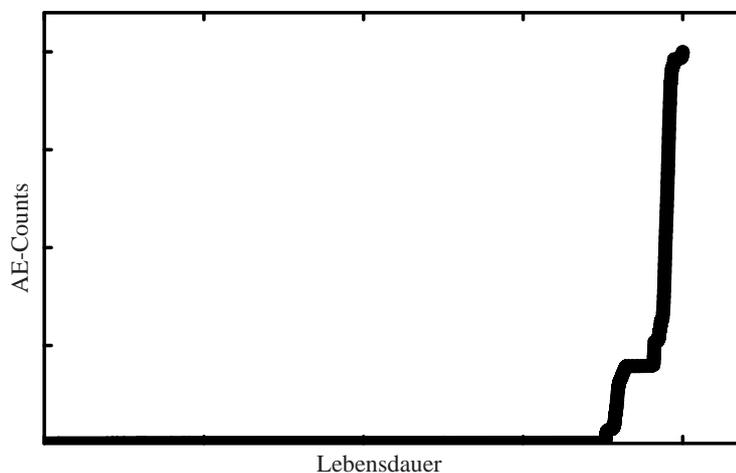


Abbildung 5.76: Summe AE Event-Counts Experiment

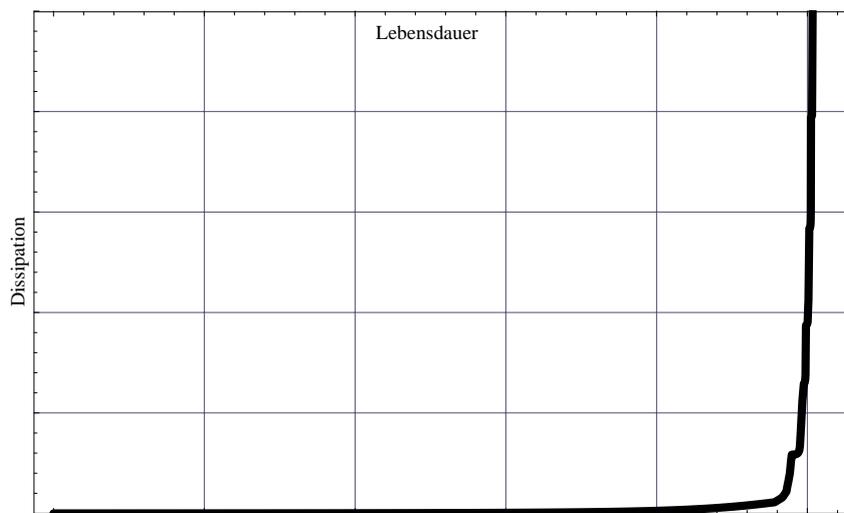
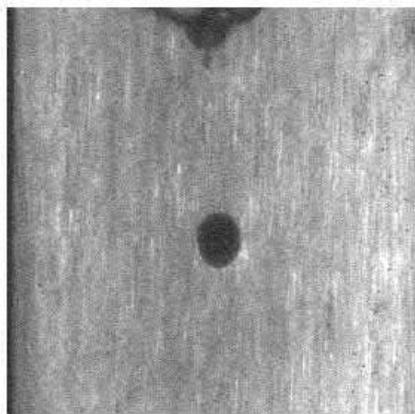


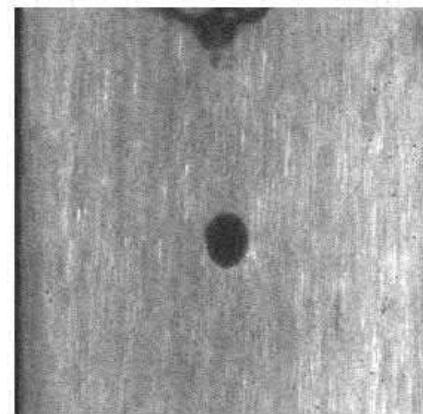
Abbildung 5.77: Gesamtdissipation Simulation (SCHUETTE 2004)

5.7 Dokumentation des Makrorisses

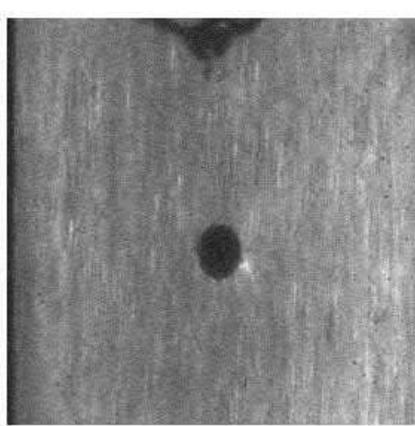
Die Photographie des Schädigungsbereiches der Probe gibt Aufschluss über etwaige Zusammenhänge zwischen der Entwicklung der gemessenen Größen und der Bildung des makroskopischen Ansatzes. In den Einzelbildern in ABB. 5.78 sind die Photographien der Probe BF01 zu den unter den Bildern angegebenen Lastspielzahlen dargestellt. Diese Aufnahmen geben ein Bild über die Veränderung der Oberfläche der Probe unter der fortschreitenden Schädigung. So ist bei der Lastspielzahl 56000 an dem rechten Rand der Bohrung ein heller Fleck zu erkennen, dessen Auftreten auf eine Wölbung der Oberfläche und damit auf eine massive Veränderung des Materials schließen lässt. Dieser Lichtfleck breitet sich im Laufe weiterer Lastzyklen unter ca. 45° zur Belastungsrichtung wie ein Scherband aus. In der Photographie bei 59000 Lastzyklen ist dann am linken Lochrand ein erster Anriss zu erkennen, bei 60000 Zyklen auch am rechten Rand der Bohrung. Dieser Riss breitet sich dann zunächst senkrecht zur Belastungsrichtung, also unter reinem Mode I, aus. Ab 63000 Lastzyklen ist dann eine Rotation der Rissausbreitungsrichtung in Richtung der auftretenden Scherbänder zu erkennen, bis das Bauteil endgültig unter einer für den Gewaltbruch typischen Ausbildung von Makroscherbändern versagt.



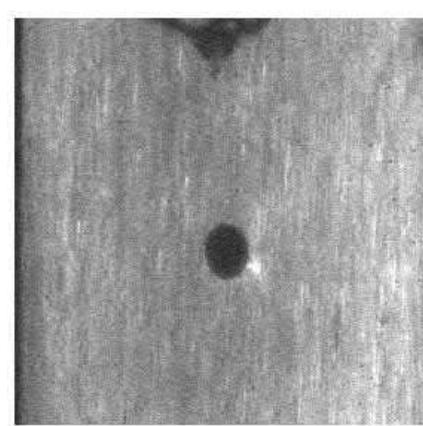
54000 Zyklen



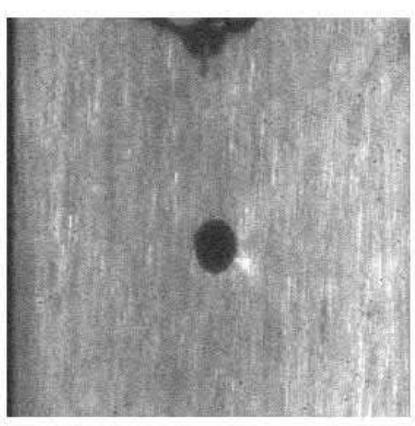
55000 Zyklen



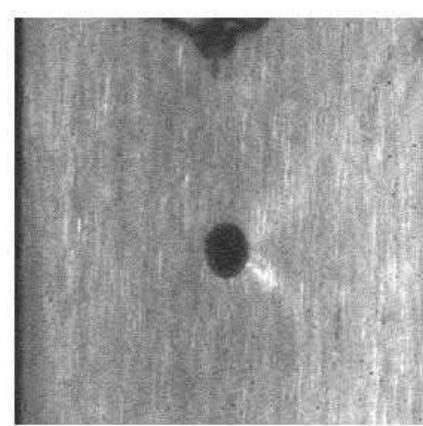
56000 Zyklen



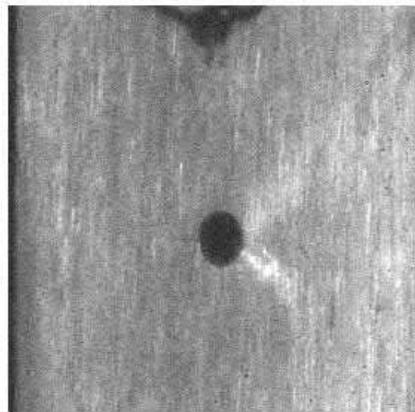
57000 Zyklen



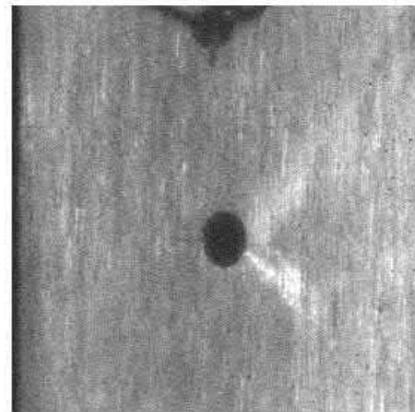
58000 Zyklen



59000 Zyklen



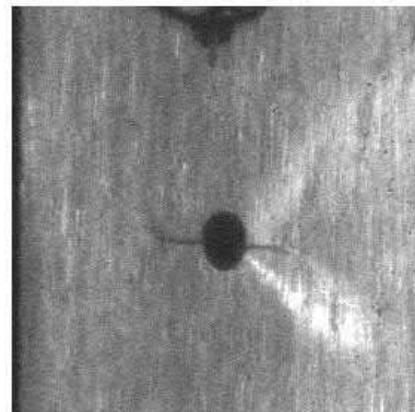
60000 Zyklen



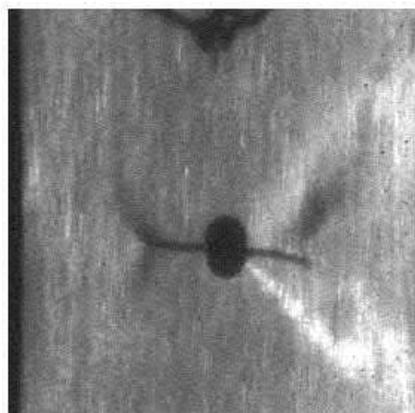
61000 Zyklen



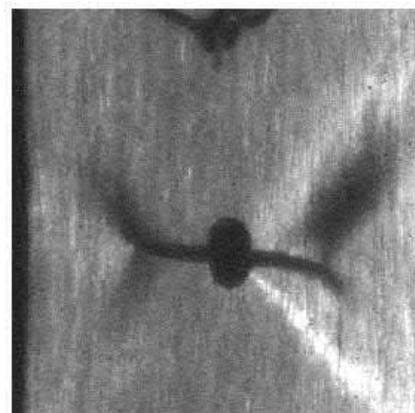
62000 Zyklen



63000 Zyklen



64000 Zyklen



64650 Zyklen

Abbildung 5.78: Makrorissentwicklung der Probe BF01

5.8 Abschließende Bemerkungen

Die vorliegenden Ergebnisse können nur zu einer qualitativen Aussage über Übereinstimmung von Experiment und Berechnung führen. Durch die nicht vorhandene Möglichkeit, die Messung der akustischen Emissionen auf ein "Einheits-Schädigungs-Ereignis" zu kalibrieren, und die notwendige Definition eines Thresholds kann die Messmethode nicht für eine sinnvolle Parameteranpassung genutzt werden. Zudem zeigen Dauerversuche eine sehr große Streuung, so dass für eine quantitative Anpassung der im Material verwendeten Parameter ein erheblicher Versuchsaufwand nötig ist. Da es das Hauptziel der Arbeit war, die Möglichkeit zerstörungsfreier Prüfmethoden für den Einsatz einer Schädigungsdetektion auf Mikrostrukturebene zu testen, wurde auf umfangreiche Versuchsreihen für eine mögliche Parameteranpassung verzichtet.

Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, zerstörungsfreie Prüfverfahren auf ihre Anwendbarkeit bei der Schädigungsdetektion auf einer Größenordnung der Korngröße zu beurteilen. Als zerstörungsfreie Prüfmethoden wurden die Messung der akustischen Emissionen und die Messung des elektrischen Widerstandes verwendet. Die Proben bestanden aus Stahl (42CrMo4) und Aluminium (AlZnMgCu0,5).

Zusätzlich sollte die physikalisch motivierte Materialmodellierung zur Beschreibung spröder Schädigung unter zyklischer Belastung (SCHÜTTE 2001; SCHÜTTE & BRUHNS 2002) durch die Versuchsergebnisse bestätigt werden. Der Ausgangspunkt der Materialmodellierung war dabei die Übertragung makroskopischer Rissausbreitungsgesetze auf eine mit einem Riss versehene Einheitszelle, um damit Schädigung auf der Mikroebene auf der Basis der Gesetzmäßigkeiten der Linear Elastischen Bruchmechanik beschreiben zu können. Plastisches Materialverhalten wird in dem existierenden Materialmodell nicht erfasst.

Es wurde eine Versuchsapparatur entwickelt, die zum einen die von den Messverfahren an das Prüfsystem gestellten Anforderungen erfüllte und zum anderen den von der Seite der Materialmodellierung vorgegebenen Schädigungsablauf sicherstellen konnte.

Durch das Einfügen von Kreuzgelenken in die Probeneinspannung konnte eine weitreichende Schwingungskopplung zwischen Prüfraumen und Probe erzielt werden. Durch die damit verbundene Reduktion des Hintergrundgeräusches wurde eine Messung der akustischen Emissionen in sinnvollen Größenordnungen möglich. Durch die Nutzung der von VOGELSANG (2001) entwickelten Thermolemente konnte ein reibungsfreier Kontakt zur Vermeidung akustischer Emissionen aus dieser Reibung mit der Probenoberfläche hergestellt werden. Eine elektrische Entkoppelung, notwendig für die Messung des elektrischen Widerstandes, wurde realisiert. Aus der Art der Einspannung der Probenform ergab sich die Einschränkung auf reine Zugbelastung der Proben-

körper. Da das Materialmodell Schädigungszuwachs nur unter zugbelasteten Rissen berücksichtigt, stellt die Reduktion der Belastung auf reinen Zug keine Einschränkung in Bezug auf die Verwendbarkeit der Versuchsergebnisse dar. Durchgeführt wurden Tests unter Weg- und Kraftregelung, wobei für die Wegregelung ein eigens entwickeltes Verfahren zur Bestimmung der Probenverformung benutzt wurde. Durch die Mittelwertbildung aus drei konzentrisch um die Probe angeordneten Wegaufnehmern konnte der Einfluss der zusätzlichen Rotationsfreiheitsgrade durch das Einfügen der Kreuzgelenke eliminiert werden.

Die Belastungsniveaus der Tests wurden so gewählt, dass eine Rissbildung mit kleinen plastischen Verformungen erzeugt wurde, somit also die Gleichungen der LEBM ihre Gültigkeit behalten. Der Ort der Schädigung wurde durch das Einfügen von geometrischen Fehlstellen vorgegeben.

Eine Berechnung der globalen Steifigkeit der Probe aus den gemessenen Verläufen von Kraft und Verlängerung der Probe wurde als Abgleich der Messergebnisse genutzt.

Die "in -situ"-Photographie der Schädigungszone der Probe mit einer hochauflösenden CCD-Kamera dokumentiert den gegen Versuchsende entstehenden Makroriss. Der Zeitpunkt der Photographie wurde durch die Auswertung des Messsignals der Regelgröße auf 90% der maximalen Belastungsamplitude vorgegeben. Die Photographie erfolgte alle 50 Lastzyklen.

Die Ergebnisse der Messungen können wie folgt bewertet werden:

Unter dem Einfluss einer sich entwickelnden spröden Schädigung ist eine Messung der Abnahme der Steifigkeit des Gesamtsystems erst zu einem sehr späten Zeitpunkt der Lebensdauer (ca. 85%) möglich.

Die Messung des elektrischen Widerstandes ergab zunächst ein ähnliches Bild, wobei die Sensitivität auf Schädigungseffekte etwas erhöht ist. Ab ca. 70% der Lebensdauer ist ein exponentieller Anstieg des elektrischen Widerstandes erfassbar. In einer vergrößerten Betrachtung des Bereiches um 1 für den normierten elektrischen Widerstand ergab sich, dass die Entwicklung des Widerstandes bereits sehr früh einsetzt. Dabei ist ab ca. 25% der Lebensdauer ein nahezu linearer Anstieg zu beobachten, der bei ca. 70% der Lebensdauer in die oben erwähnte exponentielle Entwicklung übergeht. Die Prozentzahlen der Lebensdauer und die Größenordnung der Veränderung während des linearen Anstieges sind dabei stark vom anliegenden Belastungsniveau abhängig.

Die Messung der akustischen Emissionen zeigen vom ersten Lastzyklus an eine Entwicklung in der Summe der detektierten AE-Counts. Nach einer in-

italen Entwicklung ist zunächst ein sehr geringer Anstieg der AE-Counts zu beobachten, der unter der stark lokalisierten Schädigungsentwicklung gegen Ende der Lebensdauer explosionsartig zunimmt. Dieses Verhalten steht in einer qualitativ guten Übereinstimmung mit der mit dem Materialmodell von SCHÜTTE berechneten Dissipation während eines Schädigungsprozesses. Aus der Definition der akustischen Emissionen als ein Teil der frei werdenden elastischen Verzerrungsenergie unter fortschreitender Schädigung kann die Übereinstimmung der Größen als Bestätigung der Richtigkeit der gewählten Ansätze für das Materialmodell gesehen werden. Eine quantitative Anpassung war auf Grund der enormen Streuung in den absoluten Werten der gemessenen akustischen Emissionen nicht sinnvoll möglich. Die Notwendigkeit, eine Triggerschwelle für die Aufnahme akustischer Emissionen einzuführen, führt dazu, dass Ereignisse mit kleinem Energieausstoß nicht detektiert werden können. Diese Tatsache spricht ebenso gegen eine quantitative Anpassung von Versuch und Modell wie das Fehlen der Möglichkeit, die Messung der AE auf eine Einheitsschädigung in der betrachteten Größenskala zu kalibrieren.

Der vorgegebene Ort der Schädigungsentwicklung konnte aus einer Laufzeitanalyse der gemessenen AE-Signale zuverlässig rekonstruiert werden.

Eine Erweiterung der Arbeit ist vor allen Dingen in Bezug auf die Auswertung der AE-Messungen möglich. Eine Bewertung der Ereignisse nach in der Arbeit nicht beachteten Größen wie z.B. der Frequenz des abgestrahlten Signals kann dann unter Umständen zu einer Bewertung des absoluten Schädigungszustandes des Materials herangezogen werden, ohne notwendigerweise den gesamten Prozess zu verfolgen.

Für beide verwendeten zerstörungsfreien Prüfmethoden wäre eine Erweiterung der Belastung auf den Druck- und Torsionsbereich oder eine Kopplung der Belastungen denkbar, um Einflüsse von Vorschädigungen auf die Messgröße zu erfassen.

Eine Erweiterung der Datenbasis durch eine Vielzahl von Versuchen kann für die Messgrößen eine gesicherte statistische Aussagekraft liefern, so dass eine Parameteranpassung an Mittelwert und Streuung der Größen denkbar ist.

A: Elektrische Schaltungen

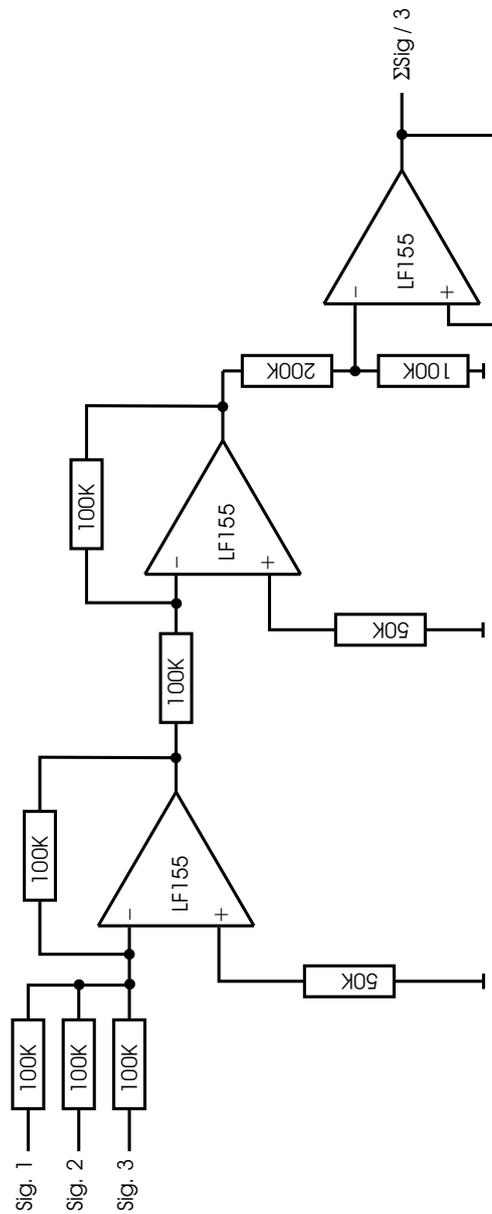


Abbildung 5.79: Schaltung zur Mittelwertbildung drei analoger Messsignale

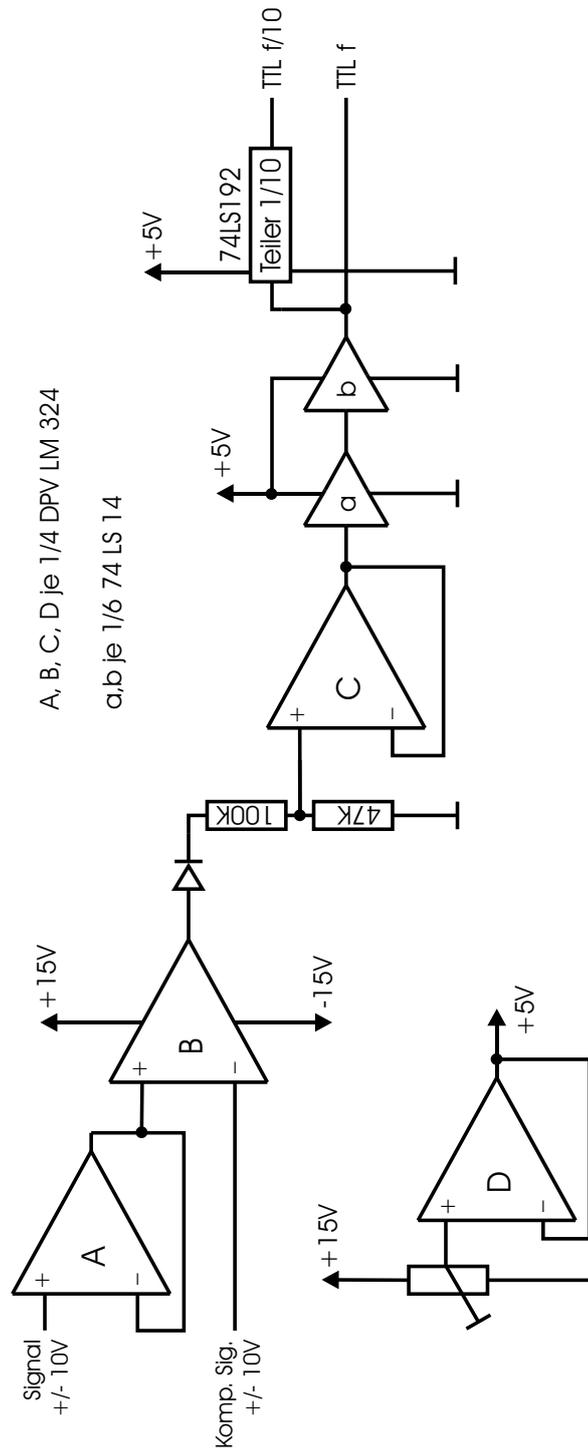
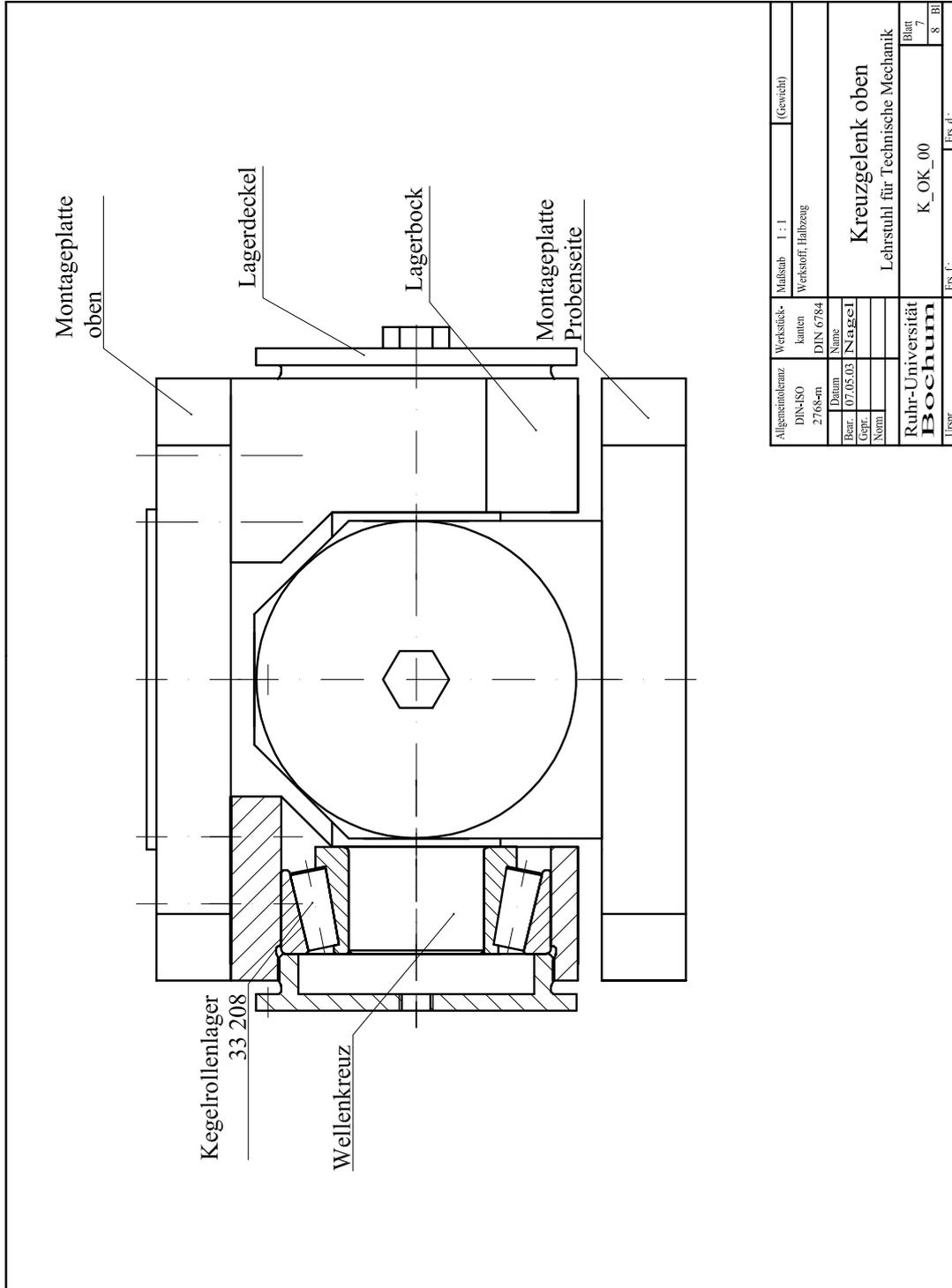
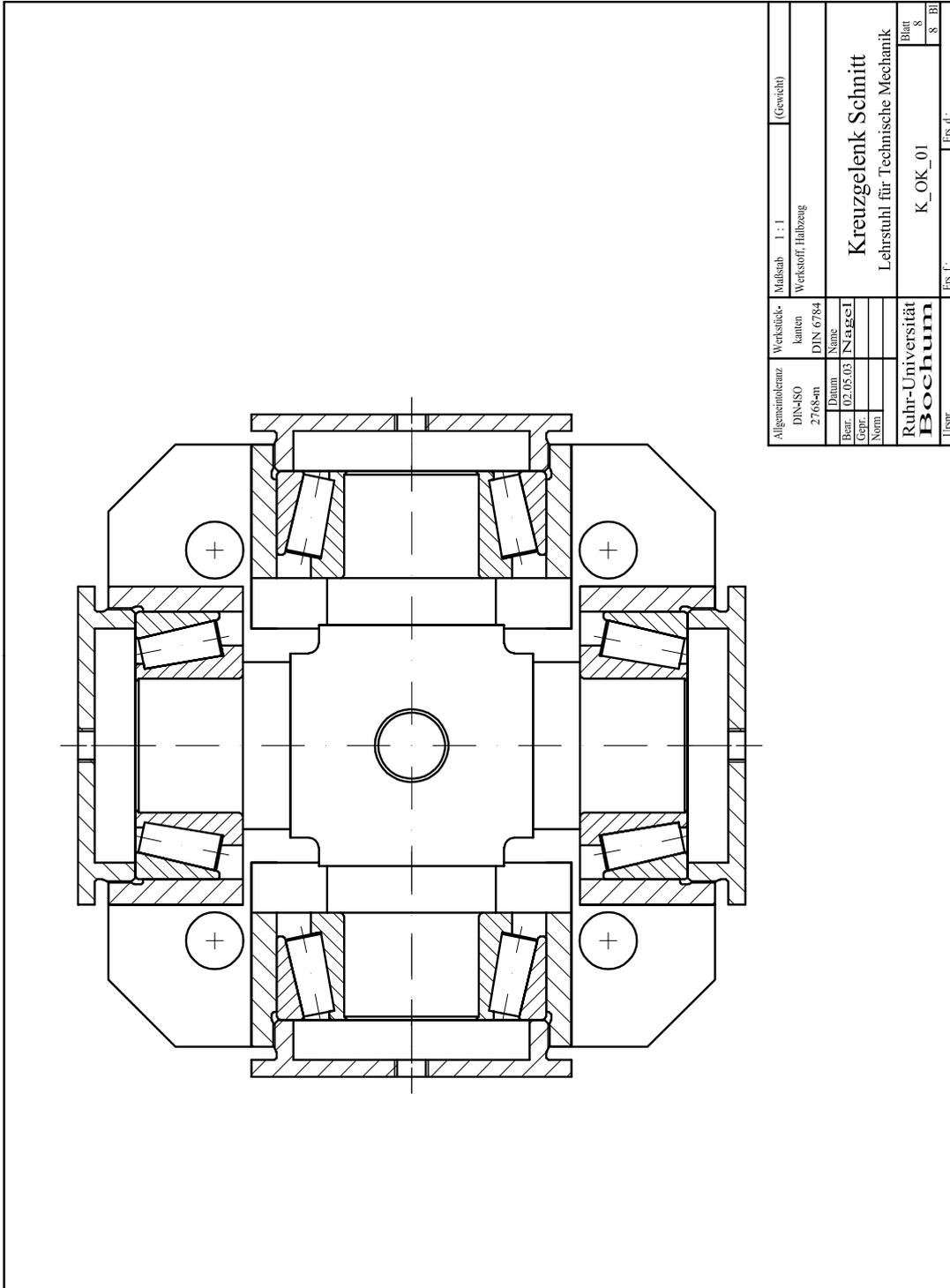


Abbildung 5.80: Schaltung zur Triggerung der CCD-Kamera

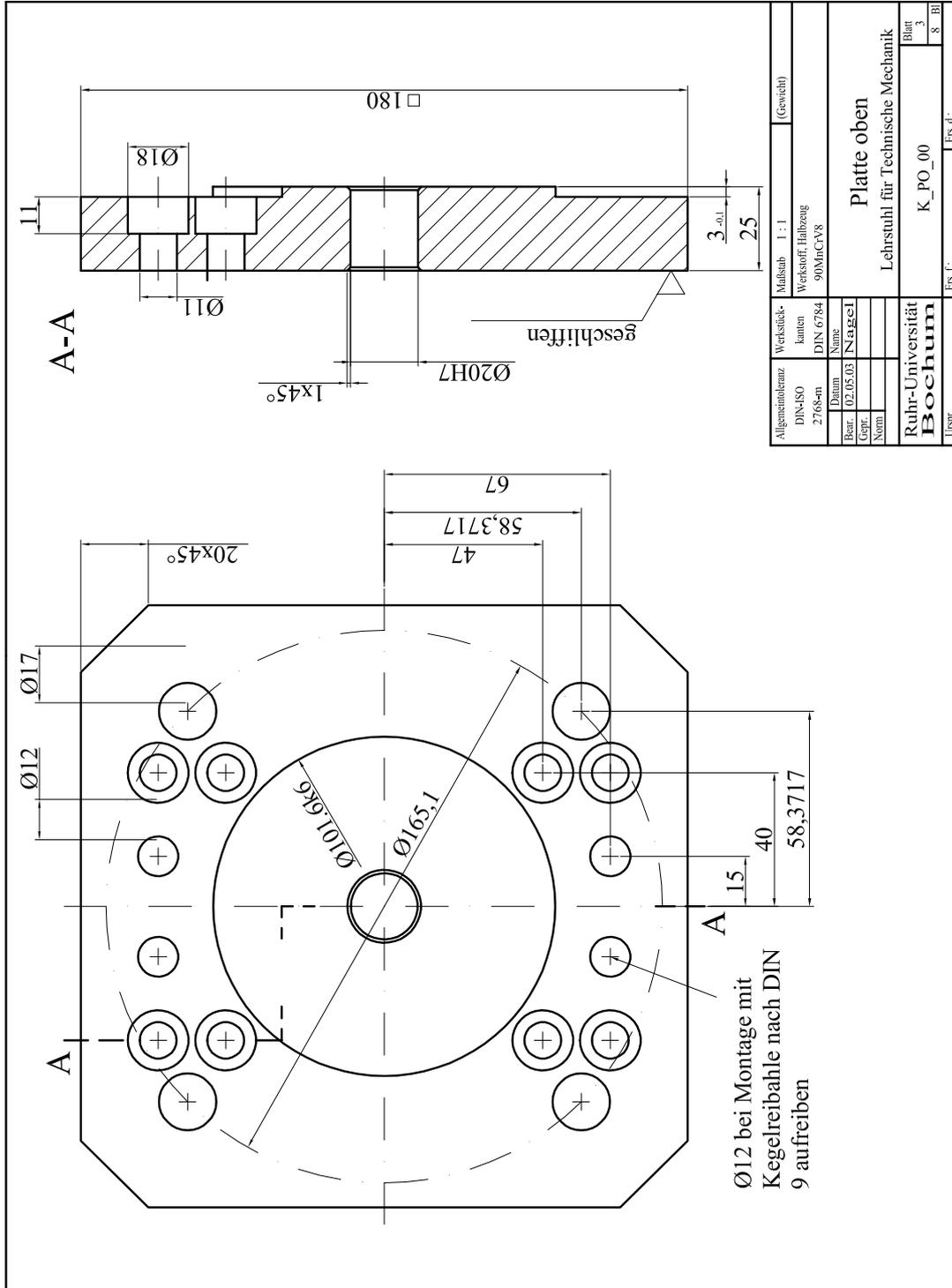
B: Konstruktionszeichnungen Kreuzgelenke

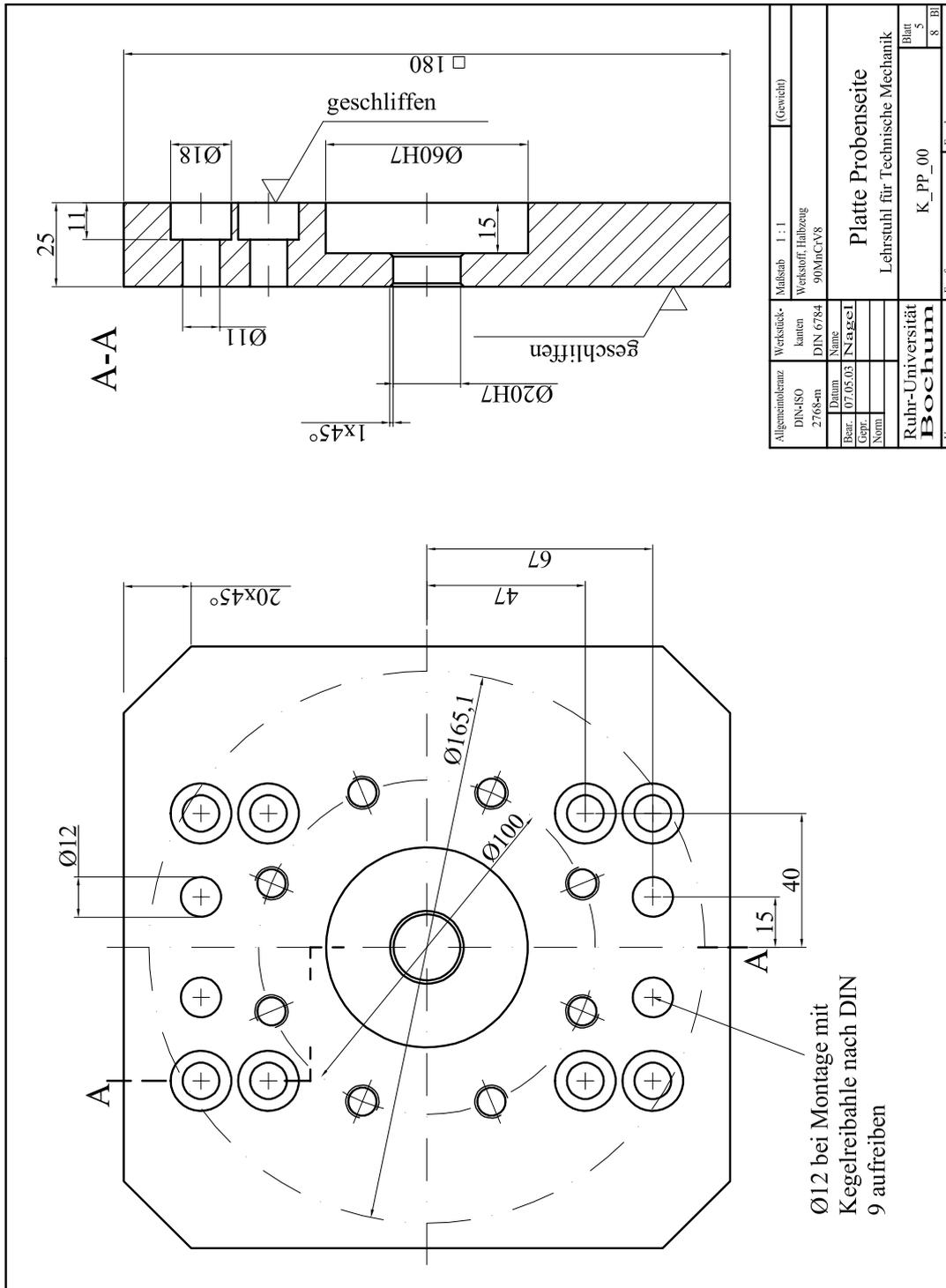
Pos. 09 auf 10mm gekürzt; u.U. mit Scheibe und Kontermutter einsetzen				
11	32	Zylinderschraube	DIN 912 M10x25	12.9
10	16	Gewindestift	DIN 916 M4x12	
09	8	Sechskantschraube	DIN 933 M10x20	
08	8	Kegelrollenlager	33 208	
07	16	Kegelstift	ISO 2339-A	12x45-St
06	8	Lagerdeckel	K_LD_00	St 52
05	8	Lagerbock	K_LB_00	St 52
04	2	Wellenkreuz	K_WK_00	42CrMo4
03	1	Platte oben	K_PO_00	90MnCrV8
02	2	Platte Probenseite	K_PP_00	90MnCrV8
01	1	Platte unten	K_PU_00	90MnCrV8
Pos	Stck	Benennung	Z.-Nr. / Norm	Werkst.
		Allgemeintoleranz DIN-ISO 2768-m	Werkstück- kanten DIN 6784	Maßstab (Gewicht) Werkstoff, Halbzeug
		Datum	Name	Stückliste Lehrstuhl für Technische Mechanik
Bear.	08.05.03		Nagel	
Gepr.				
Norm				
		Ruhr-Universität Bochum	Kreuzgelenk	Blatt Bl
		Urspr.	Ers. f.:	Ers. d.:



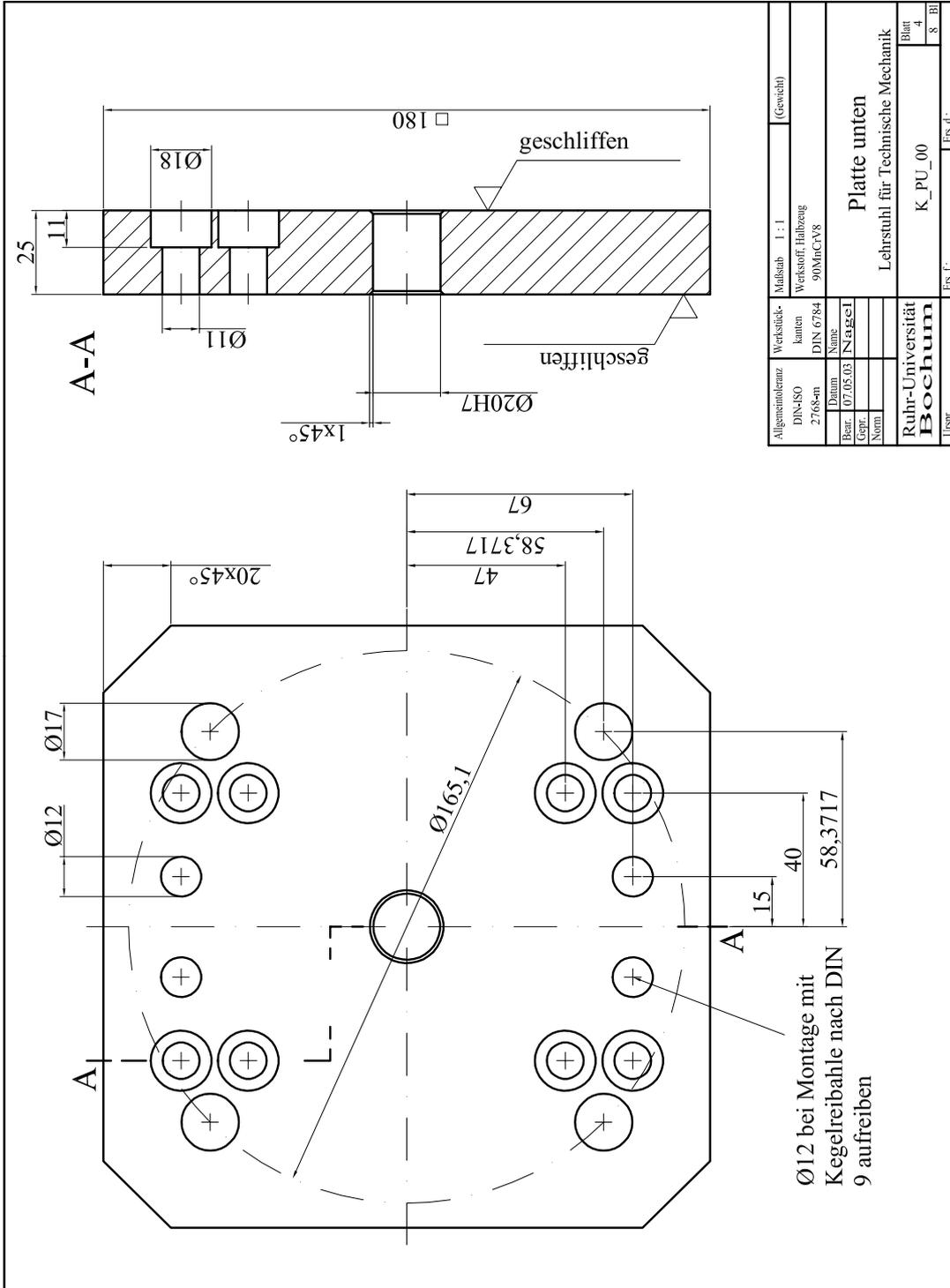


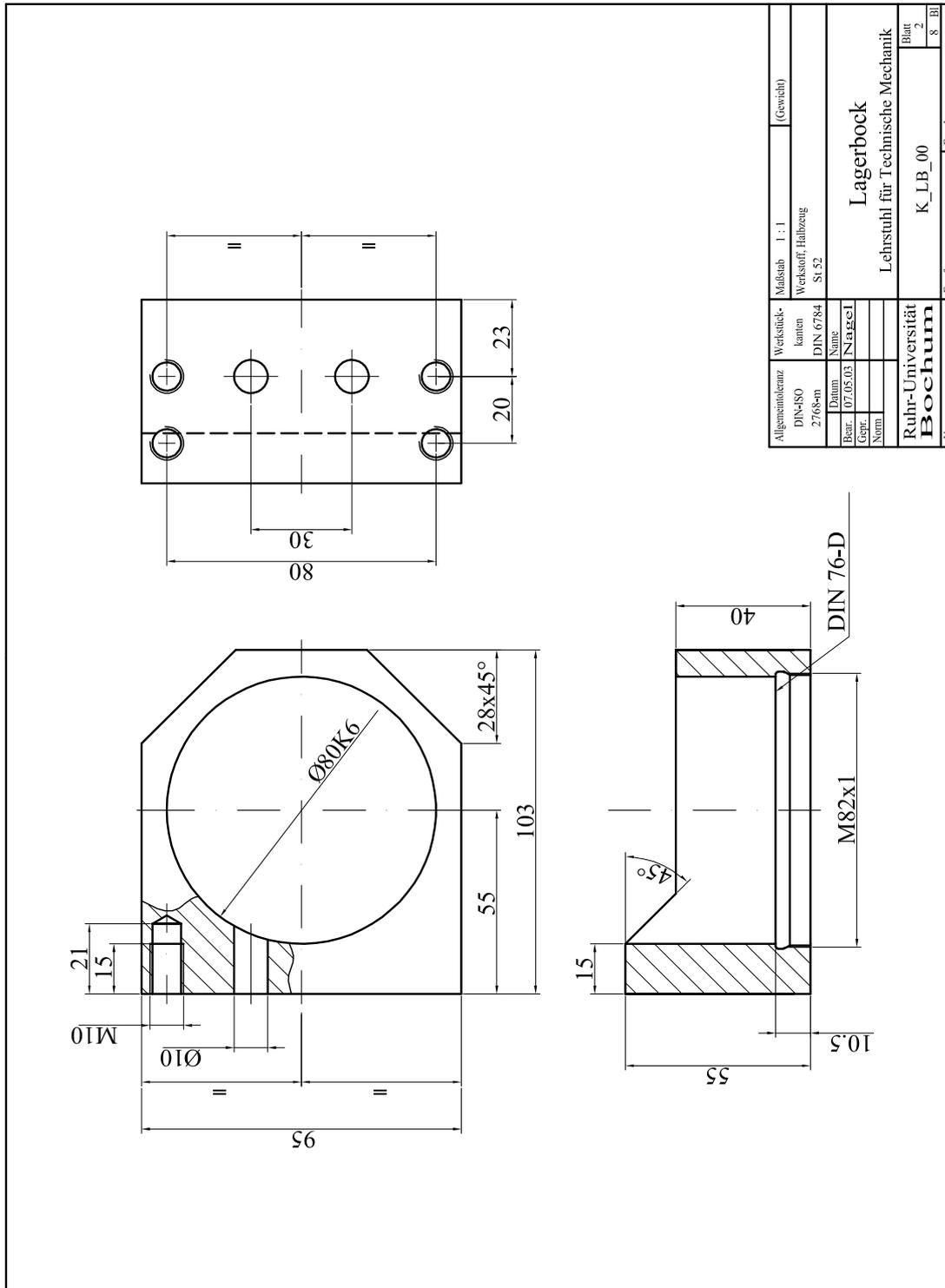
Maßstab	1 : 1	(Gewicht)
Werkstoff	Halbzeug	
Werkstoffkennzeichen	Kanten DIN 6784	
Bezeichnung	Kreuzgelenk Schnitt	
Norm	Lehrstuhl für Technische Mechanik	
Urspr.	K_OK_01	Blatt 8 8 Bl
	Ers. d.:	

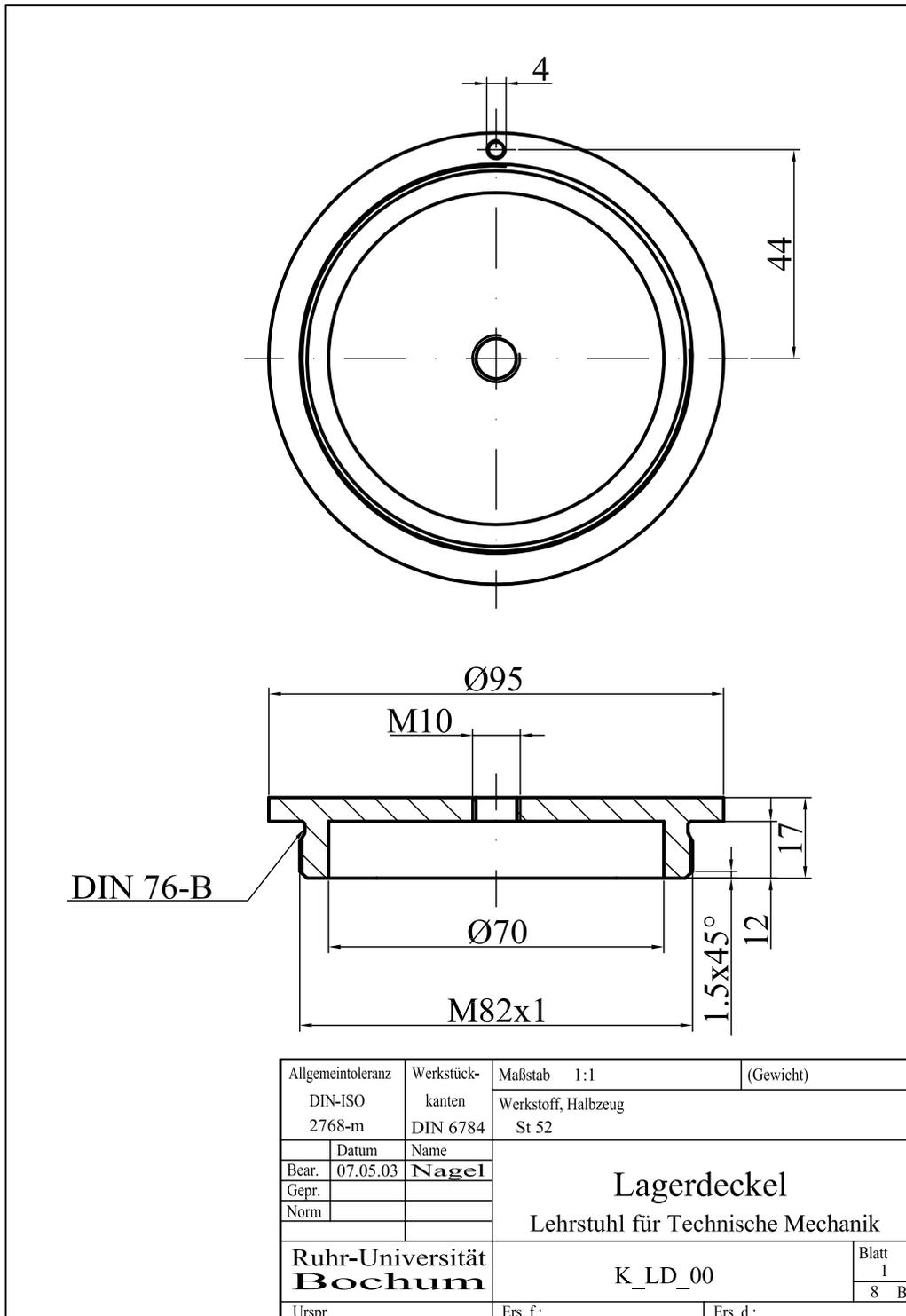


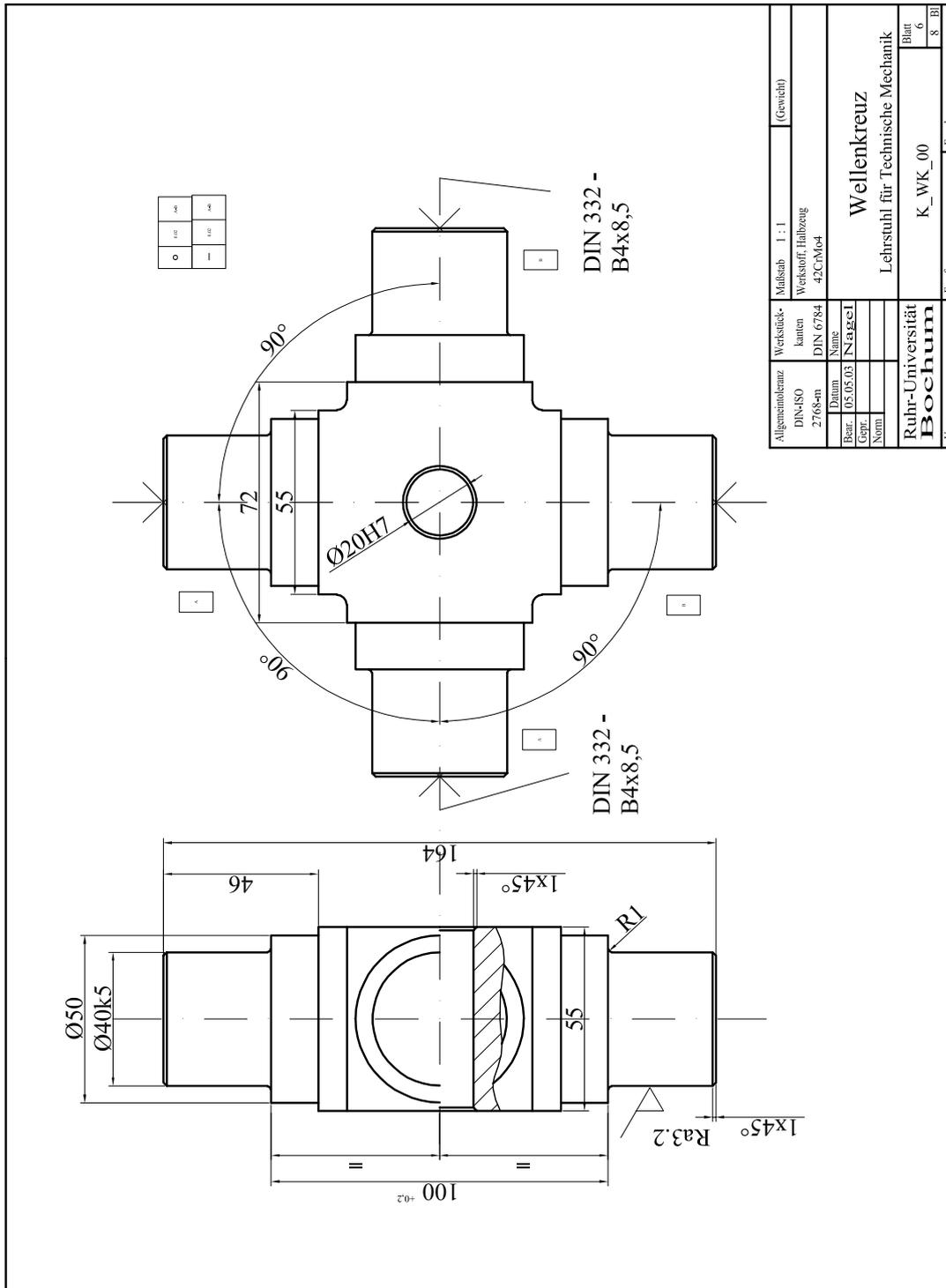


Allgemeinbezeichnung	Werkstoffkennzeichnung	Mäßstab	(Gewicht)
DIN-ISO 2768-mS	Kanten DIN 6784	1 : 1	
Bearb. 07.05.03	Name	Werkstoff	Halbzeug
Gepr.	Norm	90MnCrV8	
		Platte Probenseite	
		Lehrstuhl für Technische Mechanik	
		Urspr.	Blatt 5
			8 - Bl
			Ers. d.:
			K_PP_00
			Ruhr-Universität Bochum









Literatur

- Anderson, R. (1925). *An Investigation on the Constitution, Heat Treatment, and Microstructure of Duralumin*. Ph. D. thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- Asaro, R. & J. Rice (1977). Strain localization in ductile single crystals. *J. Mech. Phys. Solids* **25**(5), 309–338.
- Baron, J. & S. Ying (1987). Acoustic emission source location. In P. McIntire und R. K. Miller (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 6, pp. 135–154. American Society for Nondestructive Testing.
- Bassim, M. N. (1987). Macroscopic origins of acoustic emission. In P. McIntire und R. K. Miller (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 2, pp. 46–61. American Society for Nondestructive Testing.
- Beitz, W. & K.-H. Küttner (1990). *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau*, Volume 17. Springer.
- Bergmann, J. (1983). Zur Betriebsfestigkeit gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchung. *Dissertation*. Technische Hochschule Darmstadt.
- Berkovits, A. & D. Fang (1993). Acoustic emission during fatigue of a nickel base superalloy. *Journal of Acoustic Emission* **11**(2), 85–94.
- Berkovits, A. & D. Fang (1995). Study of fatigue crack characteristics by acoustic emission. *Eng. Fract. Mech.* **51**(3), 401–416.
- Bilby, B. & G. Cardew (1975). The crack with a kinked tip. *Int. J. Fracture* **11**, 708–712.
- Blumenauer, H. & G. Pusch (1993). *Technische Bruchmechanik* (3 ed.). Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig - Stuttgart.

- Broek, D. (1989). *The Practical Use of Fracture Mechanics*. Kluwer Academic Publishers.
- Classen-Nekludowa, M. (1929). Über die sprungartige Deformation. *Zeitschrift für Physik* **55**, 555–568.
- Coleman, B. & M. Gurtin (1967). Thermodynamics with internal state variables. *The Journal of Chemical Physics* **14**(2), 597–613.
- Cordebois, J. & F. Sidoroff (1979). Damage induced elastic anisotropy. In J.P.Boehler (Ed.), *Mechanical Behaviour of Anisotropic Solids*, pp. 761–774. Martinus Nijhoff Publishers. Number 295 in CNRS.
- Czochralski, J. (1917). Fortschritte der Metallographie: Einfluss der Formänderung. *Stahl und Eisen* **37**(21), 502–504.
- Drouillard, T. F. (1987). Introduction to acoustic emission technology. In P. McIntire und K. M. Ronnie (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, pp. 1–10. American Society for Nondestructive Testing.
- Dufailly, J. & J. Lemaitre (1995). Modeling very low cycle fatigue. *Int. J. Damage Mech.* **4**, 153–170.
- Eifler, D. (1981). Inhomogene Deformationserscheinungen bei Schwingbeanspruchung eines unterschiedlich wärmebehandelten Stahles des Typs 42CrMo4. *Dissertation*. Universität Karlsruhe.
- Fang, D. & A. Berkovits (1994). Evaluation of fatigue damage accumulation by acoustic emission. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* **17**(9), 1057–1067.
- Fang, D. & A. Berkovits (1995). Fatigue design model based on damage mechanisms revealed by acoustic emission measurements. *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME* **117**, 200–208.
- Fischer, U., M. Heinzler, R. Kilgus, F. Näher, H. Paetzold, W. Röhrer, K. Schilling & A. Stephan (1999). *Tabellenbuch Metall*. Europa Lehrmittel.
- Forman, R., V. Kearney & R. Engle (1967). Numerical analysis of crack propagation in a cyclic-load structure. *ASME Trans. J. Basic Eng.* **89D**, 459.
- Green, A., P. Blackburn, B. Craig, N. Cross, M. Ferdinand, T. Fowler & D. Robinson (1987). Acoustic emission applications in the petroleum

- and chemical industries. In P. McIntire und R. K. Miller (Eds.), *Non-destructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 7, pp. 155–223. American Society for Nondestructive Testing.
- Griffith, A. (1920). The phenomena of rupture and flow in solids. *Phil. Trans. Royal Soc. London* **A221**, 163–198.
- Gurson, A. (1977). Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I - Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *J. Engng. Materials Technol.* **99**, 2–15.
- Haibach, E. (1970). Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung. *Technische Mitteilung Nr.50/70 des Laboratoriums für Betriebsfestigkeit*.
- Haibach, E. (2002). *Betriebsfestigkeit* (2 ed.). Springer.
- Haibach, E. & H. Lehrke (1976). Das Verfahren der Amplitudentransformation zur Lebensdauerberechnung bei Schwingbeanspruchung. *Arch. Eisenhüttenw.* **47**(10), 623–628.
- Holmyard, E. & D. Litt (1928). *The Works of Gerber, Englished by Richard Russel, A New Edition with Introduction*. J.M. Dent and Sons Ltd., London and E.P. Dutton and Company, New York N.Y.
- Huang, M., L. Jiang, P. Liaw, C. Brooks, R. Seeley & D. Klarstrom (1998). Using acoustic emission in fatigue and fracture materials research. *JOM : the journal of the Minerals, Metals & Materials Society* **50**(11), online.
- Irwin, G. (1957). Analysis of stress and strain states near the end of a crack transversing a plate. *J. Appl. Mech.* **24**, 361–364.
- J.L.Chaboche (1978). *Description Thermodynamique et Phénoménologique de la Visco-Plasticité Cyclique Avec Écroissage*. Ph. D. thesis, Université P. et M. Curie.
- Kachanov, L. (1958). On the time to failure under creep conditions. *Isw. AN SSSR. Otd Techn. Nauk* **8**, 26–31.
- Kachanov, M. (1992). Effective elastic properties of cracked solids. *Appl. Mech. Rev.* **45**(8), 304–335.
- Kaiser, J. (1950). Untersuchungen über das Auftreten von Geräuschen beim Zugversuch. *Dissertation*. Technische Hochschule München.

- Kaiser, J. (1953). Erkenntnisse und Folgerungen aus der Messung von Geräuschen bei Zugbeanspruchung von metallischen Werkstoffen. *Archiv für Eisenhüttenwesen* **24**(1-2), 43–45.
- Kalthoff, J. (1994). Caustic analysis of fracture phenomena. *European journal of mechanics / A Solids* **13**(4 - suppl.), 61–78.
- Le, K., H. Schütte & H. Stumpf (1999). Determination of the driving force acting on a kinked crack. *Arch. Appl. Mech.* **69**, 337–344.
- Le, K., H. Schütte & H. Stumpf (1998). Dissipative driving force in ductile crystals and the strain localization phenomenon. *Int. J. Plasticity* **14**(10-11), 1109–1131.
- Leckie, F. & E. Onat (1981). Tensorial nature of damage measuring internal variables. In J. Hult und J. Lemaitre (Eds.), *Physical Non-Linearities in Structural Analysis*, pp. 140–155. Springer.
- Lemaitre, J. (1996). *A Course on Damage Mechanics* (2 ed.). Berlin: Springer-Verlag.
- Lemaitre, J. & J.-L. Chaboche (1990). *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge University Press.
- Miner, M. (1945). Cumulative damage in fatigue. *J. Appl. Mech.* **12**(3), A159–A164.
- Mohr, O. (1900). *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* **44**.
- Murakami, S., K. Hayakawa & Y. Liu (1998). Damage evolution and damage surface of elastic-plastic-damage materials under multiaxial loading. *Int. J. Damage Mech.* **7**, 103–128.
- Murakami, S. & N. Ohno (1981). A continuum theory of creep and creep damage. In A. Ponter und D. Hayhurst (Eds.), *Creep in Structures*, pp. 422–444. Springer.
- Murav'ev, V., L. Stepanov, V. Chaplygin, E. Lebedev, V. Kozhemyakin, A. Kareev & S. Katarushkin (2003). Study of growth of fatigue cracks in metallic samples using methods of acoustic emission and strain measurement. *The Russian Journal of Nondestructive Testing* **38**(11), 857–864.
- Murev'ev, V., L. Stepanova & A. Kareev (2003). Evaluation of the danger degree of fatigue cracks in the acoustic emission testing of cast pieces of a freight-car truck. *RJNTE4* **39**(1), 54–59.

- Nam, K. (1999). Acoustic emission from surface fatigue cracks in SS41 steel. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **22**, 1103–1109.
- Ono, K. (1994). Acoustic emission. *JACED*, 641–653.
- Palmgren, A. (1924). Die Lebensdauer von Kugellagern. *VDI Zeitschrift* **68**, 339–341.
- Paris, P. (1962). *The Growth of Fatigue Cracks Due to Variations in Load*. Ph. D. thesis, Lehigh University.
- Portevin, A. & F. LeChatelier (1923). Sur un phénomène observé lors de l'Essai de traction d'Alliges en cours de transformation. *Comptes Rendus Hebdomadaires des Seances de l'Academie des Siences* **176**, 507–510.
- Prosser, W., K. Jackson, S. Kellas, B. Smith, J. McKeon & A. Friedman (1995). Advanced, waveform based acoustic emission detection of matrix cracking in composites. *Materials Evaluation* **53**(9), 1052–1058.
- Rabotnov, Y. (1968). Creep rupture. In *Proc. 12 Int. Congr. Appl. Mech. In Stanford, California*, pp. 342–349.
- Rice, J. (1968). Mathematical analysis in the mechanics of fracture. In H. Liebowitz (Ed.), *Fracture - A Treatise*, Volume 8, New York, pp. 191–311. Academic Press.
- Rice, J. (1974). Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity. *J. Mech. Phys. Solids* **22**, 17–26.
- Scheil, E. (1929). Über die Umwandlung des Austenits in Martensit in gehärtetem Stahl. *Zeitschrift für Anorganische und Allgemeine Chemie* **183**, 98–120.
- Schütte, H. (2001). Ein finites Modell für spröde Schädigung basierend auf der Ausbreitung von Mikrorissen. *Dissertation*. Mitteilung aus dem Institut für Mechanik, Ruhr-Universität Bochum.
- Schütte, H. & O. Bruhns (2002). On a geometrically nonlinear damage model based on a multiplicative decomposition of the deformation gradient and the propagation of microcracks. *J. Mech. & Phys. Solids* **50**, 827–853.
- Schütte, H., M. Heiderich & O. T. Bruhns (2004). Brittle damage by microcracks - numerical modell and experimental validation. In F. Stangenberg, O. Bruhns, D. Hartmann, und G. Meschke (Eds.), *ICLODC 2004*, pp. 167–178. Ruhr-Universität Bochum: SFB 398.

- Skrzypek, J. (1999). *Modeling of Material Damage and Failure of Structures*. Berlin: Springer-Verlag.
- Smith, K., P. Watson & T. Topper (1970). A stress-strain function for fatigue of metals. *J. of Materials* **5**(4), 767–778.
- Soboyejo, W. & P. Ramasundaram (1996, July). Damage in a $[0/90]_{2s}$ nicalon-reinforced CAS glass ceramic composite. *Int. J. Damage Mech.* **5**, 278–291.
- Spanner, J. C., A. Brown, D. R. Hay, V. Mustafa, K. Notvest & A. Pollock (1987). Fundamentals of acoustic emission testing. In P. McIntire und R. K. Miller (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 1, pp. 11–44. American Society for Nondestructive Testing.
- Tresca, H. (1872). Mémoire sur l'écoulement de corps solides. *Mémoires Présentés par Divers Savants* **20**, 75–135. Acad. Sci. Paris.
- Vahaviolos, S., J. Culp, P. Hutton, R. Klein, C. McGogney, R. Miller, J. Mitchell, M. Saifi & E. Schwenk (1987). Acoustic emission application in welding. In P. McIntire und R. Miller (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 9, pp. 275–310. American Society for Nondestructive Testing.
- Vogelsang, H. (2001). Parameteridentifikation für ein selbstkonsistentes Stoffmodell unter Berücksichtigung von Phasentransformationen. *Dissertation*. Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik, Ruhr-Universität Bochum.
- von Mises, R. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand. *Gött. Nach. Math.-Phys. Kl.*, 582–592.
- Vormwald, M. (1989). Anrisslebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse. *Institut für Stahlbau und Werkstofftechnik, Technische Hochschule Darmstadt* **47**.
- Wadley, H. N. G. & J. A. Simmons (1987). Microscopic origins of acoustic emission. In P. McIntire und R. K. Miller (Eds.), *Nondestructive Testing Handbook, Acoustic Emission Testing* (second ed.), Volume 5, Chapter 3, pp. 63–90. American Society for Nondestructive Testing.
- Waschkies, E. (1982). Transferfunktionen von Schallemissions-Risssignalen in Platten. *Dissertation*. Universität des Saarlandes,

Saarbrücken.

- Wegst, C. W. (1992). *Stahlschlüssel*, Volume 16. Stahlschlüssel Wegst GmbH.
- Weick, M. & J. Aktaa (2003). Microcrack propagation under non-proportional multiaxial alternating loading. In A. Carpinteri, M. de Freitas, und A. Spagnoli (Eds.), *Biaxial / Multiaxial Fatigue and Fracture*, Chapter Low Cycle Multiaxial Fatigue, pp. 441–460. Elsevier.ESIS Publication 31.
- Westergaard, H. (1939). Bearing pressures and cracks. *J. Appl. Mech.* **61**, A49–A53.
- Wheeler, O. (1972). Numerical analysis of crack propagation in a cyclic-load structure. *ASME Trans. J. Basic Eng.* **94**, 181.
- Williams, M. (1957). On the stress distribution at the base of a stationary crack. *J. Appl. Mech* **24**, 109–114.
- Wöhler, A. (1860). Über die Festigkeits-Versuche mit Eisen und Stahl. *Zeitschrift für Bauwesen* **8,10,13,16,20**.

**Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM
Nr. 133**

978-3-935892-8-7