



Forschungszentrum Karlsruhe
in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 7162

**Untersuchung
und Modellierung
der Lebensdauer unter
nichtproportionaler
mehrachsiger
Wechselbeanspruchung**

M. Weick
Institut für Materialforschung

August 2005

Forschungszentrum Karlsruhe
in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 7162

**Untersuchung und Modellierung der Lebensdauer
unter nichtproportionaler mehrachsiger
Wechselbeanspruchung**

Matthias Weick
Institut für Materialforschung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften
von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH)
genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
2005

Impressum der Print-Ausgabe:

**Als Manuskript gedruckt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

**Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)**

ISSN 0947-8620

urn:nbn:de:0005-071622

Untersuchung und Modellierung der Lebensdauer unter nichtproportionaler mehrachsiger Wechselbeanspruchung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften

von der Fakultät für Maschinenbau der
Universität Karlsruhe (TH)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Matthias Weick
aus Kirrlach

Tag der mündlichen Prüfung:	20.06.2005
Hauptreferent:	Prof. Dr. rer. nat. D. Munz
Korreferent	Prof. Dr. rer. nat. O. Kraft

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Verhalten des hochlegierten Chrom-Nickel Stahls 1.4909 (AISI 316 L(N)) unter mehrachsiger nichtproportionaler Ermüdungsbelastung, bei zeitlich konstantem Hauptachsensystem, untersucht. Insbesondere auf die Auswirkungen von unterschiedlichen Phasenverschiebungen auf das Materialverhalten wurde hierbei verstärktes Augenmerk gerichtet.

Zur Durchführung der Versuche wurde eine in Kapitel 3 ausführlich beschriebene Versuchsanlage eingesetzt, die aufgrund ihrer Konzeption auch bei nichtproportionalen Versuchen ein zeitlich invariantes Hauptachsensystem garantiert. Damit wurden nichtproportionale mehrachsige Ermüdungsversuche mit verschiedenen Lasthorizonten und verschiedenen Phasenverschiebungen durchgeführt.

Es zeigten sich, je nach Phasenlage, deutliche Unterschiede in der Lebensdauer bei der gleichen äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite. Unter Berücksichtigung des hydrostatischen Anteils der Belastung, sowie der aufgrund der nichtproportionalen mehrachsigen Belastung auftretenden zusätzlichen bzw. geminderten Verfestigung, ließen sich die Unterschiede in den Bruchlastspielzahlen, bei gleicher äquivalenter Dehnbelastung, erklären.

Es wurden zwei für diese beiden Einflussgrößen charakteristische Parameter definiert, welche in Kombination den neu geschaffenen Mehrachsigenkoeffizienten f_m bilden. Dieser Mehrachsigenkoeffizient drückt den Unterschied der einzelnen Versuche im Vergleich zum einachsigen Fall aus. Unter Verwendung dieser Größe wurde ein modifiziertes Manson-Coffin Modell formuliert.

Weiterhin wurde ein, durch Arbeiten von McDowell und Bennet angeregtes, mikrobruchmechanisches Rissfortschrittsmodell entwickelt, dessen Annahmen zur Mikrorissausbreitung sich sehr gut mit den hier erzielten Versuchsergebnissen decken. Durch Implementierung des oben erwähnten Mehrachsigenkoeffizienten in dieses Modell wurde dessen Treffgenauigkeit deutlich verbessert.

Die hier entwickelten Modelle wurden dann mit mehreren, aus der Literatur bekannten Ansätzen zur Lebensdauerermittlung unter mehrachsiger Ermüdungsbeanspruchung, hinsichtlich ihrer Treffgenauigkeit, verglichen. Es zeigte sich dabei eine hohe Qualität der hier entwickelten Modelle.

Abstract

Investigation and modeling of lifetime under non-proportional multiaxial alternating loading

The behavior of high-alloy chromium-nickel steel 1.4909 (AISI 316 L(N)) was studied under multiaxial non-proportional fatigue loading with a fixed principal axis system. Particular attention was paid to the effects of various phase shifts on the material behavior.

The experiments were performed using a test facility described in detail in Section 3. Due to its conception, this test facility guarantees a temporarily invariant principal axis system even in case of non-proportional experiments. In the facility, non-proportional multiaxial fatigue tests were performed with variable load horizons and variable phase shifts.

Depending on the phase position, considerable differences in lifetime were obtained at the same equivalent plastic strain range. Considering the hydrostatic part of loading, the different number of cycles to failure at the same equivalent strain load were explained by additional or reduced hardening due to non-proportional multiaxial loading.

Two parameters characteristic of these two effects have been defined, which are combined in the newly established multiaxiality factor f_m . This multiaxiality factor expresses the difference of the individual experiments as compared to the uniaxial case. Using this parameter, a modified Manson-Coffin model was formulated.

In addition and based on the work of McDowell and Bennet, a micro fracture mechanics crack propagation model has been developed, the micro crack propagation assumptions of which are in very good agreement with the test results obtained. By implementing the above-mentioned multiaxiality factor in this model, accuracy of the latter was improved considerably.

After this, the models developed were compared with several approaches to lifetime prediction under multiaxial fatigue loading known from literature. As far as accuracy was concerned, the models developed were found to be of high quality.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung	1
2 Grundlagen	3
2.1 Erzeugung von mehrachsigen Belastungszuständen	3
2.2 Rissentstehung und Rissausbreitung	7
2.2.1 Rissentstehung	8
2.2.2 Rissausbreitung	12
2.3 Lebensdauerbestimmung	16
2.3.1 Phänomenologische Ansätze	16
2.3.2 Klassische bruchmechanische Ansätze	25
2.3.3 Mikrobruchmechanische Ansätze	29
3 Experimentelles	32
3.1 Die Versuchsanlage	32
3.1.1 Funktionsprinzip und Hauptkomponenten	32
3.1.2 Messdatenerfassung	36
3.2 Proben	38
3.2.1 Werkstoff	38
3.2.2 Geometrie	39
3.3 Versuchsdurchführung	44
3.3.1 Hochfahren der Anlage	44
3.3.2 Belastungspfade	45
3.3.3 Abschalten der Anlage	47
3.3.4 Messdatenverarbeitung	49
3.3.5 Optische Probenuntersuchung	50
4 Experimentelle Ergebnisse	52
4.1 Ermittlung der äquivalenten plastischen Vergleichsdehnschwingbreite	52
4.1.1 Definition der äquivalenten plastischen Vergleichsdehnschwingbreite	52
4.1.2 Ermittlung der elastischen und plastischen Dehnanteile	54

4.2 Ergebnisse der Spannungs-/Dehnungsuntersuchungen	56
4.2.1 Verhältnis der elastischen und plastischen Dehnungen	56
4.2.2 Variation der Verfestigung durch nichtproportionale Belastungen	61
4.2.3 Sollwertvorgaben – äquivalente plastische Dehnschwingbreite	63
4.3 Auswertung der Schallemissionsdaten	65
4.4 Ergebnisse der optischen Untersuchungen	72
4.4.1 Lichtmikroskopische Untersuchungen	72
4.4.2 Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen	75
4.5 Lebensdauerdaten	77
4.6 Diskussion der Versuchsergebnisse	79
5 Modellierung	82
5.1 Verifikation der äquivalenten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreite	82
5.2 Modifiziertes Manson-Coffin Modell	85
5.3 Rissfortschrittsmodell	90
5.3.1 Parameteridentifikation	90
5.3.2 Risswachstum	93
5.4 Diskussion der Modelle	98
6 Zusammenfassung und Ausblick	102
7 Literaturverzeichnis	105
Anhang	112
A.1 Einachsige Verformungsdaten	112
A.2 Verwendetes Chaboche Modell	113
A.3 DasyLab Programmstruktur	114
A.4 Modifizierte elastisch-plastische Werkstoffkennndaten	116
A.5 Verwendete Modellparameter	118

1 Einleitung

Nahezu alle Bauteile und Maschinenelemente werden während ihrer Betriebsdauer komplexen, mehrachsigen Beanspruchungen unterworfen. Mit den bekannten, einachsig ermittelten Materialkennwerten lässt sich das hieraus resultierende Verhalten allerdings oft nur unzureichend charakterisieren. Insbesondere im Bereich der Materialermüdung führen mehrachsige Belastungen zu einem deutlich veränderten Materialverhalten. Aufgrund der bislang nicht ausreichend genauen Voraussagbarkeit der Lebensdauer unter komplexen Beanspruchungssituationen sind daher erhöhte Sicherheitszuschläge notwendig, um einen zuverlässigen Betrieb zu gewährleisten. Die stetig steigenden Anforderungen an die Wirtschaftlichkeit zwingen allerdings zunehmend zu einer Reduzierung dieser Sicherheitszuschläge. Da ein sicherer Betrieb selbstverständlich auch weiterhin unabdingbar ist, muss im Gegenzug eine immer exaktere Dimensionierung der entsprechend belasteten Bauteile erreicht werden.

Um ein besseres Verständnis für das Ermüdungsverhalten unter mehrachsiger Beanspruchung zu erlangen und daraus resultierend verbesserte Lebensdauervorhersagemodelle zu entwickeln, wurden in den letzten Jahren in verstärktem Maße mehrachsige Ermüdungsexperimente durchgeführt. Besonderes Augenmerk wurde hierbei auf nichtproportionale zyklische Belastungen gerichtet. Die hierzu vornehmlich verwendeten Zug-/Druck-/Torsions-Prüfanlagen, bei denen die mehrachsige Beanspruchung durch axialen Zug/Druck und ein in Längsrichtung angreifendes Torsionsmoment erzeugt wird, führen bei nichtproportionalen Versuchen, aufgrund des eingebrachten Torsionsmomentes, zu einem rotierenden, d.h. zeitlich nicht konstant ausgerichteten Hauptachsensystem. Ausgehend von den mit diesen Anlagen erzielten Ergebnissen wurden, von verschiedenen Autoren, zahlreiche Lebensdauermodelle vorgeschlagen. Wenig erforscht ist hingegen der Einfluss der Phasenverschiebung bei zeitlich invariantem Hauptachsensystem, da hier der experimentelle Aufwand, gegenüber Zug-/Druck-/Torsionsversuchen deutlich höher ist.

Im Rahmen dieser Arbeit kam eine biaxiale Prüfanlage, die in Kapitel 3 ausführlich beschrieben wird, zum Einsatz, bei der die Umfangsbelastung nicht durch ein eingebrachtes Torsionsmoment, sondern durch eine kombinierte Innen/Außendruckbelastung erzeugt wird. In diesem Fall ist die Lage des Hauptachsensystems auch bei nichtproportionalen Belastungen zeitlich invariant. Mit dieser Anlage wurden mehrachsige Ermüdungsversuche mit unterschiedlichen Lastamplituden und verschiedenen Phasenverschiebungen zwischen der Axial- und Umfangsbelastung durchgeführt. Alle Versuche wurden im LCF (Low-Cycle-Fatigue)-Bereich durchgeführt und waren komplett dehnungsgesteuert. Die hierbei verwendeten

Proben wurden aus dem hochlegierten austenitischen Chrom-Nickel-Stahl 1.4909 (AISI 316 L(N)) hergestellt.

In Kapitel 4 werden die experimentellen Ergebnisse der mehrachsigen Ermüdungsversuche dargestellt und mit einachsig ermittelten Materialdaten verglichen. Weiterhin werden hier die Ergebnisse von Schallemissionsmessungen und von Bruchflächenanalysen dargestellt und diskutiert.

Ausgehend von den erhaltenen, experimentellen Ergebnissen wurden zwei verschiedene Modelle mit unterschiedlichen Ansätzen zur Beschreibung des Materialverhaltens und der Lebensdauer entwickelt und in Kapitel 5 beschrieben. Der auf dem Manson-Coffin Gesetz basierende phänomenologische Ansatz führt einen zusätzlichen, auf 2 Parametern basierenden Mehrachsigenfaktor ein, der den Einfluss der Phasenverschiebung widerspiegelt. Die diesem Mehrachsigenfaktor zugrundeliegenden Parameter sind die hydrostatische Spannung einerseits und die zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung, die aufgrund der nichtproportionalen Belastung auftritt, andererseits. Der entwickelte mikrobruchmechanische Ansatz, welcher durch die Arbeiten von McDowell und Bennet [39] angeregt wurde, basiert auf dem J-Integralverfahren, und beinhaltet ebenfalls den bereits angesprochenen Mehrachsigenfaktor.

Diese Arbeit wurde am Institut für Materialforschung II des Forschungszentrums Karlsruhe durchgeführt und von der DFG im Rahmen des Schwerpunktprogramms: „Mechanismenorientierte Lebensdauervorhersage für zyklisch beanspruchte metallische Werkstoffe“ finanziert.

2 Grundlagen

2.1 Erzeugung von mehrachsigen Belastungszuständen

Die Anfänge der mehrachsigen Ermüdungsprüfung reichen bis in die fünfziger Jahre des letzten Jahrhunderts zurück. Damals erkannte man die Unzulänglichkeit einachsig ermittelter Daten zur Lebensdauervorhersage bei komplexen Beanspruchungen und damit verbunden die Notwendigkeit der Ermittlung von mehrachsigen Werkstoffkennwerten.

Erste Konzepte nutzten hierbei verschiedene **Biegetechniken** um eine mehrachsige Belastung zu erzeugen [1,2]. Allen Konzepten war allerdings ein recht beschränkter Variationsbereich für die mehrachsige Belastung und eine Geometrieabhängigkeit des Belastungsverhältnisses gemein.

In den sechziger- und siebziger Jahren wurde die Möglichkeit zur Erzeugung von mehrachsigen Belastungen durch ein eingeleitetes Torsionsmoment aufgegriffen und folgerichtig mit der Entwicklung von **Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen** begonnen [3]. Diese Prüftechnik wurde bis in die achtziger Jahre weiterentwickelt und durch die Erweiterung der Belastungsmöglichkeiten um eine Innen- und Außendruckbelastung hinsichtlich der mehrachsigen Lastvariationsoptionen deutlich verbessert [4].

Fast zeitgleich mit der Entwicklung der Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen wurde auch die Möglichkeit der mehrachsigen Prüfung mit Hilfe von **Kreuzformproben** ins Auge gefasst. Bei den ersten Prüfmaschinen dieses Typs waren die Proben an angrenzenden Seiten eingespannt und wurden an den jeweils gegenüberliegenden Seiten mit Kraft beaufschlagt [5]. Da bis in die achtziger Jahre jede Richtung als ein separater, geschlossener Regelkreis betrieben wurde, kam es durch die Kopplung der beiden Regelkreise über die Probe zu Verschiebungen des Probenzentrums und damit auch zu unerwünschten Zwangskräften. Erst mit der Entwicklung des regelungstechnischen Konzepts des Modalbetriebes Mitte der achtziger Jahre wurde dieses Problem gelöst.

Die heute vornehmlich verwendeten Anlagen zur mehrachsigen Prüfung lassen sich folgendermaßen unterteilen:

- ❖ Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen
 - Anlagen mit lastverlaufabhängigem Hauptachsensystem
 - Anlagen mit festem Hauptachsensystem

- ❖ Anlagen zur Prüfung von Kreuzformproben
- ❖ Sonstige Anlagen

Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen

Anlagen der ersten Art bestehen aus je einem Axial- und einem Torsionszylinder, die in Tandembauweise angeordnet sind (Abb. 2.1). Diese Zylinder sind getrennt voneinander regelbar, was unabhängige Lastvorgaben für die Axial- und die Torsionsbelastung ermöglicht. Daher sind hiermit auch nichtproportionale Belastungen durch das Einstellen einer Phasenverschiebung zwischen Axial- und der, durch die Torsionsbelastung verursachten Umfangsbelastung realisierbar. Bei Anlagen dieses Typs werden fast ausschließlich taillierte rohrförmige Proben mit geringer Wandstärke im eigentlichen Prüfbereich als Prüfkörper verwendet.

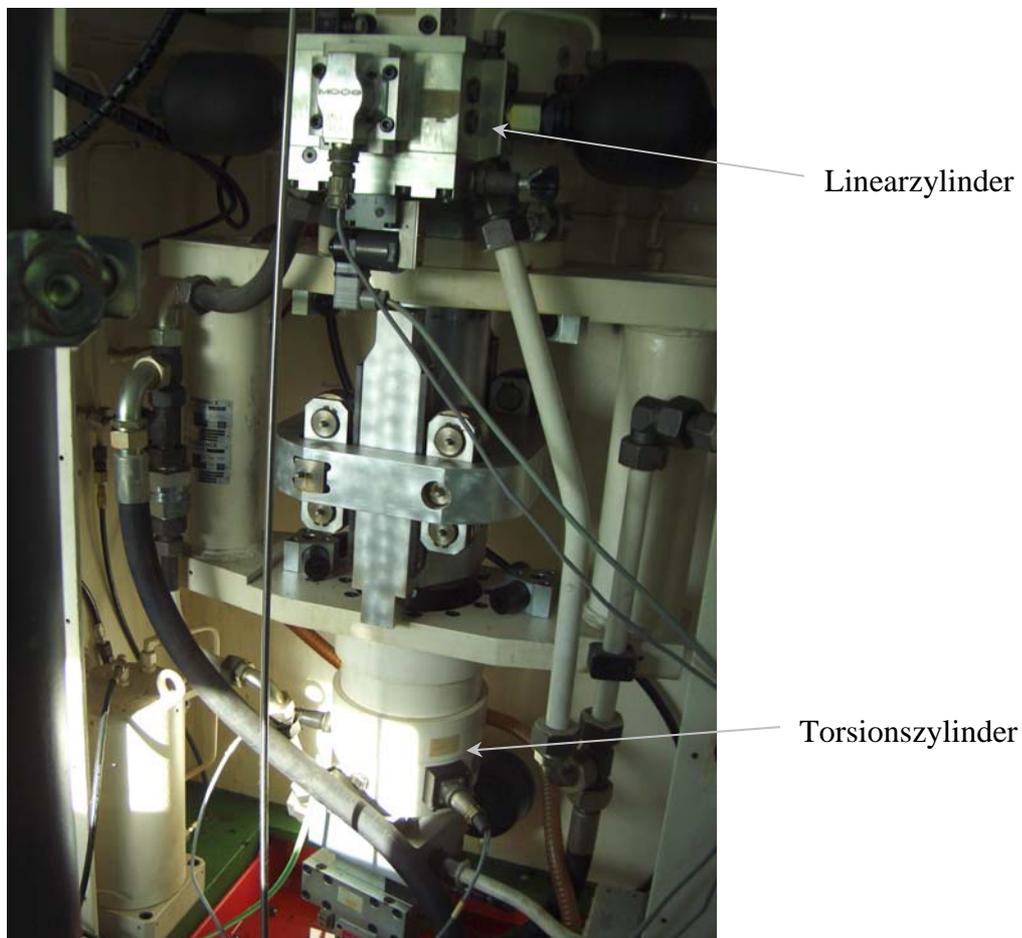


Abb. 2.1: Tandemanordnung der Hydraulikzylinder bei Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschine

Die Erzeugung der Umfangsbelastung wird hier durch ein in Probenlängsrichtung angreifendes Moment realisiert, was Schubspannungen zur Folge hat. Die momentane Lage des Hauptachsensystems (HAS) wird daher durch das Verhältnis Axial- zu Schubspannung bestimmt. Da dieses Verhältnis bei nichtproportionalen Versuchen während eines Zyklus nicht konstant

ist, führt eine nichtproportionale Belastung daher zu einem rotierenden d.h. zeitlich nicht konstanten Hauptachsensystem.

Fernando [4] entwickelte diese Prüfmethode weiter, indem er eine vorhandene Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschine dahingehend erweiterte, dass die verwendeten Rohrproben zusätzlich mit Innen- und Außendruck beaufschlagt werden können. Bei dieser Anordnung ist es nun möglich, die Umfangsbelastung, sowohl durch eine kombinierte Innen-/ Außendruckbelastung, als auch unter Verwendung eines Torsionsmomentes, oder einer Kombination beider Verfahren, zu erzeugen. Falls an der Erzeugung der Umfangsbelastung kein Torsionsmoment beteiligt ist, ist die Lage der Belastungshauptachsen, auch bei nichtproportionalen Beanspruchungen, fest vorgegeben.

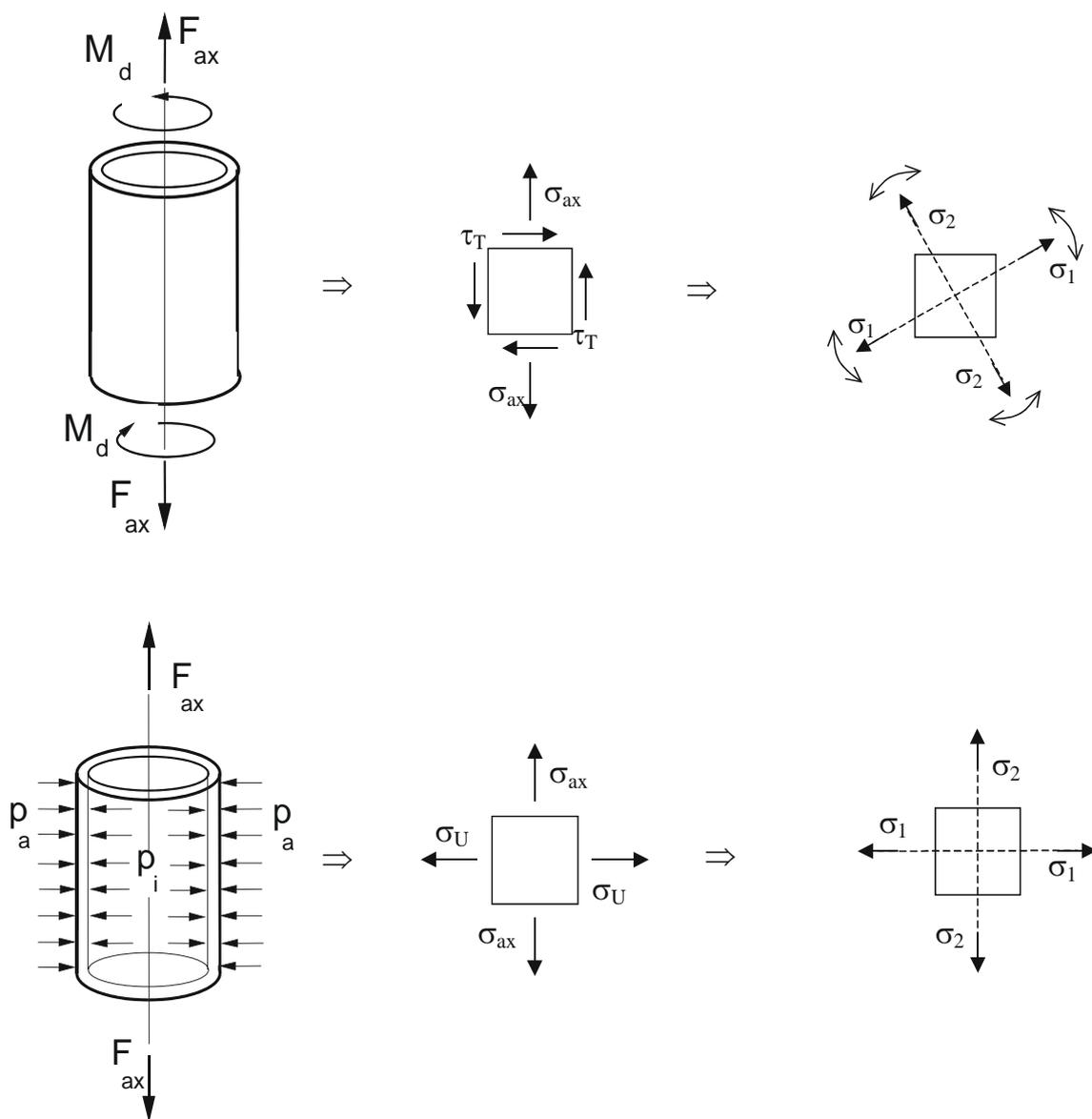


Abb. 2.2: Beanspruchung, resultierende Spannungen und Hauptachsensystem für Zug-/Druck-/Torsionsbelastung (oben) und Zug-/Druck-Innen-/Außendruckbelastung (unten)

Anlagen zur Prüfung von Kreuzformproben

Die Kreuzformprobe gibt durch ihre Geometrie, mit orthogonal verlaufenden Probenachsen, die Bauweise für biaxiale Prüfmaschinen dieses Typs vor (Abb. 2.3). Proben dieser Art werden hierbei an den gegenüberliegenden Enden der jeweiligen Prüfachsen eingespannt. Um eine Beeinflussung der Prüfung durch unerwünschte Biegebelastungen zu vermeiden, müssen die Einspannbacken innerhalb einer Prüfachse exakt fluchten. Bei modernen Prüfmaschinen dieses Typs wird die Belastung dann durch vier Linearzylinder aufgebracht, wobei die jeweils gegenüberliegenden Zylinder in Modalregelung betrieben werden [6]. Dabei ist ein Zylinder für die Regelung der Lage des Probenzentrums, der andere für die eigentliche Kraftaufbringung zuständig. Damit werden unerwünschte Zwangskräfte, die bei den ersten Prüfmaschinen dieses Typs, aufgrund der Verschiebung des Probenzentrums auftraten, verhindert. Um eine möglichst homogene Spannungsverteilung im Prüfbereich zu gewährleisten sind die Krafteinleitungsstege meistens geschlitzt.

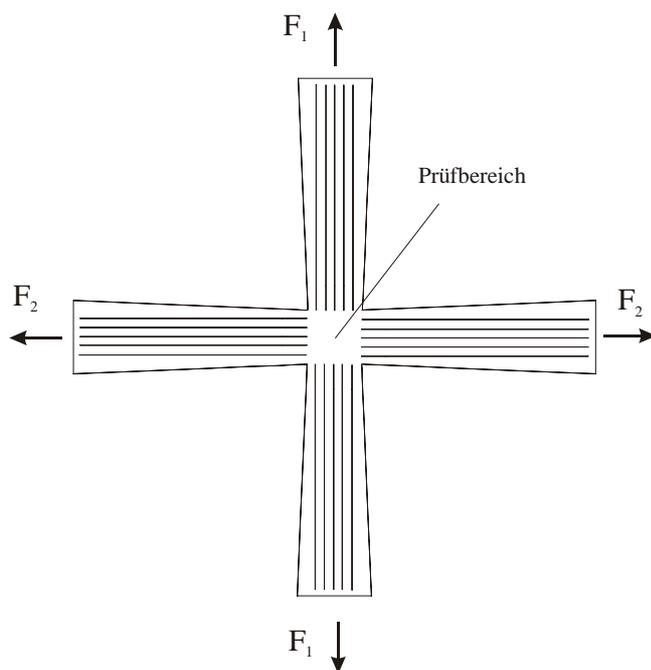


Abb. 2.3: Prinzip der Kreuzformprobenprüfung und technische Realisierung (oben: TU Darmstadt, unten: DLR)

Sonstige Anlagen

Neben den oben beschriebenen heutigen Hauptvertretern der mehrachsigen Prüfmaschinen gibt es noch eine Reihe von anderen, weniger verbreiteten Methoden zur Erzeugung mehr-

achsiger Beanspruchungen. Eine recht einfache Möglichkeit zur Erzeugung mehrachsiger Spannungszustände bietet hierbei die Verwendung von gekerbten Proben. Im Kerbgrund stellt sich hierbei, auch bei rein einachsiger Lastvorgabe, ein mehrachsiger Spannungszustand ein. Da sich aufgrund der hier vorhandenen Probengeometrie allerdings eine inhomogene Spannungsverteilung ergibt, ist diese Methode zur Überprüfung von Stoffgesetzen und Lebensdauermodellen weniger geeignet.

Weitere Möglichkeiten zur Erzeugung mehrachsiger Belastungen wurden beispielsweise von Mattavi [7] und Miller [8] beschrieben. Beide Möglichkeiten unterliegen allerdings systemimmanenten Beschränkungen der Lastvariation. Bei keiner der Anlagen lässt sich die Phasenverschiebung zwischen den Belastungsrichtungen frei einstellen.

Eine logische Weiterentwicklung der oben beschriebenen biaxialen Prüfanlagen stellen die triaxialen Prüfanlagen dar, die allerdings bislang kaum verbreitet sind. Bei ihnen sind jeweils drei Zylinderpaare in senkrecht zueinander stehenden Achsen angeordnet. In Abbildung 2.4 wird eine solche Anlage gezeigt, die zur Simulation des Crashverhaltens von Schiffsrümpfen entwickelt wurde. Sie besteht im Prinzip aus einer Anlage zur Prüfung von Kreuzformproben, bei der durch einen am Prüfbereich aufliegenden Dorn auch in die dritte Achse definierte Belastungen aufgebracht werden können.

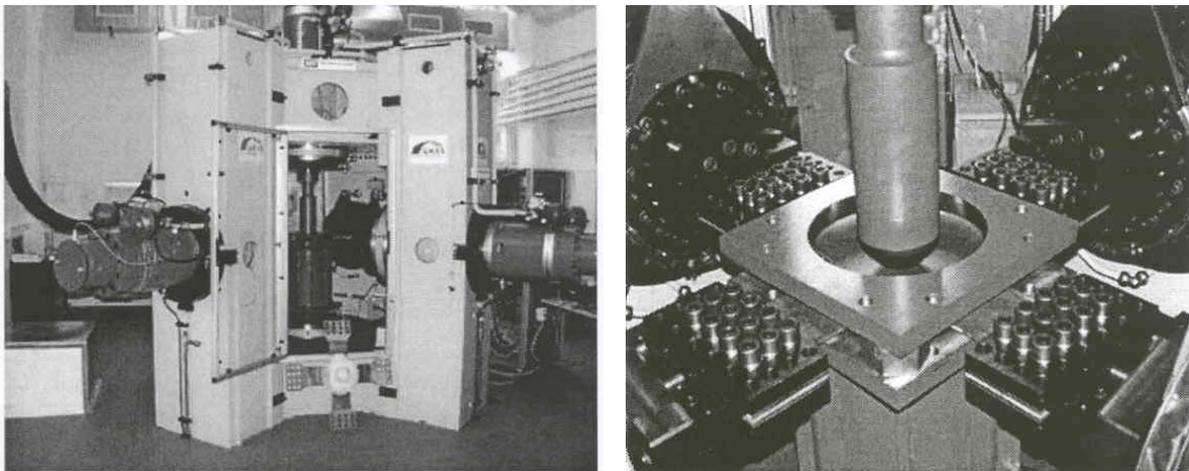


Abb. 2.4: Aufbringen einer dreiachsigen Belastung gemäß [9]

2.2 Rissentstehung und Rissausbreitung

Wird ein Bauteil einer Ermüdungsbelastung unterzogen, kann es bereits bei Lastamplituden deutlich unterhalb der Streckgrenze nach einer entsprechenden last- und werkstoffabhängigen Anzahl von Lastwechseln zum Versagen des Bauteils kommen. Die Ursache für dieses

Verhalten ist die Initiierung von Mikrorissen und die sich daran anschließende Rissausbreitung bei Wechselbelastung. Durch den Rissfortschritt wird das verbleibende Restligament zunehmend verkleinert. Überschreitet die effektive Spannung in diesem Restquerschnitt schließlich die Festigkeit des Werkstoffs, führt dies zum Gewalt- oder Restbruch. Der Prozess der Rissbildung und der Rissausbreitung in metallischen Werkstoffen unter schwingender Beanspruchung kann in mehrere Abschnitte unterteilt werden. Verschiedene Autoren benutzen hierbei, aufgrund ihrer unterschiedlichen Betrachtungsweise, leicht variierende Bezeichnungen und Einteilungen [10-12]. Die folgende Einteilung scheint für unsere Zwecke geeignet:

- ❖ Zyklische Ver- und Entfestigung
- ❖ Rissbildung
- ❖ Rissausbreitung
 - Stadium I
 - Stadium II
- ❖ Restbruch

Eine scharfe Abgrenzung zwischen den einzelnen Bereichen ist allerdings nicht in jedem Fall möglich, da beispielsweise zwischen Rissbildung und Rissausbreitung nicht exakt zu unterscheiden ist. Stadium I der Rissausbreitung tritt auch nicht in jedem Fall auf. Bei sehr hohen Lastamplituden beginnt das Risswachstum auch häufig direkt mit Stadium II.

Im Folgenden soll auf die Mechanismen, welche bei der Rissinitiierung- bzw. Ausbreitung eine Rolle spielen, eingegangen werden.

2.2.1 Rissentstehung

Werkstoffermüdung setzt plastische Wechseldeformation und die daraus resultierende zyklische Ver- und Entfestigung zwingend voraus [11]. Die während dieses Prozesses ablaufenden Änderungen im Spannungs-Dehnungsverhalten lassen sich durch Aufnahme einer Hysteresiskurve erfassen. Hier werden während eines Lastwechsels die Spannungswerte in Abhängigkeit der Dehnungswerte aufgetragen (Abb. 2.5). Entsprechend der gewählten Versuchführung (spannungs- oder dehnungskontrolliert) bleibt die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ bzw. die Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon$ während des gesamten Versuches konstant, während die jeweils andere Größe sich verändert. Nach einer gewissen Lastwechselzahl stellt sich eine Sättigungshysterese ein, die sich im weiteren Versuchsverlauf kaum noch ändert (Abb. 2.6). Verbindet man die Spitzen aller Sättigungs-Hysteresiskurven, erhält man die sogenannte zyklische Verfestigungskurve.

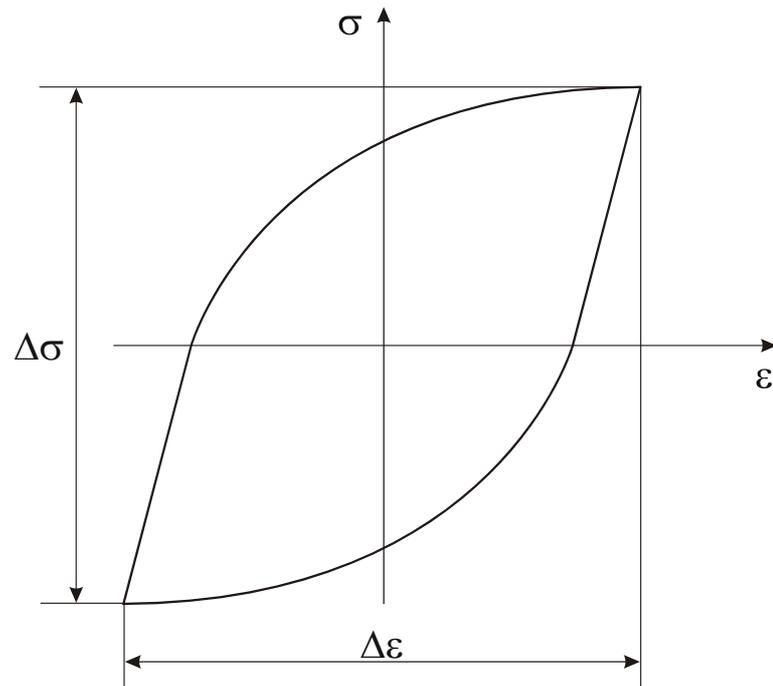


Abb. 2.5: Hysteresiskurve

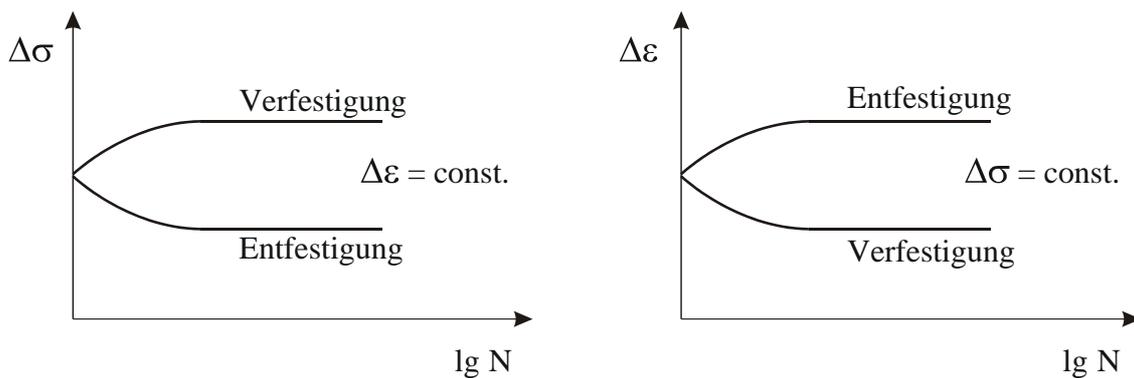


Abb. 2.6: Zyklische Verfestigungskurven bei dehnungs- (links) bzw. spannungsteuerter (rechts) Versuchsführung

Bei Experimenten mit ausreichend hohen Lastamplituden tritt im gesamten Prüfbereich, bei geringen Lastamplituden nur lokal Plastifizierung auf. Da irreversible Versetzungsbewegungen Träger der plastischen Deformation sind, werden diese Versetzungsbewegungen auch als Auslöser für die Rissbildung und die sich daran anschließende Rissausbreitung, was letztendlich zum Probenversagen führt, angesehen.

Ermüdungsrisse entstehen in erster Linie an einer freien Oberfläche, da dort im Allgemeinen höhere Spannungen wirken und Volumenelemente nahe der Oberfläche, aufgrund der geringeren Anzahl von Nachbarkörnern, einer geringeren Anzahl von Beschränkungen unterliegen als welche im Inneren des Materials. Dies führt zu höheren plastischen Dehnungen und damit zu vermehrten Versetzungsbewegungen. Die Beschaffenheit der Oberfläche spielt hier-

bei für den Ort der Rissentstehung eine wichtige Rolle. Riefen und kleine Kratzer wirken als lokale Kerben, die aufgrund der damit verbundenen Spannungsüberhöhung die Rissinitiierung begünstigen. Bei Legierungen mit großen Einschlüssen kann es allerdings auch unterhalb der freien Oberfläche aufgrund der an diesen Einschlüssen ebenfalls vorhandenen Spannungs- und Dehnungsüberhöhung zur Rissbildung kommen. An diesen exponierten Stellen kommt es zur Ausbildung von Ermüdungsgleitbändern, die durch Konzentration von zyklischen Abgleitungen auf schmale Bereiche entstehen [10]. Die Entstehung dieser Gleitbänder ist schubspannungsgesteuert. Daher entstehen sie, besonders bei niedrigen Belastungen, hauptsächlich auf Ebenen der maximalen Schubspannung, unter etwa 45° zur Hauptnormalspannung. Durch den Wechsel der Belastungsrichtungen bei zyklischen Beanspruchungen bewegen sich diese Gleitbänder nicht, wie bei statischer Beanspruchung, monoton in eine Richtung. Aufgrund der wechselnden Zug-/Druckbeanspruchung kann es vielmehr zu den in Abbildung 2.7 dargestellten In- und Extrusionen kommen [13]. Während der Zugphase wird hierbei entfestigtes Material aus der Probe „herausgedrückt“ und während der Druckphase Material „hineingesogen“. Da diese Prozesse unabhängig voneinander verlaufen, weil dabei unterschiedliche Gleitsysteme aktiviert werden, führt dies mit zunehmender Anzahl von Lastwechseln zu immer stärker ausgebildeten In- und Extrusionen.

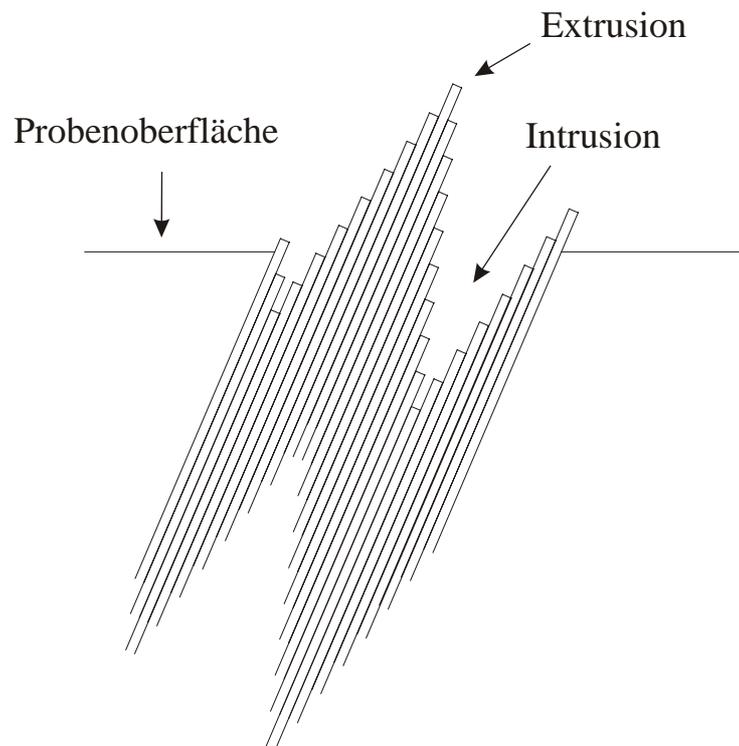


Abb. 2.7: Bildung von In- und Extrusionen aufgrund zyklischer Wechselbeanspruchung

Über die Entwicklung eines Mikrorisses aus den oben genannten Prozessen und dessen Definition existieren verschiedene Modellvorstellungen. Für einige Autoren besteht zwischen

Intrusionen und Mikrorissen kein wesentlicher Unterschied [14,15]. Wenn die Tiefe der Intrusion einen bestimmten Wert überschritten hat, wird von der Existenz eines Mikrorisses gesprochen. Der Unterschied zwischen Intrusion und Mikroriss liegt also lediglich in der Länge der betrachteten Struktur. Andere Modelle unterscheiden recht deutlich zwischen Intrusion und Mikroriss. Beim Konzept des lokalen Gewaltbruches wird die vorhandene Intrusion als auslösender Faktor für die Mikrorissbildung erachtet. Mit zunehmender Intrusionstiefe werden aufgrund der im Intrusionsgrund ansteigenden Spannungsüberhöhung Bedingungen geschaffen, die zu einem lokalen Gewaltbruch führen und damit eine Mikrorissbildung auslösen. Laird und Krause [16] führen die Rissbildung auf lokale plastische Instabilität in den Korngrenzen, die aufgrund der dort vorhandenen plastischen Dehnungsbehinderung auftreten kann, zurück. Weitere Modelle, die von einer Rissinitiierung in den Korngrenzen ausgehen [17], betrachten die Interaktion zwischen Versetzungen und Korngrenzen, welche im Bereich der Korngrenzen zur Spannungskonzentration und damit auch zur Dekohäsion, als rissauslösenden Prozess führt.

Eine Trennung zwischen den Bereichen „Rissbildung“ und „Rissausbreitung“ ist - wie bereits erwähnt - recht schwierig und von der Betrachtungsweise abhängig. Die Abgrenzung der Bereiche lediglich aufgrund der vorhandenen Risslänge mag experimentell gerechtfertigt sein, da hier Rissausbreitung erst dann beobachtet werden kann, wenn die Risslänge die messtechnisch bedingte Nachweisgrenze überschreitet; dies ist physikalisch betrachtet allerdings wenig sinnvoll. Eine andere Definition spricht vom Ende der Rissbildung und dem Beginn der Rissausbreitung, wenn der längste initiierte Riss eine Länge erreicht hat, bei der er bereits bei anliegenden Spannungen unterhalb der Dauerfestigkeit wachstumsfähig ist (Vgl. Abb. 2.14, Kapitel 2.3.2). Eine weitere Definitionsmöglichkeit bietet die Beschreibung des Übergangs zwischen den beiden Bereichen mit Hilfe der unterschiedlichen zugrundeliegenden Schädigungsmechanismen [11]. Im Bereich der Rissbildung bzw. des Mikrorisswachstums sind die Schädigungsvorgänge in erster Linie durch die zyklische plastische Dehnung bestimmt, während sich der Bereich der Rissausbreitung durch bruchmechanische Ansätze beschreiben lässt. Im Falle hoher Mikrorissdichten, und demzufolge auch entsprechend starker Interaktionen zwischen den einzelnen Mikrorissen, bietet sich eine Beschreibung des Übergangs von der Rissinitiierung hin zum Risswachstum anhand des Grads der Dehnungsrelaxation an [18]. Wenn der mittlere Abstand zwischen den einzelnen Mikrorissen unter eine kritische Größe abgesunken ist, hemmt die Dehnungsrelaxation die Bildung von weiteren Mikrorissen. Dieses Phänomen kann auch anhand der lokalen Dehnungsrelaxation [19] beschrieben werden. Demnach führt jeder Mikroriss zu einer lokalen Dehnungsrelaxation in seiner unmittelbaren Umgebung. In diesem Bereich ist keine Rissbildung mehr möglich. Mit zunehmender Anzahl von Mikrorissen nimmt der Anteil der Bereiche, in denen keine Rissinitiierung mehr stattfindet, kontinuierlich zu. Sind genügend Mikrorisse vorhanden kann keine Rissbildung mehr stattfinden und die größten vorhandenen Risse wachsen weiter. Quantitative Aussagen sind mit diesem Kriterium allerdings kaum möglich.

2.2.2 Rissausbreitung

Ausgehend von den im vorigen Abschnitt beschriebenen Rissinitierungsmechanismen beginnt der Riss unter der zyklischen Schwingbelastung zu wachsen. Dabei erfolgt die Rissausbreitung im ersten Stadium üblicherweise unter 45° zur Hauptnormalspannung, da die Rissbildung, wie bereits erwähnt, zumeist in Gleitbändern geschieht (Vgl. Kap. 2.2) und deren Entstehung schubspannungsgesteuert unter dem gleichen Winkel vonstatten geht. Verschiedene Einflüsse begünstigen oder hemmen das Stadium I Risswachstum. Nach Gross und Lampman [20] begünstigt dabei jeder Umstand, der eine Versetzungsanhäufung fördert, dieses erste Stadium. Da bei höheren Belastungen mit recht homogenen Versetzungsbewegungen zu rechnen ist, tritt demzufolge bei LCF-Versuchen (Low-Cycle-Fatigue) mit höherer Belastungsamplitude Risswachstum im Stadium I seltener auf als bei HCF-Versuchen (High-Cycle-Fatigue) mit geringerer Belastung. Auch ein homogener Werkstoff sowie eine geringe Korngröße hemmen demnach das Risswachstumsstadium I. Ebenso spielt der Einfluss der Umgebung eine Rolle. Inerte Umgebungsbedingungen fördern Stadium I des Risswachstums, während eine korrosive Umgebung den Übergang in Stadium II begünstigt [21]. In diesem Bereich hat die Mikrostruktur einen entscheidenden Einfluss auf die Rissausbreitung. Mikrostrukturelle Barrieren, wie Korngrenzen oder Einschlüsse, können die Rissausbreitungsgeschwindigkeit bei konstanter äußerer Belastung nachhaltig beeinflussen.

Der Übergang von Stadium I nach Stadium II geschieht, wenn die Größe der plastischen Zone in den Bereich mikroskopischer Strukturen (Körner, Einschlüsse, etc.) angewachsen ist [20]. Dieser Übergang kann aber auch anhand der Schubspannungsverteilung an der Risspitze [10] erklärt werden.

Im Stadium II der Rissausbreitung nimmt der Einfluss der Mikrostruktur mit zunehmender Risslänge immer weiter ab. Stattdessen wird die Spannungsschwingbreite zum entscheidenden Parameter für den Rissfortschritt. Die Mikrostruktur kann weiterhin die lokale Rissausbreitungsgeschwindigkeit beeinflussen, ohne allerdings Einfluss auf den globalen Rissfortschritt zu nehmen. In Abbildung 2.9 ist dieser Effekt auf einer Bruchfläche exemplarisch zu sehen. Hier ist das Umlaufen eines Einschlusses durch die Rissfront zu erkennen. Der Abstand der Schwingstreifen direkt vor dem Einschluss nimmt etwas ab, während der globale Schwingstreifenabstand unverändert bleibt. Da üblicherweise, wenn auch nicht zwangsweise, während jedes Lastwechsels ein Schwingstreifen gebildet wird, lässt sich hieraus eine konstante globale Ausbreitungsgeschwindigkeit ableiten, während die lokale Ausbreitungsgeschwindigkeit als variabel betrachtet werden kann.

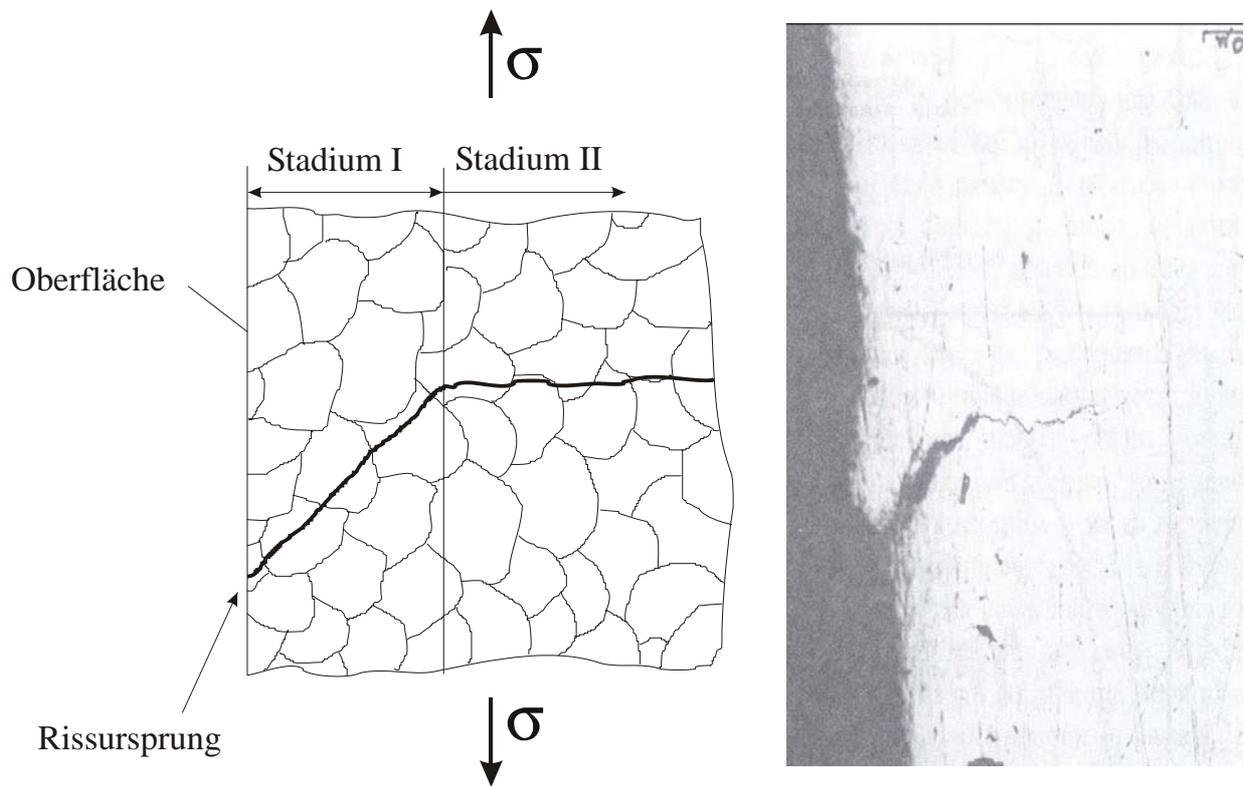


Abb. 2.8: Die beiden Stadien der Rissausbreitung (links schematisch, rechts Realbild [22])

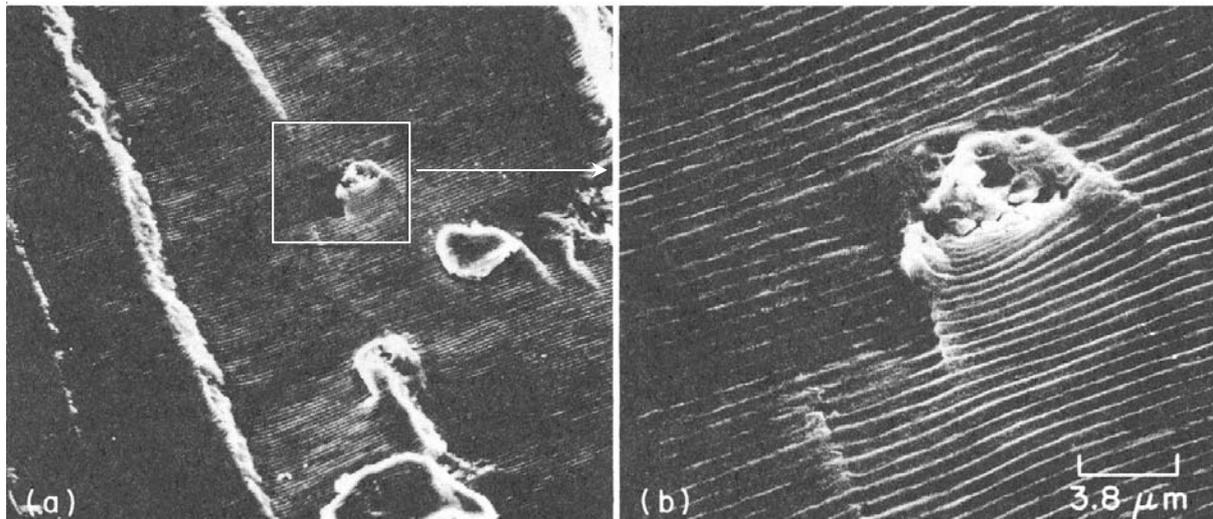


Abb. 2.9: Umlaufen eines Einschlusses durch die Rissfront [20]

Es existieren verschiedene Modelle zur Erklärung des Rissfortschritts. Ein Konsens besteht bei allen Modellen darüber, dass die Rissbildung auf Versetzungsbewegungen basiert und der

Riss während der Belastungsphase (Zugphase) voranschreitet, nach Entlastung (bzw. in der Druckphase) aber nicht mehr in den vor der Belastung vorhandenen Zustand zurückkehren kann. Diese Annahme erscheint plausibel, da um den Ursprungszustand wieder zu erreichen, die plastische Verformung reversibel sein müsste, was ein Rücklaufen der Versetzungen in die genau entgegengesetzte Richtung, mit dem gleichen Betrag und in umgekehrter Reihenfolge ihrer Aktivierung notwendig machen würde. Die während der Belastungszeit erzeugte Längenzunahme des Risses kann also als fast vollständig irreversibel angesehen werden. Die Modellvorstellungen zur Rissausbreitung lassen sich nach Schwalbe [10] in zwei Grundtypen einteilen:

- Kristallographische Rissausbreitungsmodelle
- Nichtkristallographische Rissausbreitungsmodelle

Kristallographische Rissausbreitungsmodelle

Bei Modellen dieser Art wird davon ausgegangen, dass die Rissausbreitung kristallographisch definierbar ist. Die Gleitebenen sind in diesen Modellen mit den kristallographischen Gleitebenen identisch. Am Rissfortschrittsprozess können ein oder zwei Gleitsysteme beteiligt sein (Vgl. Abb. 2.10).

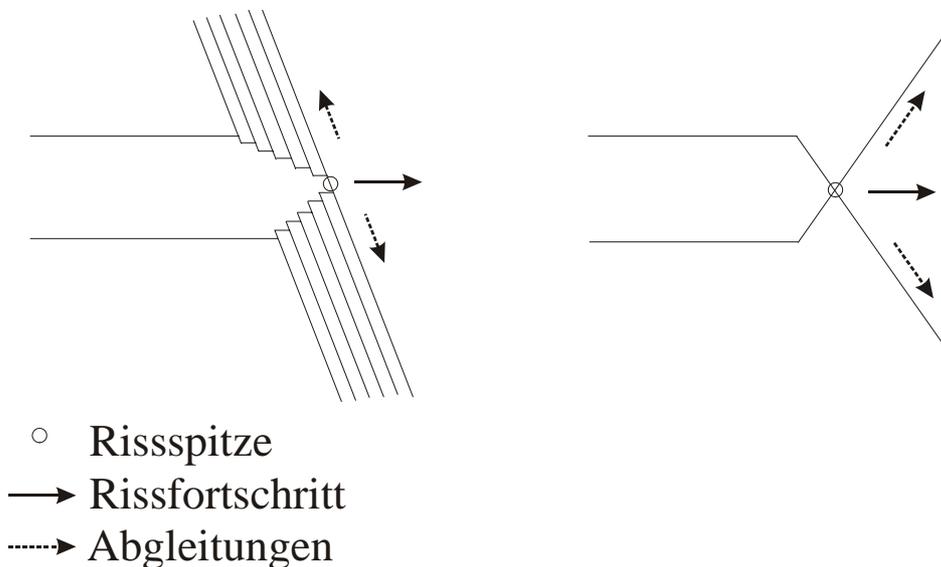


Abb. 2.10: Kristallographisches Rissausbreitungsmodell für ein Gleitsystem (links) und zwei Gleitsysteme (rechts).

Nichtkristallographische Rissausbreitungsmodelle

Modelle dieser Gruppe gehen von einer weitest gehenden Unabhängigkeit der Rissverlängerung von der kristallographischen Struktur vor der Risssspitze aus, d.h. die Rissausbreitung wird nicht von den Details der Versetzungsbewegungen gesteuert. Vielmehr lässt sich durch eine beliebige Kombination der beteiligten Gleitsysteme jede Geometrie an der Risssspitze erreichen. Diese Modelle beinhalten daher die Möglichkeit von Mehrfachgleitung. Nach dem Modell von Laird [23] beruht das Risswachstum auf dem Abstumpfen und Zuspitzen der Risssspitze (Abb. 2.11). Bei jedem Zug-Halbzyklus wird hierbei die Risssspitze abgestumpft und schreitet dabei um Δa voran. Während des folgenden Druckhalbzyklus wird die Risssspitze dann wieder zugespitzt.

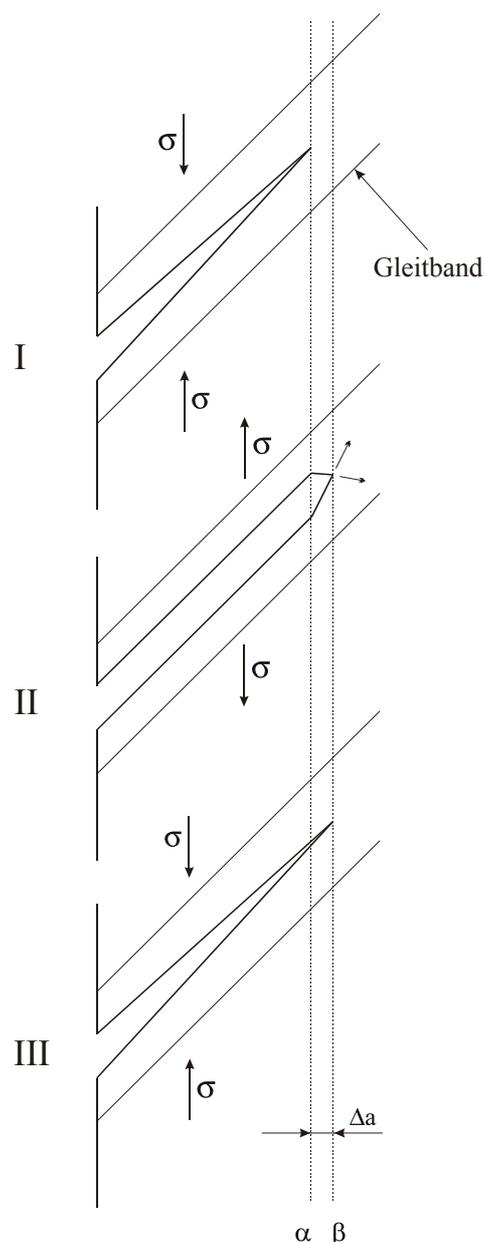
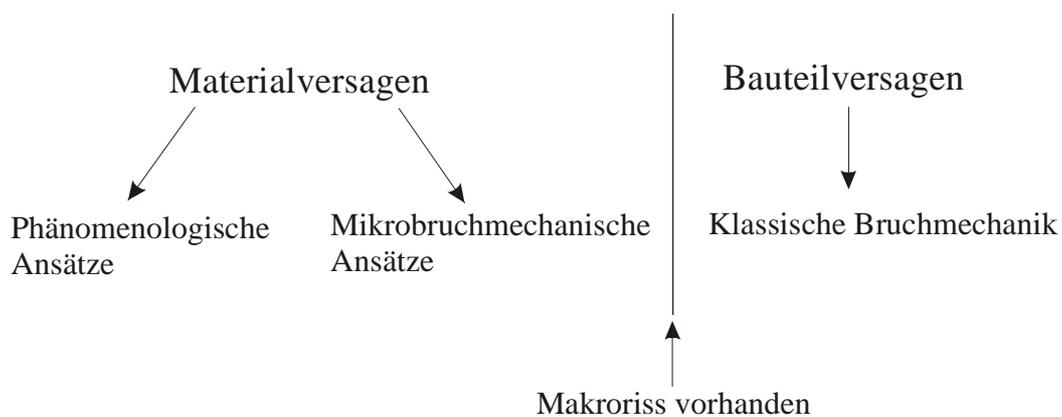


Abb. 2.11: Rissverlängerung durch Abstumpfen und Zuspitzen der Risssspitze nach Laird

2.3 Lebensdauerbestimmung

Der ingenieurstechnisch wichtigste Aspekt im Zusammenhang mit dem Themengebiet Ermüdung liegt zweifellos in der Lebensdauerbestimmung von zyklisch beanspruchten Bauteilen. Um ein Versagen der eingesetzten Bauteile während der vorgesehenen Betriebsdauer zu verhindern, muss anhand der bekannten Belastungs- und Werkstoffkenndaten eine sichere Dimensionierung gegen Ermüdungsversagen gewährleistet werden. Je treffgenauer die hierzu eingesetzte Lebensdauerbestimmungsmethode ist, umso geringer können die entsprechenden Sicherheitszuschläge ausfallen, was zu erheblichen Material- und damit auch Kosteneinsparungen führt. Zu diesem Zweck wurden vielfältige Lebensdauervorhersagemodelle mit unterschiedlichen Ansätzen entwickelt. Die Gesamtlebensdauer eines Bauteils lässt sich prinzipiell in 2 Phasen aufteilen, was auch die unterschiedlichen Berechnungsverfahren strukturiert. Die erste Phase dauert von der Rissentstehung bis zur Bildung eines Makrorisses und kennzeichnet das Materialversagen, während die zweite Phase vom Vorhandensein eines Makrorisses bis zum Erreichen einer kritischen Risslänge andauert und das Bauteilversagen beschreibt. In den meisten Fällen ist die Gesamtlebensdauer hauptsächlich durch das Materialversagen (>90% der Gesamtlebensdauer) gekennzeichnet. Daher kommt dem Materialversagen die entscheidende Bedeutung zur Bestimmung der Gesamtlebensdauer zu.



2.3.1 Phänomenologische Ansätze

Phänomenologische Modelle basieren auf experimentell ermittelten Zusammenhängen zwischen Belastungs- und Werkstoffkenngrößen einerseits und den Lebensdauerdaten andererseits. Die hierbei festgestellten Korrelationen müssen nicht zwangsläufig mit einem physikalischen Hintergrund versehen sein.

Die wohl gebräuchlichste Methode zur Bauteildimensionierung gegen Ermüdungsversagen stellt die Auslegung mit Hilfe der Wöhlerkurve dar. Hierbei wird die ertragbare Lastamplitude

über der Bruchlastspielzahl N_B aufgetragen. Die entsprechenden Daten zur Erstellung dieser Kurve müssen dabei für jeden Werkstoff experimentell ermittelt werden. Dies geschieht in der Regel mittels einachsiger Ermüdungsversuche. Da das Ermüdungsverhalten eines Werkstoffs eine große Streuung aufweist muss hier mit statistischen Methoden gearbeitet werden. Die Wöhlerkurve kann somit nur die statistische Wahrscheinlichkeit des Versagens der Probe, bzw. des Bauteils, vor dem Erreichen einer bestimmten Lastspielzahl ausdrücken. Üblicherweise wird die Kurve, bei der diese Wahrscheinlichkeit 50% beträgt aufgetragen.

Der typische Verlauf von Wöhlerkurven mit ihren 3 charakteristischen Bereichen ist in Abb. 2.12 dargestellt. Im Bereich der Dauerfestigkeit zeigen unterschiedliche Werkstoffe voneinander abweichendes Verhalten. Bei Typ I-Kurven (z.B. ferritische Stähle) stellt sich ab ca. 10^6 Lastwechseln ein konstantes Niveau ein, während Typ II-Kurven (z.B. austenitische Stähle) weiter abfallen [24].

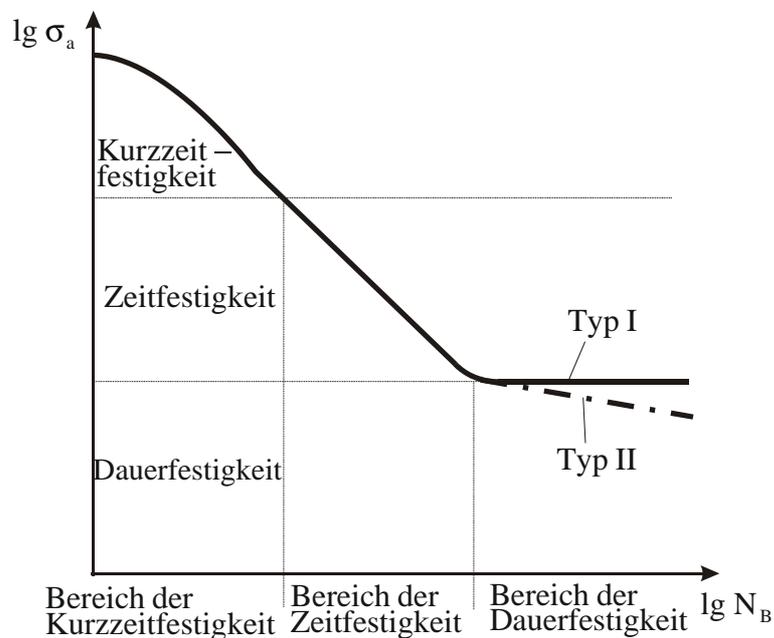


Abb. 2.12: Wöhlerkurve mit ihren unterschiedlichen Bereichen.

Die einachsig ermittelten Wöhlerkurven können allerdings keine Aussage über die zu erwartende Lebensdauer unter komplexen Beanspruchungen liefern. Zwar könnten theoretisch Wöhlerkurven für jedes konkrete Belastungsszenario aufgenommen werden. Der sich hieraus ergebende experimentelle Aufwand würde allerdings jeden Rahmen sprengen. Daher müssen andere Möglichkeiten zur Lebensdauerermittlung unter komplexen Belastungszuständen konzipiert werden, mit denen einachsig ermittelte Kenndaten verwendet werden können.

Bei zyklischen Versuchen hat sich gezeigt, dass für den Bereich geringer Bruchlastspielzahlen die plastische Dehnung kennzeichnend ist, die in diesem Fall auch makroskopisch

gemessen werden kann. Hier lässt sich der Zusammenhang zwischen der plastischen Dehnung $\Delta\varepsilon_{pl}$ und der Lebensdauer N_B durch das Manson-Coffin Gesetz beschreiben:

$$\Delta\varepsilon_{pl} = C \cdot N_B^z \quad (2.1)$$

Im Bereich hoher Bruchlastspielzahlen ist die makroskopisch messbare Dehnung elastisch ($\Delta\varepsilon_{el}$) und die Lebensdauer N_b kann mit Hilfe der Basquin Beziehung beschrieben werden:

$$\Delta\varepsilon_{el} = 2 \frac{\sigma^*}{E} N_B^b \quad (2.2)$$

Mit Hilfe dieser beiden Beziehungen lässt sich das Verhalten bei konstanter Gesamtdehnungsamplitude gemäß

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_{el} + \Delta\varepsilon_{pl} = 2 \frac{\sigma^*}{E} N_B^b + C \cdot N_B^z \quad (2.3)$$

beschreiben (s. Abb. 2.13). C , z , σ^* , b sind hierbei Werkstoffparameter. Diese Beziehung gilt für reine Wechselbeanspruchung ($\sigma_m = 0$). Der Gültigkeitsbereich der Beziehungen (2.1) und (2.2) kann auch zur Abgrenzung zwischen dem LCF- und dem HCF-Bereich herangezogen werden. Das Grenzgebiet zwischen diesen beiden Bereichen befindet sich zwischen $5 \cdot 10^4$ und 10^5 Lastwechseln [25].

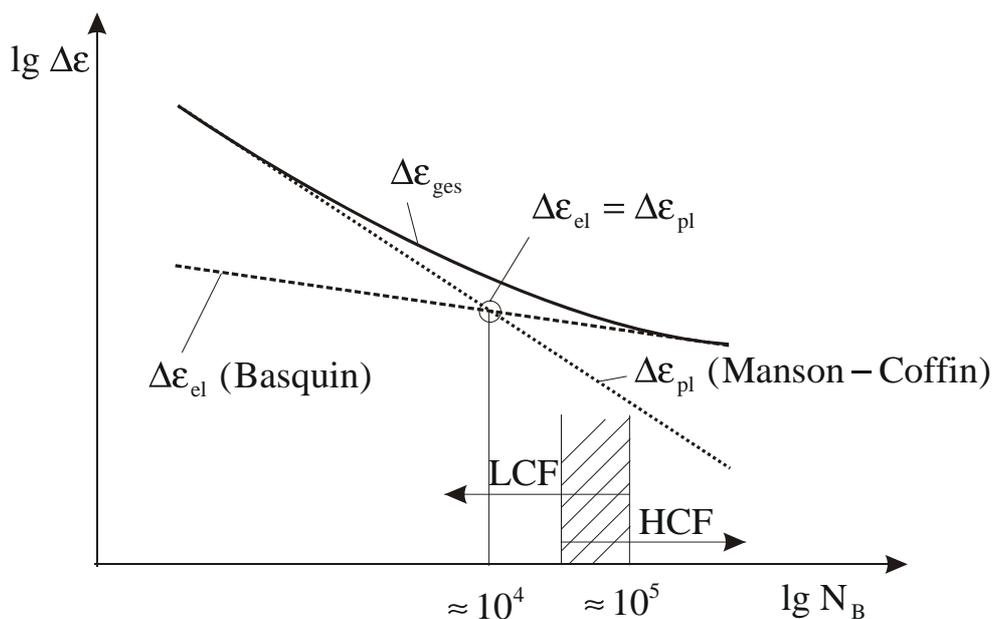


Abb. 2.13: Manson-Coffin und Basquin Beziehung

Beim Vorliegen einer **mehrachsig**en **Belastung** ist es notwendig geeignete äquivalente Vergleichsgrößen zu definieren, welche die anliegende komplexe Belastung auf den einachsigen Fall zurückführen. Es existieren hierzu drei klassische Hypothesen, die als Festigkeits- oder Mehrachsigkeitshypothesen bezeichnet werden:

❖ Normalspannungshypothese (NSH) nach Rankine

- $\sigma_v = \sigma_1$ (2.4)

- $\varepsilon_v = \varepsilon_1$ (2.5)

❖ Schubspannungshypothese (SSH) nach Tresca

- $\sigma_v = 2\tau_{\max} = \sigma_1 - \sigma_3$ (2.6)

- $\varepsilon_v = \frac{\gamma_{\max}}{2} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2}$ (2.7)

❖ Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) nach von Mises

- $\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$ (2.8)

- $\varepsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}$ (2.9)

Für die Hauptspannungen σ_i und Hauptdehnungen ε_i gilt hierbei stets: $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ bzw. $\varepsilon_1 > \varepsilon_2 > \varepsilon_3$. Alle Hypothesen lassen sich sowohl für eine äquivalente Spannung σ_v als auch für eine entsprechende äquivalente Dehnung ε_v formulieren. Die NSH ist für spröde Werkstoffe, bei denen Trennbruch zum Versagen führt zutreffend, während für duktile Werkstoffe die SSH oder GEH anzuwenden ist [25-27]. Die Anwendung dieser Hypothesen auf zyklische Beanspruchungen führt allerdings nicht immer zu befriedigenden Ergebnissen. Je nach Art des Belastungspfades sind die hiermit errechneten äquivalenten Spannungen und Dehnungen nur wenig aussagekräftig, da sie nicht alle lebensdauerrelevanten Parameter beinhalten. Dies gilt im verstärktem Maß für den Fall nichtproportionaler mehrachsiger Belastungen. Dadurch treten teilweise erhebliche Unterschiede zwischen vorausgesagter und experimentell ermittelter Lebensdauer zutage.

Aufgrund der Unzulänglichkeit der oben angeführten äquivalenten Dehn- und Spannungswerte zur Beschreibung von Materialermüdungsproblemen [28], wurden zahlreiche Ansätze entwickelt, die zusätzliche Parameter, welche die Lebensdauer ebenfalls beeinflussen, in die Berechnung mit einfließen lassen. Manson und Halford [29] entwickelten das von Mises Kriterium weiter, indem sie den hydrostatischen Anteil der Belastung mit einbezogen. Dazu wird der von Davis und Conolly [30] eingeführte „Dreiachsigkeitsfaktor“ TF, der die Änderung des zyklischen Dehnungswiderstandes aufgrund des vorherrschenden hydrostatischen Spannungszustandes wiedergibt, benutzt.

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}} \quad (2.10)$$

Durch die multiplikative Verknüpfung dieses Wertes mit der äquivalenten Dehnung nach von Mises könnte der Einfluss der hydrostatischen Spannung berücksichtigt werden. In einigen Fällen kann TF allerdings kleiner als eins werden; bei reiner Torsion wird er sogar zu null. Die Vergleichsdehnung (Gl. 2.13) würde daher, aufgrund des hydrostatischen Spannungseinflusses, ebenfalls null betragen. Die daraus resultierende Lebensdauer würde demzufolge gegen unendlich streben. Daher schlugen Manson und Halford vor, einen Mehrachsigenfaktor MF in Abhängigkeit von TF, der folgendermaßen definiert ist, einzuführen [31,32]:

$$MF = TF \text{ für } TF \geq 1 \quad (2.11)$$

$$MF = \frac{1}{2 - TF} \text{ für } TF < 1 \quad (2.12)$$

Durch diese Fallunterscheidung wird gewährleistet, dass der Mehrachsigenfaktor nie kleiner als ein halb werden kann. Gleichung (2.12) liefert dabei Werte zwischen 1 und 0,5, die sich in guter Übereinstimmung mit Erfahrungswerten aus der Materialermüdung befinden [31]. Damit lässt sich die von Mises Vergleichsdehnung dann folgendermaßen modifizieren:

$$\varepsilon_v = MF \cdot \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (2.13)$$

Auch Mowbray [33] berücksichtigt in seinem Modell die hydrostatische Spannung. Dazu wird eine modifizierte plastische Dehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq*}$ eingeführt, die vom hydrostatischen Belastungsanteil abhängt. Es ergibt sich:

$$\Delta\varepsilon_{pl}^{eq*} = \frac{\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}}{1 - m \left(\frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma} \right)} \quad (2.14)$$

Wobei m ein Materialparameter ist der sich im Intervall $0 \leq m < 1,5$ bewegt. Mit steigendem hydrostatischen Anteil nimmt $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq*}$ zu, was den negativen Einfluss der hydrostatischen Spannung auf die Lebensdauer widerspiegelt.

Pascoe und de Villiers [34] gehen davon aus, dass die Lebensdauer auch unter mehrachsiger Beanspruchung durch Verwendung der Manson-Coffin Beziehung gemäß Gleichung (2.1) bestimmbar ist. Die Materialparameter C und z müssen dazu allerdings entsprechend dem vorliegenden Dehnungszustand angepasst werden. Der Dehnungszustand wird hierbei

durch das Dehnungsverhältnis ε_r , welches sich aus der äquivalenten Dehnung ε_{eq} nach von Mises bezogen auf die größte Hauptdehnung ε_1 ergibt, ausgedrückt. Der Materialparameter z ergibt sich hiernach gemäß:

$$z = z_u \frac{\varepsilon_{r,u}}{\varepsilon_r} \quad (2.15)$$

mit $\varepsilon_r = \frac{\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_1}$ (2.16)

Mit z_u als einachsig ermitteltem Materialparameter und dem einachsig bestimmten Dehnungsverhältnis $\varepsilon_{r,u}$. Da auch Pascao und de Villiers den Rissfortschritt nicht als rein schubdehnungsgesteuert erachten, berücksichtigen sie zusätzlich die den Riss öffnenden Zugdehnungen in folgender Form:

$$\varepsilon_m = \frac{|\varepsilon_1| + |\varepsilon_2| + |\varepsilon_3|}{|\varepsilon_1|} \quad (2.17)$$

Zur Bestimmung des Materialparameters C wird dann folgendes vorgeschlagen:

$$C = C_u \left(\frac{\varepsilon_{r,u}}{\varepsilon_r} \right)^2 \left(\frac{\varepsilon_{m,u}}{\varepsilon_m} \right) \quad (2.18)$$

C_u ist hierbei der einachsig ermittelte Materialparameter, während $\varepsilon_{m,u}$ den Einfluss der Zugdehnungen im einachsigen Fall widerspiegelt.

Alle bisher beschriebenen Ansätze sind allerdings nur im Falle gleichbleibender Belastungsamplituden uneingeschränkt verwendbar. Im Falle von komplexen Betriebsbeanspruchungen, wo sich die Belastungsniveaus mehrfach ändern, muss zusätzlich eine Schädigungsakkumulationsregel verwendet werden, welche die einzelnen Belastungsniveaus bewertet. Bei diesen Regeln wird davon ausgegangen, dass jede Belastungsamplitude einen bestimmten Beitrag zur Gesamtschädigung liefert und somit Bauteile mit unterschiedlichen Beanspruchungsgeschichten den gleichen Schädigungszustand erreichen können.

Die einfachste Schädigungsregel für die zyklische Wechselbeanspruchung ist hierbei die als „lineare Schädigungsakkumulationsregel“ bezeichnete Hypothese nach Palmgren-Miner. Jedem Lastwechsel wird, unabhängig vom zeitlichen Auftreten, ein Schädigungsanteil zugeordnet [11,35]. Dieser Schädigungsanteil $D_{i, \text{Ermüdung}}$ ergibt sich gemäß:

$$D_{i, \text{Ermüdung}} = \frac{1}{N_{Bi}} \quad (2.19)$$

N_{Bi} stellt die, bei dieser Belastung maximal ertragbare Lastspielzahl dar. Die Gesamtschädigung $D_{\text{Ermüdung}}$ ergibt sich dann aus der Addition der einzelnen Schädigungsanteile zu:

$$D_{\text{Ermüdung}} = \sum_{i=1}^k \frac{N_i}{N_{Bi}} \quad (2.20)$$

Hierbei stellt N_i die jeweilige Anzahl der Schwingspiele bei den unterschiedlichen Lastniveaus dar. Nach dieser Regel tritt ein Versagen beim Erreichen von $D=1$ ein. In der Praxis tritt allerdings ein Versagen sowohl für $D < 1$ als auch für $D > 1$ auf. Die Ursache hierfür liegt in der Einfachheit des Modells begründet, welches weder Reihenfolgeeinflüsse der Belastungsabfolge, noch Belastungen unterhalb der Dauerfestigkeit berücksichtigt. Daher wurden verschiedene Modifikationen und Erweiterungen vorgeschlagen um die Treffgenauigkeit des Modells zu erhöhen bzw. dessen Anwendungsbereich zu erweitern. Um auch Schädigungen unterhalb der Dauerfestigkeit zu berücksichtigen kann im Dauerfestigkeitsbereich die Wöhlerkurve mit der halben Steigung verwendet werden (Abb. 2.14).

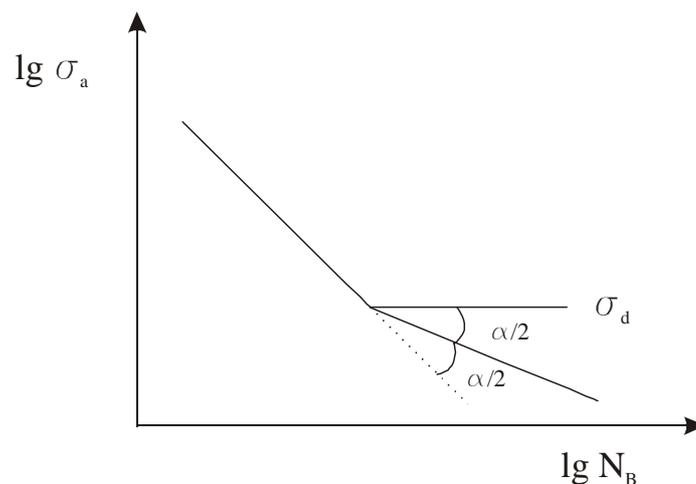


Abb. 2.14: Berücksichtigung der Schädigung unterhalb der Dauerfestigkeit

Ist die Bruchlastspielzahl eines Bauteils, welches einem bestimmten, genau definierten Lastkollektiv unterworfen wird (z.B. Standardlastkollektive für Flugzeuge oder Fahrzeuge) bekannt, findet die sog. „relative Palmgren-Miner Regel“ Anwendung. Um nun ein unbekanntes Lastkollektiv zu beurteilen wird die Schädigung der beiden Lastkollektive ins Verhältnis zueinander gesetzt. Die zu erwartende Bruchlastspielzahl des unbekanntes Lastkollektivs $N_{B,u}$ ergibt sich dann zu:

$$N_{B,u} = N_{B,s} \cdot \frac{\sum (N_i / N_{Bi})_u}{\sum (N_i / N_{Bi})_s} \quad (2.21)$$

Mit $N_{B,s}$ als Bruchlastspielzahl des bekannten Lastkollektivs, $\sum (N_i / N_{Bi})_u$ als Schädigung des zu beurteilenden Lastkollektivs und $\sum (N_i / N_{Bi})_s$ als Schädigung des bekannten Lastkollektivs. Diese Regel trifft zu, wenn die relative Abweichung zwischen Palmgren-Miner Regel und Experiment für die beiden Lastkollektive gleich ist.

Bei erhöhten Temperaturen kommt es zusätzlich zu einer Überlagerung von Ermüdungs- und Krieeffekten. Eine einfache Möglichkeit der Schädigungsvoraussage stellt in diesem Fall eine Kombination aus der Palmgren-Miner- und der Robinson Regel dar. Die Robinson Regel ist analog zur Palmgren-Miner Regel für Kriechschädigung formuliert. Es gilt:

$$D_{\text{Kriechen}} = \sum_{i=1}^h \frac{t_i}{t_{Bi}} \quad (2.22)$$

t_i ist hierbei die Verweildauer bei den unterschiedlichen Belastungs- und Temperaturniveaus, während t_{Bi} die maximal ertragbare Verweildauer bei den entsprechenden Belastungen- und Temperaturen darstellt. Unter der Annahme, dass Kriech- und Ermüdungsschädigung voneinander unabhängig verlaufen, kann die Gesamtschädigung folgendermaßen formuliert werden:

$$D = D_{\text{Ermüdung}} + D_{\text{Kriechen}} = \sum_{i=1}^k \frac{N_i}{N_{Bi}} + \sum_{i=1}^h \frac{t_i}{t_{Bi}} \quad (2.23)$$

Da sich Ermüdungs- und Kriechschädigung allerdings gegenseitig negativ beeinflussen [11] treten Brüche hauptsächlich für $D < 1$ auf, was diese Regel für eine konservative Dimensionierung ungeeignet macht. Im Kurzzeitermüdungsbereich wird daher zur Schädigungsermittlung bei kombinierter Kriech- und Ermüdungsbeanspruchung häufig die Methode der Zerlegung der Dehnamplituden, das so genannte strain range Partitioning (SRP) angewandt. Dazu wird die Gleichgewichtshysteresisschleife der Belastung (Abb. 2.15) in 3 verschiedene Teilzyklen zerlegt:

- Zyklus mit reiner plastischer Verformung $\rightarrow \Delta \varepsilon_{pp}$
Hier wird der kleinste Wert der beiden auftretenden plastischen Dehnungen (im Zugbereich (AB) und Druckbereich (CD)) ermittelt.
- Zyklus mit reiner Kriechverformung $\rightarrow \Delta \varepsilon_{cc}$
Hier wird der kleinste Wert der beiden auftretenden Kriechdehnungen (im Zugbereich (BC) und Druckbereich (DA)) ermittelt.
- Restzyklus $\rightarrow \Delta \varepsilon_{pc}$
Hier wird die Differenz der plastischen Dehnungen bzw. der Kriechdehnungen (AB-CD bzw. BC-DA) gebildet.

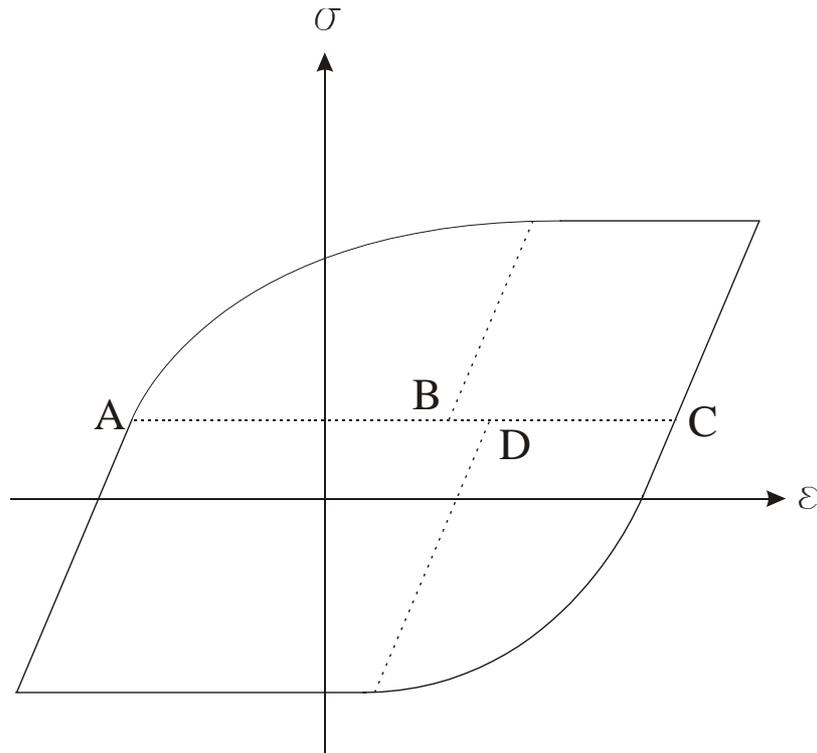


Abb. 2.15: Zerlegung der Gleichgewichtshysterese in Teilzyklen

Mit diesen 3 Teilzyklen werden dann Versuche durchgeführt und die jeweilige Lastspielzahl bis zum Bruch ermittelt. Zur Ermittlung der Schädigung wird dann für jede real gefahrene Schleife die Einzelschädigung durch die 3 Teilschleifen betrachtet. Die Schädigung pro Schleife ergibt sich dann aus der Summe der Teilschädigungen gemäß:

$$D = \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{cc}} + \frac{1}{N_{pc}} \quad (2.24)$$

Mit N_{pp} als Bruchlastspielzahl des plastischen Teilzyklus, N_{cc} als Bruchlastspielzahl des Kriechteilzyklus und N_{pc} als Bruchlastspielzahl des Restzyklus. Daraus ergibt sich dann nach N Lastspielen die Gesamtschädigung D .

$$D = D_{\text{plastisch}} + D_{\text{Kriechen}} + D_{\text{Rest}} = \frac{N}{N_{pp}} + \frac{N}{N_{cc}} + \frac{N}{N_{pc}} \quad (2.25)$$

Versagen wird auch nach dieser Methode beim Erreichen von $D=1$ vorausgesagt.

2.3.2 Klassische bruchmechanische Ansätze

Die Bruchmechanik beschäftigt sich mit dem mechanischen Verhalten von rissbehafteten Bauteilen und der quantitativen Beschreibung der Rissausbreitung. Sie geht davon aus, dass sich der Riss verlängert wenn charakteristische Größen des Spannungsfeldes an der Rissspitze einen kritischen Wert überschreiten. Die Bruchmechanik lässt sich in 2 Teilbereiche gliedern:

- Linear elastische Bruchmechanik (LEBM)
- Fließbruchmechanik (FBM)

Im Bereich der **LEBM** beschreibt der Spannungsintensitätsfaktor K den Spannungszustand in der Nähe des Risses eindeutig [11].

$$K = \sigma \sqrt{a} Y^* \quad (2.26)$$

σ ist hierbei die charakteristische Spannung des Bauteils ohne Riss, während a die Risslänge darstellt und Y^* ein geometrie- und belastungsartabhängiger Korrekturfaktor ist. Bei statischer Belastung (Raumtemperatur (RT) und Normalatmosphäre (NA) vorausgesetzt) erfolgt keine Rissverlängerung solange der Spannungsintensitätsfaktor K kleiner als die Risszähigkeit K_c ist. Erreicht der Spannungsintensitätsfaktor die Risszähigkeit springt die Rissausbreitungsgeschwindigkeit abrupt von 0 auf einen sehr großen Wert, was ein augenblickliches Versagen der Probe bzw. des Bauteils zur Folge hat. Im Falle zyklischer Wechselbeanspruchung erfolgt Rissfortschritt bereits bei Spannungsintensitäten deutlich unterhalb der Risszähigkeit.

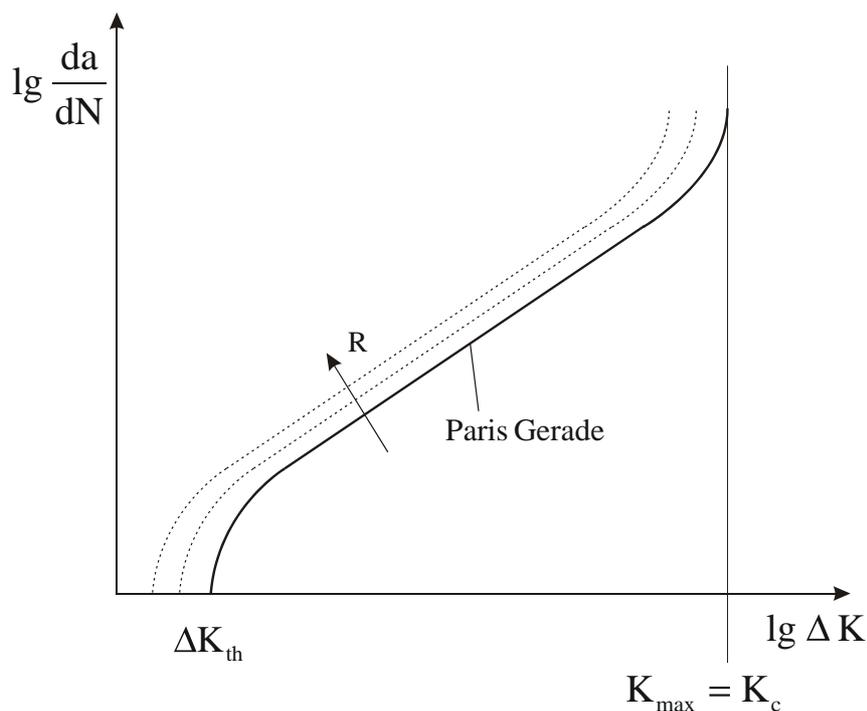


Abb. 2.16 : Rissausbreitungsgeschwindigkeit über der Spannungsintensitätsschwingbreite

Sobald der Schwellwert ΔK_{th} , welcher deutlich kleiner als K_c ist, überschritten wird kann es hier bereits zu Risswachstum kommen. Dies wird dann als unterkritisches Risswachstum bezeichnet, da in diesem Fall das einsetzende Risswachstum kein sofortiges Bauteilversagen nach sich zieht. Hier steigt die Rissausbreitungsgeschwindigkeit, mit zunehmender Spannungsintensität, solange an, bis die Risszähigkeit erreicht wird. Dann kommt es auch hier zum Versagen des Bauteils. Abbildung 2.16 zeigt den typischen Anstieg der Rissausbreitungsgeschwindigkeit $\frac{da}{dN}$ mit ansteigender Spannungsintensitätsschwingbreite ΔK .

In doppelt logarithmischer Auftragung ergibt sich hierbei ein S-förmiger Verlauf. Im mittleren Bereich der Kurve gilt die Paris Gleichung

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.27)$$

mit den Materialparametern C und m . Das Verhältnis $R = K_{min} / K_{max}$ beeinflusst den oberen und ΔK_{th} den unteren Grenzwert. Der gesamte Verlauf lässt sich dann mit

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_2(\Delta K - \Delta K_{th})^{m_2}}{(1-R)K_c - \Delta K} \quad (2.28)$$

beschreiben. Die Materialparameter ändern sich hier gegenüber der ursprünglichen Manson-Coffin Formulierung entsprechend auch, was durch Einführung von C_2 und m_2 zum Ausdruck gebracht wird. Durch Integration dieser Beziehung von der Ausgangsrisslänge a_i bis zur kritischen Risslänge a_c ergibt sich dann die Lebensdauer N_B mit

$$N_B = \frac{1}{C_2} \int_{a_i}^{a_c} \frac{(1-R)K_c - \Delta K}{(\Delta K - \Delta K_{th})^{m_2}} da \quad (2.29)$$

Die Anwendung der LEBM wird durch die Größe des Risses nach unten hin beschränkt, da diese nur anwendbar ist, wenn die plastische Zone vor der Risspitze klein gegenüber dem Restligament und der Risslänge ist. Wird die plastische Zone gegenüber Risslänge oder Restligament zu groß, ist kein eindeutiger Zusammenhang zwischen der plastischen Zone und dem Spannungsintensitätsfaktor K mehr gegeben. In diesem Fall muss auf Methoden der Fließbruchmechanik zurückgegriffen werden.

Die **FBM** führt einen elastisch-plastischen Kennwert ein, zwischen dem und der Risslänge ein eindeutiger Zusammenhang besteht. Dieser Kennwert behält seine Gültigkeit, auch für Bereiche in denen die LEBM nicht mehr anwendbar ist. Die häufigsten Vertreter dieses Ansatzes sind :

- Die Zwei-Kriterienmethode
- Das COD (Crack-Opening-Displacement) -Konzept
- Das J-Integralverfahren

Die **Zwei-Kriterienmethode** geht davon aus, dass kleine Bauteile durch plastische Instabilität versagen (duktiler Versagen), während das Versagen großer Bauteile durch die LEBM beschrieben werden kann (sprödes Versagen). Dazu werden zwei Belastungsgrößen definiert, welche das Verhältnis zwischen der vorhandenen Belastung und der maximal ertragbaren Belastung, in Bezug auf Rissausbreitung bzw. Instabilität widerspiegeln. Diese beiden Belastungsparameter definieren die Lage der anliegenden Belastung innerhalb eines Belastungskennfeldes. In diesem Belastungskennfeld liegt die sogenannte Versagenskurve, die je nach Verfahren unterschiedlich bestimmt wird. Überschreitet die anliegende Belastung diese Grenzkurve tritt Bauteilversagen ein.

Das **COD-Konzept** geht von einem Zusammenhang zwischen der Rissuferverschiebung (COD) an der Risspitze und der Belastung an derselben aus. Das heißt es wird davon ausgegangen, dass beim Einsetzen der Rissverlängerung die Rissuferverschiebung einen kritischen Wert erreicht.

Auf beide, oben beschriebenen Verfahren soll hier nicht näher eingegangen werden. Sie sind in [10,11] ausführlich beschrieben.

Das fließbruchmechanische Konzept des **J-Integralverfahrens** soll hier näher betrachtet werden. Das J-Integral ist ein geschlossenes Linienintegral, welches die Risspitze vollständig umschließt (Vgl. Abb. 2.17) und auch bei großer plastischer Zone den Zustand an der Risspitze beschreibt.

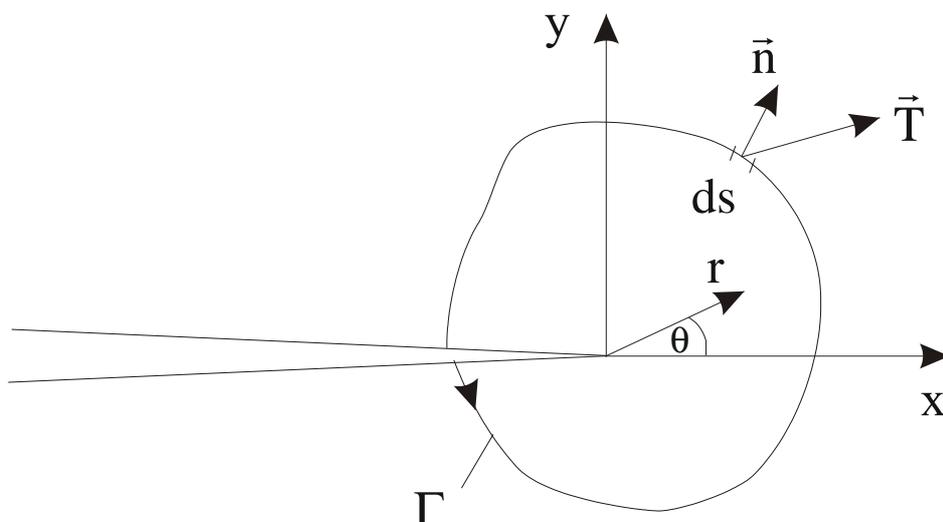


Abb. 2.17: Ermittlung des J-Integrals [36]

Es besitzt wichtige Eigenschaften die für nicht linear-elastisches Verhalten gelten und unter gewissen Einschränkungen auch auf elastisch-plastisches Verhalten angewendet werden können [11]. Es ist folgendermaßen definiert:

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W \, dy - \bar{T} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \, ds \right) \quad (2.30)$$

$$\text{mit: } W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} \, d\epsilon_{ij} \quad (2.31)$$

J ist dabei unabhängig vom Integrationsweg, solange die Rissspitze vollständig umschlossen wird. W ist die Energiedichte (Energie pro Volumeneinheit) und ergibt sich als Produkt aus den Komponenten des Spannungs- und Dehnungstensors ($\sigma_{ij}, \epsilon_{ij}$). Der Einheitsvektor n steht senkrecht auf dem Integrationsweg Γ und \bar{T} ist der Spannungsvektor am Linienelement ds, der sich gemäß $\bar{T} = \sigma_{ij} \cdot \bar{n}$ ergibt, während \bar{u} den Verschiebungsvektor repräsentiert. Anschaulich gesprochen ist das J-Integral die Differenz der potentiellen Energien zweier, sonst identischer Körper, deren Risslänge um da variiert.

Mit Hilfe dieses Verfahrens lässt sich auch für Risslängenbereiche, in denen die LEBM keine korrekten Werte mehr liefern würde, eine kritische Größe J_c bestimmen. Der schematische Verlauf der kritischen Größen J_c (FBM) und K_c (LEBM) über der Risslänge ist in Abbildung 2.18 dargestellt. Bei kleinen Risslängen würde die LEBM falsche Werte für K_c liefern.

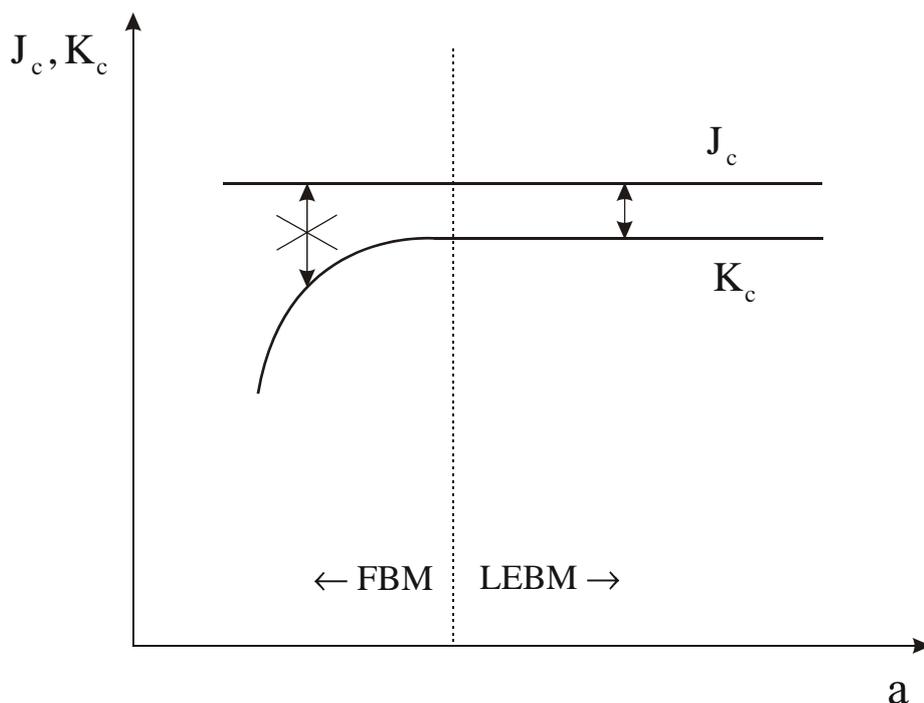


Abb. 2.18 : Verlauf von J_c und K_c in Abhängigkeit von der Risslänge

Die Kennwerte der Fließbruchmechanik sind also für einen größeren Geometriebereich anwendbar und gelten selbstverständlich auch im Bereich der LEBM. Hier ist der Zusammenhang zwischen den Kenngrößen der LEBM und der FBM bekannt, so dass diese Parameter ineinander umgerechnet werden können.

2.3.3 Mikrobruchmechanische Ansätze

Die so genannte Mikrobruchmechanik ist ein jüngerer Spross der Bruchmechanik. Sie beschäftigt sich mit der quantitativen Beschreibung der Ausbreitung von Mikrorissen. Mit diesen Ansätzen wird versucht, den Bereich des Risswachstums, von der Rissinitiierung bis zum Erreichen eines Makrorisses, quantitativ zu beschreiben und somit die „Lücke“ der klassischen Bruchmechanik bei sehr kleinen Rissen zu schließen. Unter Mikrorissen versteht man Risse, deren Größe in der gleichen Größenordnung wie die Mikrostruktur des Werkstoffs liegen. Die klassische Bruchmechanik würde einen solchen Riss als nicht wachstumsfähig erachten, da sein Spannungsintensitätsfaktor unter dem für Risswachstum erforderlichen Schwellwert K_{th} liegt. Auch geht die klassische Bruchmechanik von einem kontinuumsmechanisch beschreibbaren Rissfortschritt aus, der nur durch die anliegenden Spannungen und die makroskopischen Werkstoffeigenschaften bestimmt wird, während bei der Mikrobruchmechanik auch die Mikrostruktur des Werkstoffs beachtet werden muss [37,38], da der Mikroriss ja in der gleichen Größenordnung liegt. Mikrostrukturelle Hindernisse wie Einschlüsse oder Korngrenzen führen dabei zu erhöhten „lokalen Werkstoffwiderständen“. Der Mikroriss durchläuft, anschaulich gesprochen, also Zonen mit unterschiedlich hohen Werkstoffwiderständen gegen Rissausbreitung. Es kann daher zu mehr oder weniger starken Schwankungen in der Rissausbreitungsgeschwindigkeit, je nach vorliegender Mikrostruktur, kommen.

Exemplarisch soll hier das Modell von McDowell und Benett [39] vorgestellt werden, das auch als Grundlage für das selbst entwickelte Mikrorissmodell (Vgl. Kapitel 5) diene. Dieses Modell ist mit Konzepten der kritischen Schnittebene konsistent. Bei diesen Konzepten werden nur die in der Schnittebene mit der maximalen kritischen Kenngröße vorhandenen Spannungskomponenten als schädigungsrelevant betrachtet [40]. Spannungskomponenten auf anderen Schnittebenen, wie bei Konzepten der Integralen Anstrengung, werden nicht betrachtet. Zur Definition der kritischen Schnittebene werden je nach Werkstoff unterschiedliche kritische Kenngrößen verwendet. In diesem Modell wird die, für duktile Werkstoffe sinnvolle Größe der maximalen Scherdehnung als kritische Kenngröße benutzt. Das heißt, es werden hier die Spannungskomponenten in den Ebenen der maximalen Scherdehnung zur Berechnung des Rissfortschritts herangezogen.

Gemäß diesem Modell wird von 3 unterschiedlichen Bereichen bei der Rissausbreitung ausgegangen (Abb. 2.19). Im ersten Bereich, dem Bereich der Mikrorisse, ist die

Rissausbreitungsgeschwindigkeit da/dN hochgradig nichtlinear. Der Rissausbreitungsprozess beinhaltet hier aufeinanderfolgende Rissbeschleunigungs- und Rissverzögerungsvorgänge, die im Wesentlichen von der Mikrostruktur des Werkstoffes bestimmt werden. Bei der Annäherung an mikrostrukturelle Barrieren (Korngrenzen, Einschlüsse, etc.) nimmt die Rissausbreitungsgeschwindigkeit ab, um nach Überwindung derselben wieder anzusteigen. Die mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeit ist lastniveauabhängig, aber nahezu unabhängig von der Risslänge. Bei höheren Belastungen ist die mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeit selbstverständlich höher als bei niedrigen Belastungen. Von größerer Bedeutung ist in diesem Fall jedoch die geringere Abhängigkeit der Rissausbreitungsgeschwindigkeit von der Mikrostruktur. Dies ist einleuchtend, da hier mehr Energie zur Überwindung der mikrostrukturellen Barrieren zur Verfügung steht als im Falle niedriger Belastungen. Daher sind hier auch die Oszillationen der Rissausbreitungsgeschwindigkeit deutlich schwächer ausgeprägt als bei geringen Belastungen. Weiterhin nimmt mit abfallendem Lastniveau die Abhängigkeit der Rissausbreitungsgeschwindigkeit von der Risslänge a etwas zu.

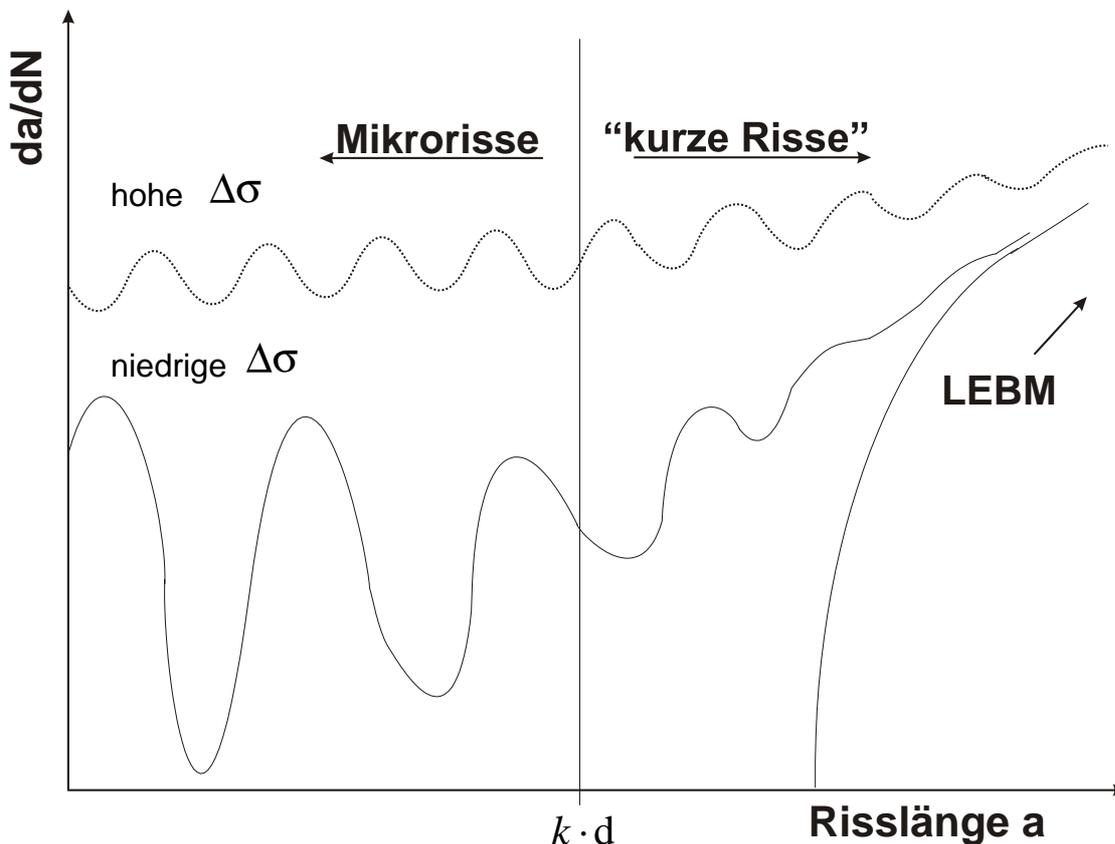


Abb. 2.19: Schematische Darstellung des Rissausbreitungsverhaltens in Abhängigkeit vom Lastniveau

Im sich daran anschließenden Bereich, dem Bereich der kurzen Risse, der bei einer Risslänge von einigen Korndurchmessern beginnt (kd mit d als mittlerer Korndurchmesser und k als ganzzahliger Materialparameter), verändert sich die Abhängigkeit der Rissausbreitungs-

geschwindigkeit immer mehr in Richtung der Risslänge. Dies weist auf den verschwindenden Einfluss der Mikrostruktur, mit zunehmender Risslänge, hin [41]. Durch weiteres Wachstum erreicht der Riss schließlich den dritten Bereich, den Bereich der langen Risse. In diesem Bereich lässt sich der Rissfortschritt durch die linear elastische Bruchmechanik (LEBM) beschreiben. Hier münden auch die unterschiedlichen Rissausbreitungskurven der unterschiedlichen Lastniveaus alle in die Paris Gerade ein, wo die Rissausbreitungsgeschwindigkeit nur noch von der Risslänge bestimmt wird.

Als Grundform, zur mathematischen Beschreibung, wird in diesem Modell das bekannte Potenzgesetz aus der Fließbruchmechanik mit dem zyklischen J-Integral ΔJ und den Materialparametern C und m verwendet.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta J)^m \quad (2.32)$$

Aufbauend auf diese Formulierung wurde von McDowell und Berard [42] ein Risswachstumsmodell für mixed-mode Kurzrissswachstum im LCF-Bereich entwickelt. Demnach ergibt sich die Rissausbreitungsgeschwindigkeit $\frac{da}{dN}$ gemäß:

$$\frac{da}{dN} = C_p(1 + \mu\rho)^m (\beta_p(\lambda_\sigma, \eta_\sigma)R_n + 1)^m \left(\frac{\Delta\tau_n}{2} \frac{\Delta\gamma_{\max}^p}{2} \right)^m a^m \quad (2.33)$$

Neben der Risslänge a und den Materialparametern C_p und m gehen hier die Schubspannungsschwingbreite auf der Ebene der maximalen Scherdehnung $\Delta\tau_n$, die maximale plastische Scherdehnungsschwingbreite $\Delta\gamma_{\max}^p$ selbst, sowie verschiedene Mehrachsigsigktionsfunktionen ein.

Dieses Modell wurde von McDowell und Benett [39] für den Mikrorissbereich erweitert indem für die Bereiche der Mikro- und Kurzrisssausbreitung ein unterschiedlicher Exponent m benutzt wurde, um damit das unterschiedliche Rissausbreitungsverhalten in diesen beiden Bereichen zu beschreiben. Der im Mikrorissbereich gültige Exponent ist hierbei nicht konstant sondern lastniveauabhängig. Dies berücksichtigt das oben beschriebene belastungsabhängige Verhalten der Rissausbreitung im Mikrorissbereich.

3 Experimentelles

3.1 Die Versuchsanlage

3.1.1 Funktionsprinzip und Hauptkomponenten

Mit der vorhandenen Anlage ist es möglich Rohrproben mit proportionalen, als auch mit nichtproportionalen mehrachsigen Belastung zu beaufschlagen. Die komplette Anlage besteht aus einer kommerziellen Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschine [43], die mit einer Innen- und Außendruck-Prüfeinrichtung erweitert wurde. Hiermit können sowohl Axialkräfte von ± 400 kN als auch Torsionsbelastungen im Bereich von ± 2 kNm erzeugt werden. Der Innendruck, welcher durch einen servohydraulischen Druckübersetzer [43] generiert wird, lässt sich bis 600 bar regeln, während der Kompressor [44] zur Erzeugung des Außendrucks bis zu maximal 300 bar liefert. Die mechanischen Komponenten der Anlage sind in Abbildung 3.1 dargestellt.

Die Belastung in Längsrichtung wird durch den Axialkolben der servohydraulischen Prüfmaschine realisiert. Die Umfangsbelastung könnte relativ einfach durch ein in Probenlängsrichtung angreifendes Moment erreicht werden. In diesem Fall wäre die momentane Lage des Hauptachsensystems eine Funktion des Verhältnisses Axial- zu Schubspannung, welches bei nichtproportionalen Versuchen während eines Zyklus nicht konstant ist. Die Folge wäre ein rotierendes Hauptachsensystem (vgl. Kapitel 2.1).

Daher wird die Umfangsdeformation der Probe, bei dieser Anlage, durch eine Druckdifferenz zwischen den die Probe umgebenden Medien erreicht [45]. Der erforderliche Außendruck wird hierbei über einen Stickstoffkompressor erzeugt, während der Innendruck über einen servohydraulischen Druckübersetzer, der völlig entsalztes Wasser als Druckmedium benutzt, generiert wird. Durch diese kombinierte Innen-/ Außendruckbelastung ist in unserem Fall die Lage der Belastungshauptachsen, auch bei nichtproportionalen Beanspruchungen, fest vorgegeben. Durch entsprechende Wahl des anliegenden Außendrucks ist auch in Umfangsrichtung die Erzeugung einer reinen, mittelspannungsfreien Wechselbeanspruchung möglich. Somit können auf dieser Anlage mehrachsige, reine Wechselverformungsexperimente mit $\sigma_m = 0$ durchgeführt werden.

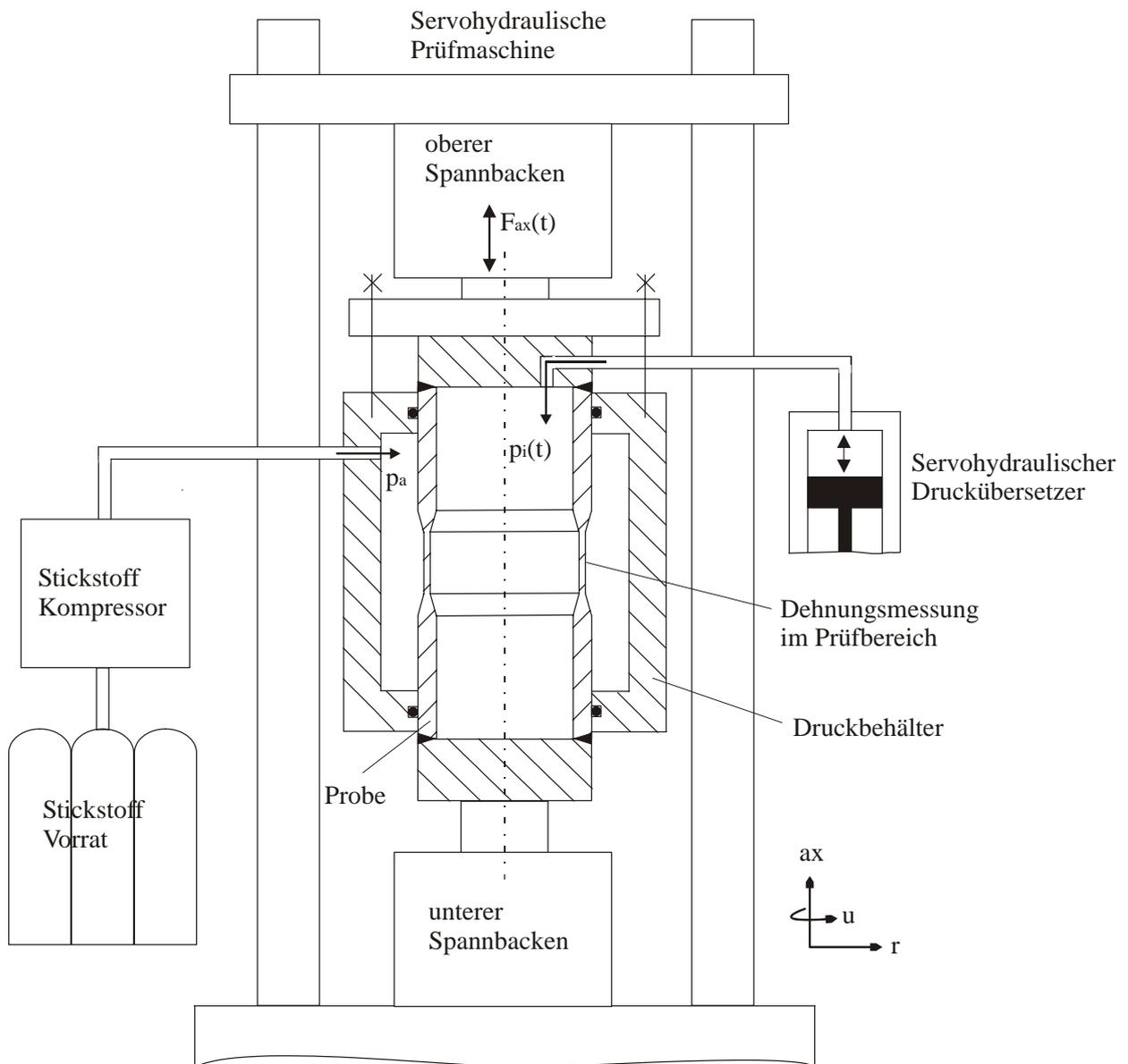


Abb. 3.1: Mechanische Komponenten der biaxialen Versuchsanlage

Abbildung 3.2 zeigt ein Realbild der Versuchsanlage, auf denen die einzelnen, oben beschriebenen Komponenten zu sehen sind. Die Durchführung an der Vorderseite des Druckbehälter ist hier in geöffnetem Zustand zu sehen. Durch diese Durchführung wird der Axialdehnungsaufnehmer (Kap. 3.1.2) an die Probe montiert. Durch die angeschlossenen Druckschläuche wird der Innendruck in die Probe bzw. der Außendruck in den Druckbehälter geleitet. Der Stickstoffkompressor sowie der servohydraulische Druckübersetzer befinden sich etwas weiter von der Anlage entfernt und sind auf diesem Bild nicht zu sehen.



Abb. 3.2: Realbild der Versuchsanlage

Mit der vorhandenen Anlage sind Versuche mit Kraft- bzw. Druck- sowie Weg- und Dehnungsregelung möglich. Die Regelung erfolgt durch die in den Steuerschränken der servohydraulischen Einheiten vorhandenen adaptiven Digitalregler. Die dynamischen Sollwerte werden allerdings extern zugeführt. Zur Sollwertvorgabe wurden ursprünglich Prozessrechner der Fa. Schenk, Darmstadt, benutzt; zur Datenerfassung DOS-PC's. Dieses System wurde auf eine Windows basierende Sollwertgenerierungs- und Datenerfassungssoftware der Fa. Datalog, Mönchengladbach, umgerüstet. Mit Hilfe des Programms „Dasylab“ ist es nun möglich, die Sollwertgenerierung und die Datenerfassung auf einem einzigen Standard-PC zu realisieren. Dabei bietet dieses Programm eine wesentlich flexiblere und schnellere Handhabung als die ursprüngliche Lösung. Auch lassen sich damit komfortabel Überwachungs- und Visualisierungsaufgaben realisieren. Die in den PC integrierte Messkarte verfügt über einen Analog-Digitalwandler (A/D-Wandler) mit 16 Eingängen und einen Digital-Analogwandler (D/A-Wandler) mit 6 Ausgängen. Die Sollwertvorgaben für die einzelnen Ausgänge lassen sich damit vollkommen unabhängig voneinander gestalten, wodurch die Erzeugung

einer beliebigen Phasenverschiebung zwischen den verschiedenen Belastungsrichtungen deutlich vereinfacht wird.

Regelungstechnisch betrachtet besteht die Anlage aus 4 miteinander gekoppelten Regelkreisen. Diese Anordnung führte bei der Optimierung der Regelungsparameter zu nicht unerheblichen Schwierigkeiten, da eine gegenseitige Beeinflussung der einzelnen Regelkreise gegeben war. Die „einfache“ Dehnungsregelung in Umfangsrichtung hat sich hierbei als zu instabil erwiesen. Erst mit einer Dehnungs-Weg Kaskadenregelung, bei der die Dehnung als äußerer und der Kolbenweg des servohydraulischen Druckübersetzers als innerer Regelkreis definiert wurden, ließ sich eine befriedigende Regelkreisstabilität erreichen. Der vereinfachte Signalfussplan der Anlage für den Versuchsbetrieb ist in Abbildung 3.3 dargestellt.

Der Torsionsregelkreis, der hier nicht abgebildet ist, hat im vorliegenden Fall nur die Aufgabe, die Probe beim Einbau und beim Hochfahren torsionsfrei zu halten. Die dynamischen Sollwertvorgaben werden, wie bereits erwähnt, mit dem Programm „Dasylab“ generiert und als Analogsignale in die Regelkreise des Axialzylinders und des hydraulischen Druckübersetzers eingespeist. Dort wird die entsprechende Soll-/Istwertabweichung der Dehnungen in ein Axialkraft- bzw. Innendrucksignal umgesetzt. Der Außendruck wird während des gesamten Versuchs bei ca. 200 bar konstant gehalten.

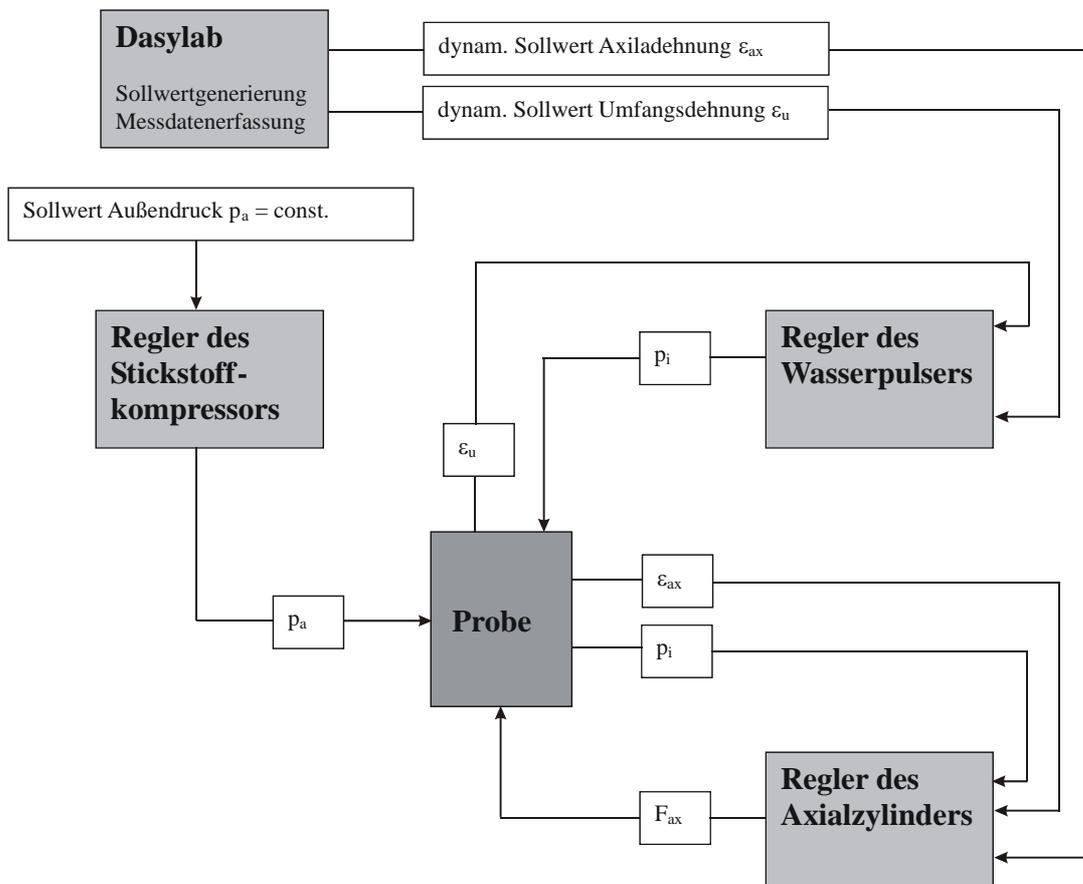


Abb. 3.3: Signalfussplan der Versuchsanlage im Versuchsbetrieb

3.1.2 Messdatenerfassung

Da im LCF-Bereich die dehnungsgesteuerte Versuchsführung die praxisnähere darstellt, wurde diese, wie bereits erwähnt, hier auch angewendet. Aus diesem Grund, ist die exakte Erfassung der aktuellen Dehnungen hier von besonderer Wichtigkeit, da die Dehnungen in diesem Fall die Regelgröße darstellen. In Abbildung 3.4 ist die Probe in eingebautem Zustand, mit den angebrachten Aufnehmern, zu sehen.

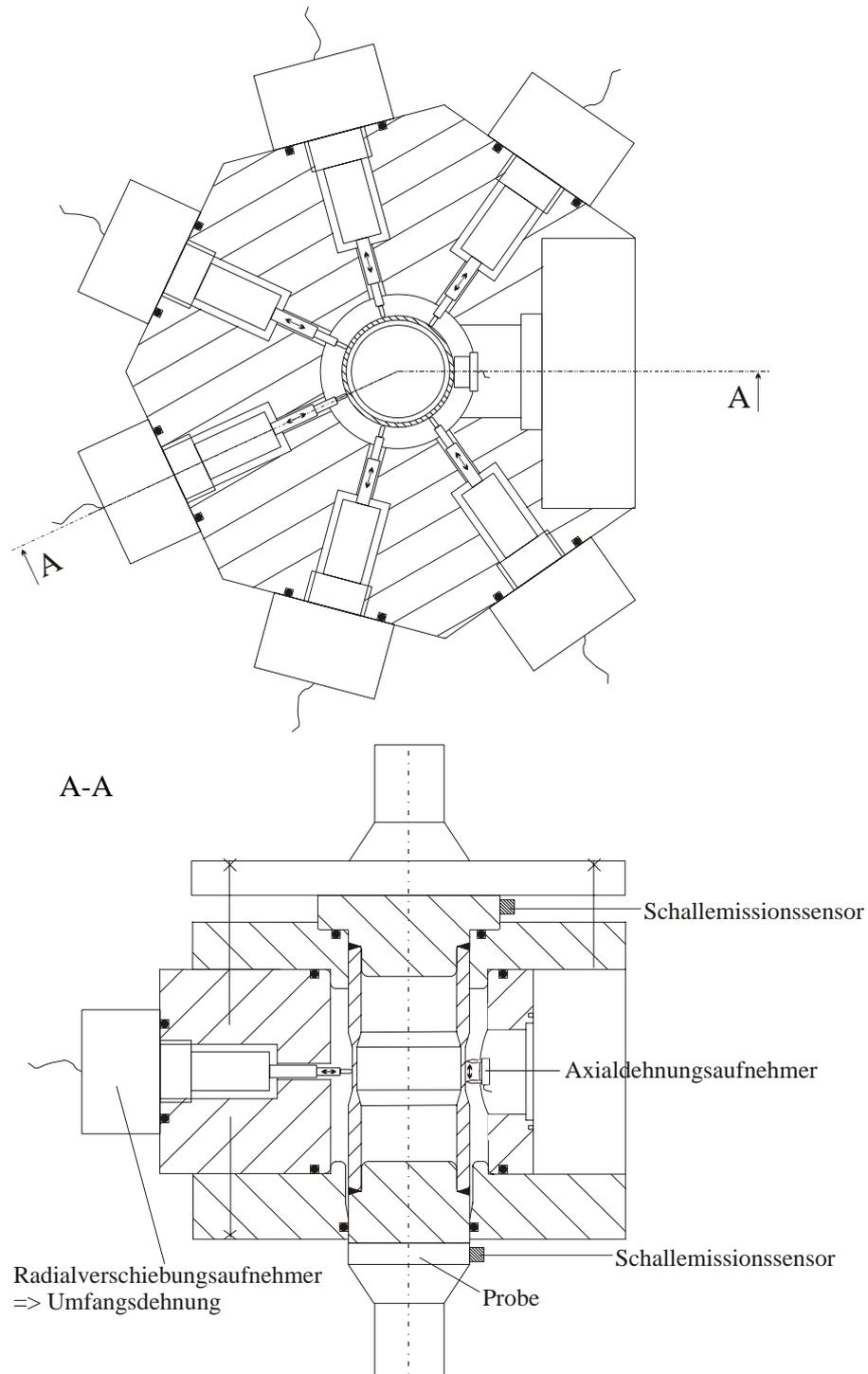


Abb. 3.4: Messdatenerfassung

Die Axialdehnung wird mit Hilfe eines handelsüblichen Clipaufnehmers, der mit entlang des Umfangs der Probe angebrachten Federn an dieser befestigt wird, bestimmt. Es kamen hierbei Dehnungsaufnehmer der Fa. Sandner, Biebesheim, (Typ: DSA 15/10H), und der Fa. Wazau, Berlin, (Typ: WAE), zum Einsatz.

Zur Ermittlung der Umfangsdehnung werden 6, am Umfang verteilte Radialverschiebungsaufnehmer verwendet. Diese Aufnehmer sind mittels Schraubenverbindungen fest an den Druckbehälter angekoppelt. Jeder Aufnehmer erfasst hierbei die lokale Radialverschiebung der Probe an seiner Position. Aus dem Mittelwert der Radialverschiebung wird dann die Umfangsdehnung errechnet. Mit dieser Anordnung ist eine wesentlich genauere Erfassung der Umfangsdehnung, im Vergleich zu einer diametralen Anordnung, möglich. Insbesondere bei einer denkbaren asymmetrischen Deformation der Probe ist diese Anordnung von Vorteil. Hier fanden Aufnehmer der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt, (Typ: WIT3), Verwendung.

Da sich alle Aufnehmer innerhalb des Druckbehälters befinden, war die Überprüfung einer möglicherweise vorhandenen Druckabhängigkeit derselben notwendig. Dazu wurde der axiale Dehnungsaufnehmer mechanisch arretiert und in die Druckkammer eingebracht. Dann wurde das Druckniveau kontinuierlich auf das Versuchsniveau von 200 bar erhöht, wobei der Innendruck stets gleich dem Außendruck gehalten wurde, und die aus dem Innendruck resultierende axiale Zugbelastung durch den Axialzylinder kompensiert wurde. Für den Axialaufnehmer zeigte sich hierbei keine erwähnenswerte Änderung, während die Radialverschiebungsaufnehmer eine kontinuierliche Abnahme der Umfangsdehnung anzeigten. Diese Änderung entsprach jedoch fast exakt der elastisch berechneten Aufweitung des Druckbehälters bei den entsprechenden Drücken. Da alle Versuche bei nahezu konstantem Außendruck durchgeführt wurden, kann die Druckabhängigkeit der Aufnehmer daher als vernachlässigbar angesehen werden.

Um Informationen über die, während der Prüfung auftretenden, hochfrequenten Schallemissionen, die aufgrund der Schädigungsvorgänge in der Probe entstehen, zu gewinnen, und damit möglicherweise einen indirekten Nachweis der Rissinitiierung bzw. Rissausbreitung zu erlangen, wurden zwei Schallemissionssensoren der Fa. Physical Acoustics Corporation (PAC), Princeton, USA (Typ R80 SN), am oberen und unteren Ende der Probe, außerhalb des Druckbehälters, angebracht. Diese beiden Sensoren haben einen Frequenzbereich zwischen 600 kHz und 1200 kHz. Dieser Frequenzbereich gewährleistet, dass nur Signale, die der Rissentstehung bzw. der Rissausbreitung oder der Rissuferreibung zuzuordnen sind registriert werden. Schallemissionen, die durch plastische Deformation verursacht werden, liegen üblicherweise unterhalb dieses Spektrums. Die Pegel der registrierten Signale werden über Vorverstärker angehoben und in eine PC-Messkarte eingespeist. Die so erhaltenen Schallemissionsdaten werden dann mit Hilfe des Softwareprogramms „Mistras“ der Fa. PAC, Princeton, USA, verarbeitet und visualisiert.

3.2 Proben

3.2.1 Werkstoff

Alle Proben wurden aus dem hochlegierten, austenitischen Chrom-Nickel-Stahl X2CrNiMoN 1712 mit der DIN-Bezeichnung 1.4909 gefertigt. Die entsprechende amerikanische Norm lautet: AISI 316 L(N). Dieser Edelstahl wird unter anderem im Kernreaktorbau verwendet und spielt auch bei den Überlegungen zur Entwicklung eines Kernfusionsreaktors eine Rolle. Das hier verwendete Material wurde von der Firma Remystahl, Hagen, erschmolzen und als Rohr- und Plattenmaterial angeliefert. Das Plattenmaterial wurde hierbei zur Herstellung von kleinen Vollproben verwendet, mit denen in vorhergehenden Arbeiten [46], unter anderem, einachsige Vergleichsversuche durchgeführt wurden. Aus dem angelieferten Rohrmaterial wurden die Proben für die mehrachsigen Ermüdungsversuche gefertigt. Die chemische Zusammensetzung des angelieferten Werkstoffs ist aus Tabelle 3.1 zu ersehen.

Tabelle 3.1: Chemische Zusammensetzung des verwendeten Probenmaterials

Chemisches Element	Konzentration [Masse-%]
Cr	17,34
Ni	12,35
Mo	2,41
Mn	1,69
N	0,053
Cu	0,048
Si	0,037
Co	0,029
C	0,026
Nb+Ta+Ti	0,025
P	0,01
S	0,003
B	0,0015

Die nahtlos warmgezogenen Rohre hatten im Anlieferungszustand eine Länge von 6 Metern und die Dimension $\varnothing 60$ mm x 5 mm. Die Gefügestruktur in axialer und radialer Richtung ist aus Abbildung 3.5 zu ersehen. Der mittlere Korndurchmesser des verwendeten Materials beträgt hierbei ca. 25 μm .

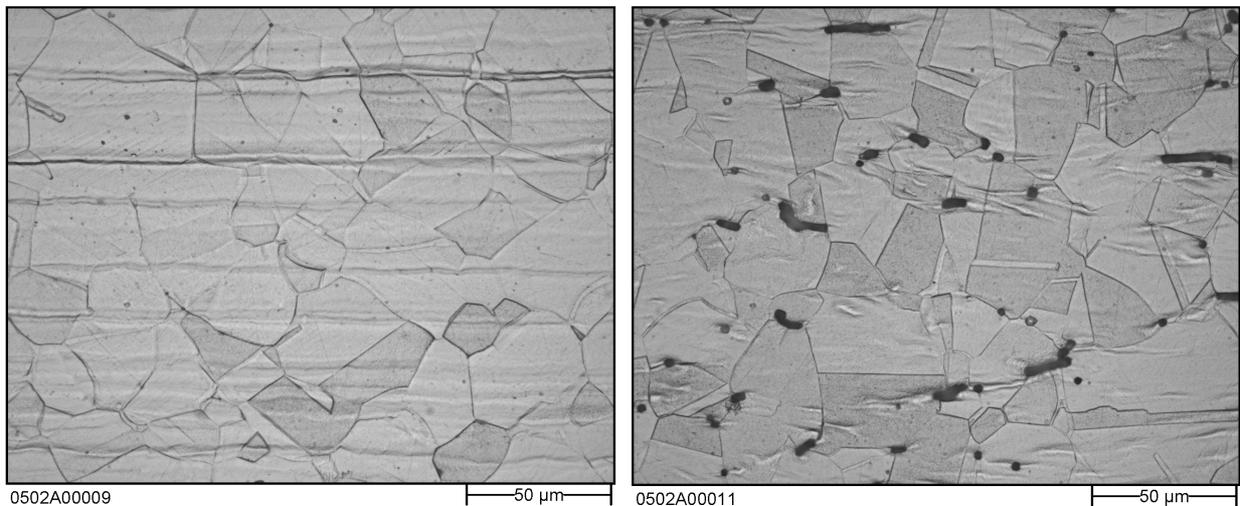


Abb. 3.5: Gefügestruktur des verwendeten Werkstoffs in axialer Richtung (links) und radialer Richtung (rechts)

Die grundlegenden mechanischen Werkstoffkennwerte wurden in einachsigen Versuchen [46] ermittelt und sind Tabelle 3.2 zu entnehmen.

Tabelle 3.2: Mechanische Kennwerte des verwendeten Probenmaterials

Elastizitätsmodul E	180 GPa
0,2 % Dehngrenze $R_{p0,2}$	343 MPa
Zugfestigkeit R_m	630 MPa

3.2.2 Geometrie

Die Entwicklung einer geeigneten Probengeometrie für die mehrachsigen, nichtproportionalen Ermüdungsfälle und der damit verbundenen komplexen Belastungsfälle ist nicht trivial, da hier mehrere, sich teils widerstrebende Sachverhalte berücksichtigt werden müssen. Einerseits muss die gewählte Probengeometrie einen hinreichend großen Widerstand gegen instabiles Versagen (hier in erster Linie gegen Beulen und Falten) [47] aufweisen, andererseits darf die Probe keine zu hohe Steifigkeit besitzen, damit ausreichend große Dehnungen möglich sind [48]. Zusätzlich muss die Formgebung der Probe eine homogene Kraftverteilung im Messbereich gewährleisten. Daher fiel in unserem Fall die Wahl auf eine taillierte Probenform (Abb. 3.6). Der eigentliche Messbereich ist hierbei nur ein kleiner Teil der Gesamtprobe, welcher sich in deren Mitte befindet. In diesem Gebiet ist die Probe zylindrisch

und hat ihre kleinste Wandstärke. Dies macht diesen Bereich zum wahrscheinlichsten Ort der Rissentstehung.

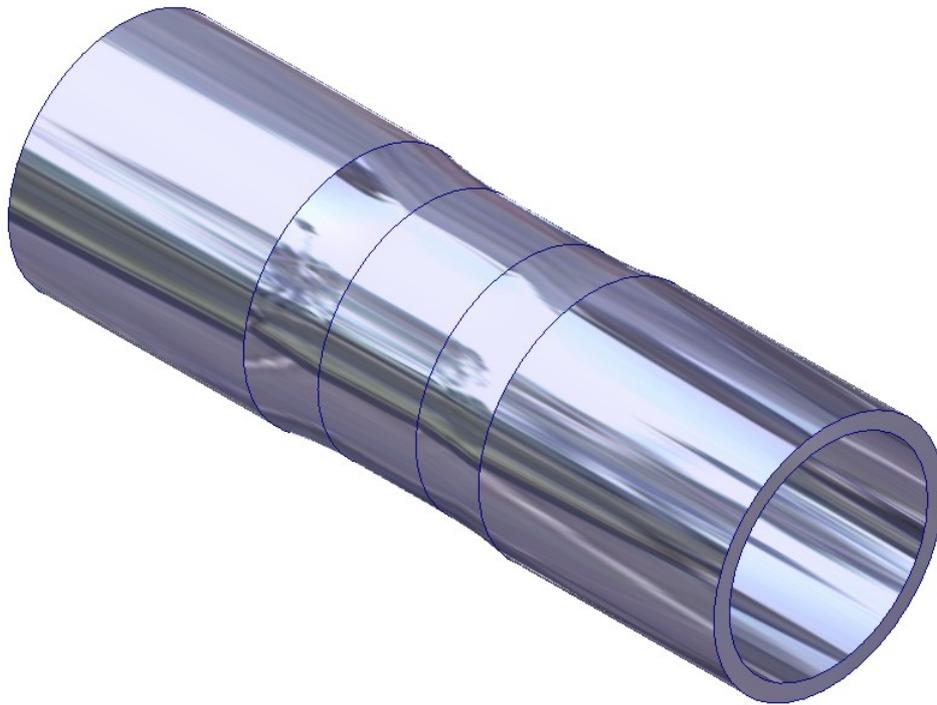


Abb. 3.6: Taillierte Rohrprobe

Die erste Probenversion, die noch aus zurückliegenden Versuchen vorhanden war, verfügte über eine lineare Anbindung zwischen Messbereich und dem Rest der Probe. Aufgrund dieser gewählten Geometrie zeigte sich eine bevorzugte Rissinitiierung im Übergangspunkt der Probe. Mittels Finite-Elemente-Analyse konnte nachgewiesen werden, dass eine deutliche Spannungsüberhöhung im Bereich des Übergangspunktes zwischen dem eigentlichen Messbereich und dem sich daran anschließenden Übergangsbereich stattfindet. Mit Hilfe einer auf Finite-Elemente-Analyse beruhenden Optimierung wurde eine neue Übergangsgeometrie entworfen, die keine Spannungsüberhöhung am Übergangspunkt mehr aufweist. Dies wurde durch die Wahl eines großen Übergangsradius erreicht. Unglücklicherweise verfügte diese neue Geometrie über keinen hinreichend großen Widerstand gegen plastische Instabilität, was bei höheren Belastungen zu einem Beulen der Probe führte. Daher wurde in einem dritten Schritt der Messbereich verkleinert und gleichzeitig der Übergangsradius etwas reduziert. Die sich hieraus ergebende minimale Spannungserhöhung am Übergangspunkt, verglichen mit der zweiten Probenversion, führte bislang zu keiner bevorzugten Rissinitiierung am Übergangspunkt. Ebenso wurde die homogene Spannungsverteilung im Messbereich durch dessen axiale Reduktion nicht beeinträchtigt. Die Spannungsverteilungen in den beschriebenen, unterschiedlichen Proben ist in Abbildung 3.7 dargestellt, während Abbildung 3.8. die exakte letztendlich gewählte Geometrie der Probe zeigt.

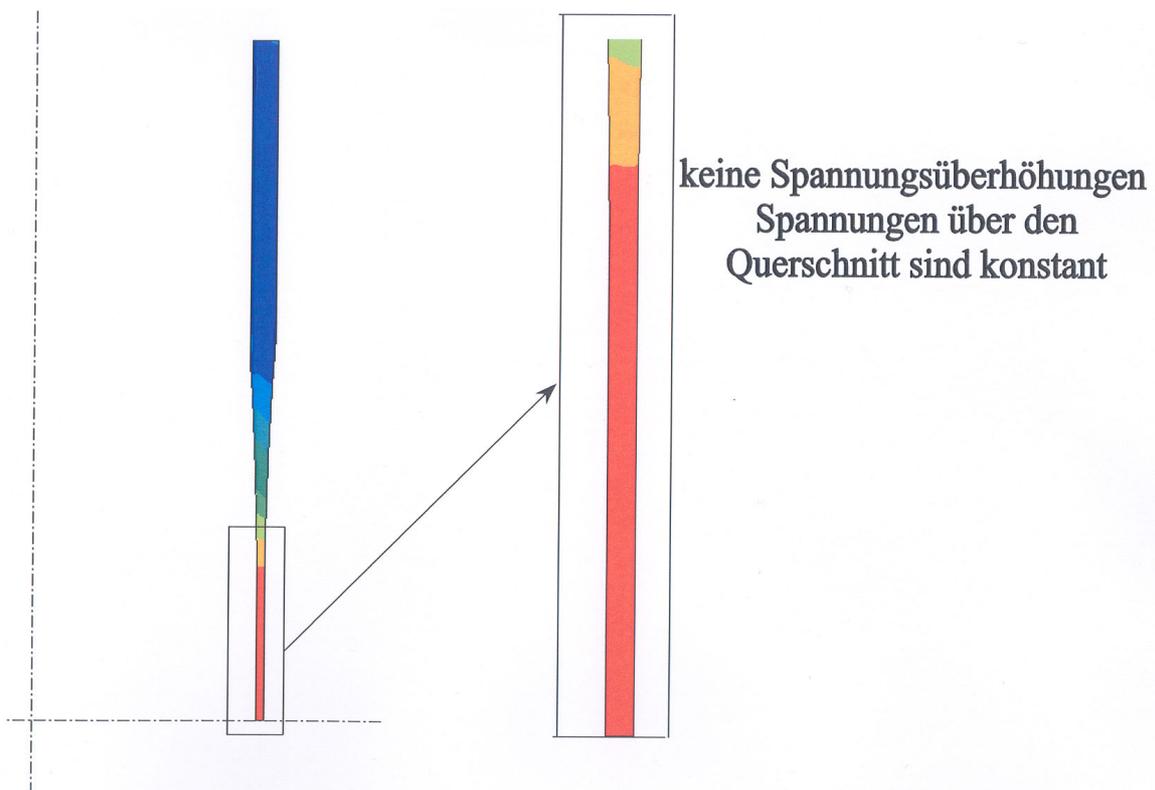
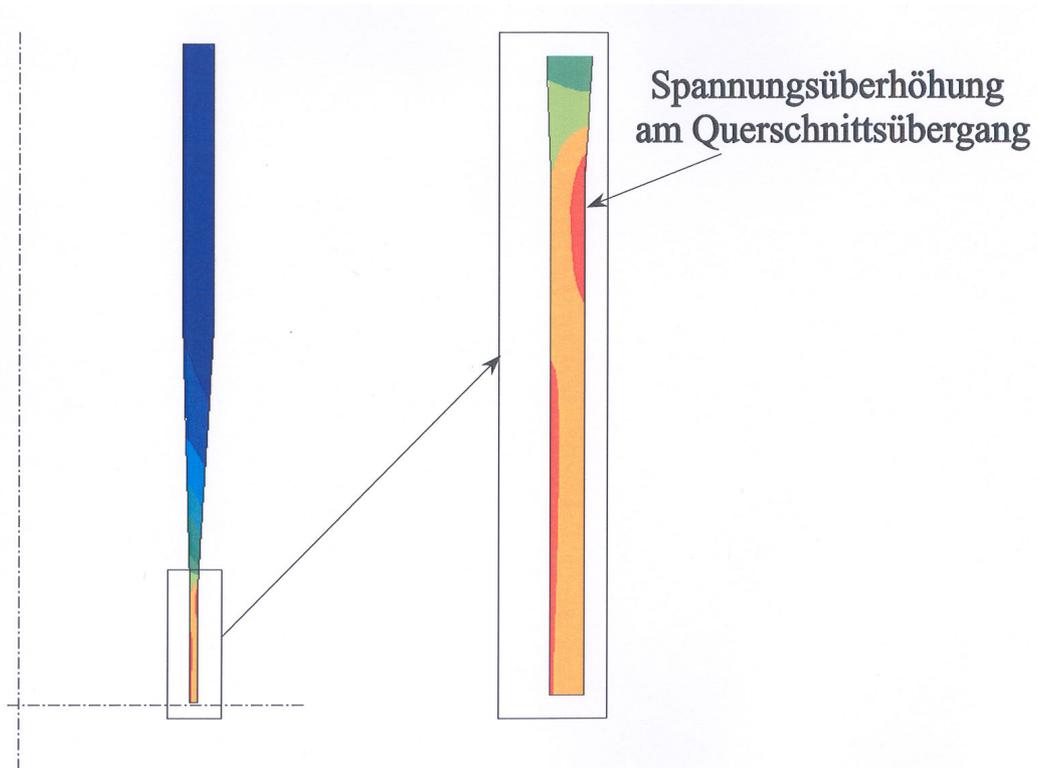


Abb. 3.7: Spannungsverteilung im Querschnitt (ursprüngliche Geometrie oben, optimierte Geometrie unten)

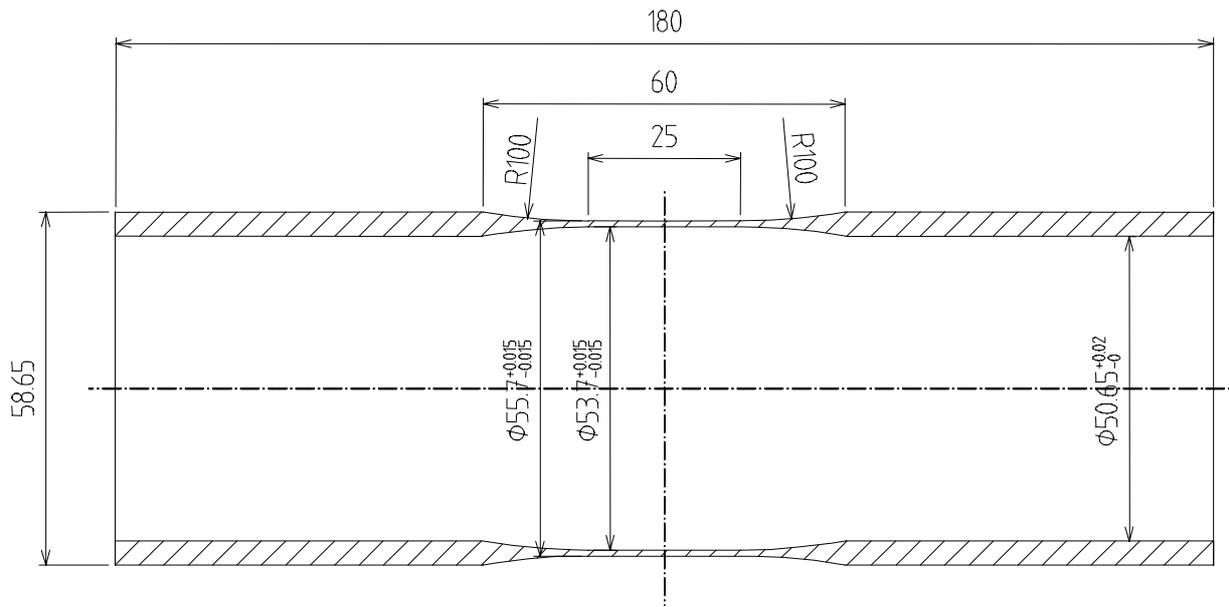


Abb. 3.8: Probengeometrie

Die Probenoberflächen wurden nach dem Abdrehen in mehreren Schritten sowohl im Messbereich als auch im Übergangsbereich, innen wie außen, einer Feinschliffbehandlung unterzogen. Danach wurden am oberen und unteren Ende der Probe, unter Verwendung des Elektronenschweißverfahrens, Stopfen angebracht (s. Abb. 3.9, Abb. 3.10). Diese dienen zur Aufnahme der Proben in den Lastrahmen und zum Anbau des Druckbehälters und der Druckleitungen. Der Verdrängungskörper dient zur Reduzierung des Volumens für das Innendruckmedium. Der untere Stopfen ist zweigeteilt und damit demontierbar. Dies ermöglicht eine Inspektion der Rohrwand.

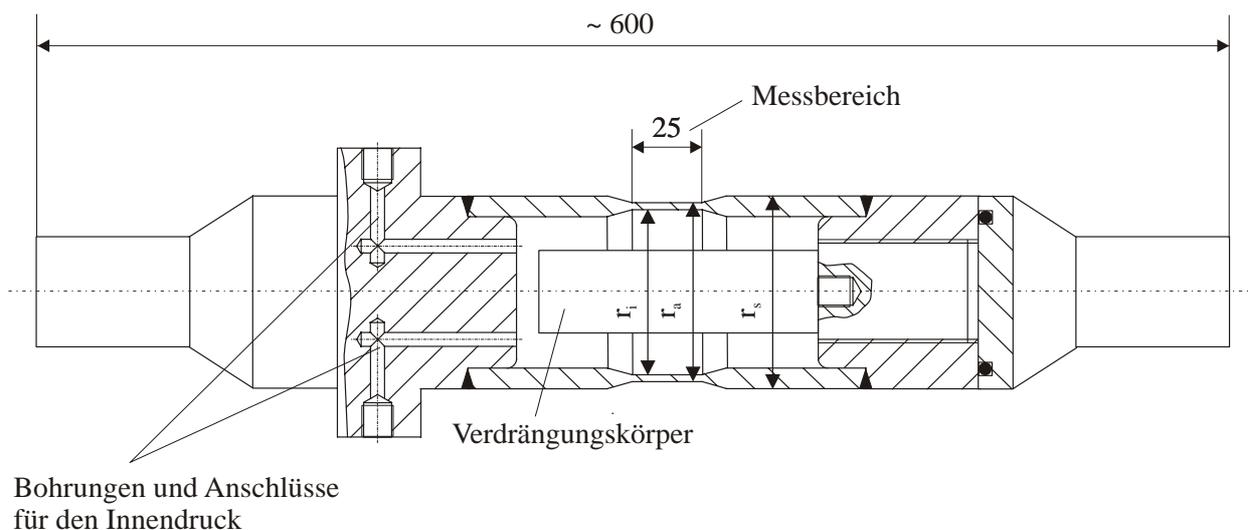
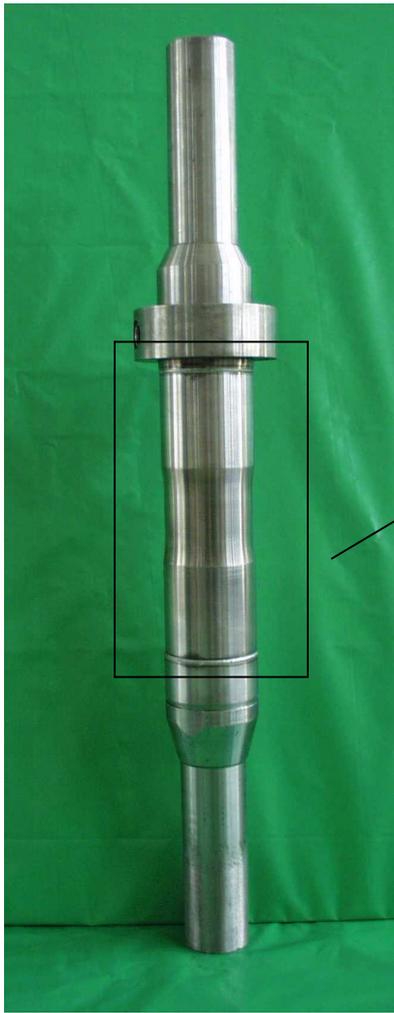
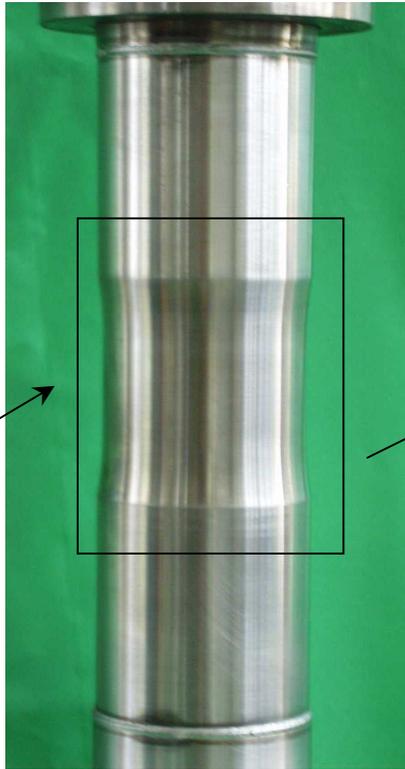


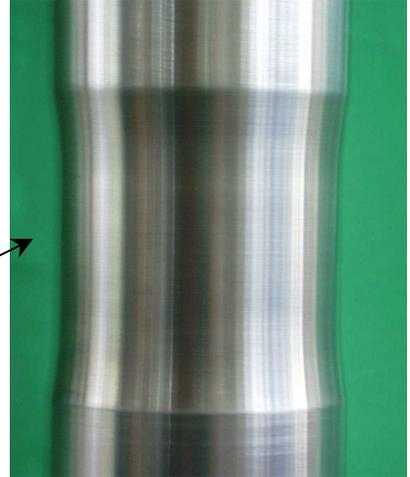
Abb. 3.9: Probe mit Probenstopfen



Gesamtansicht



„Eigentliche“ Probe



Prüfbereich

Abb. 3.10: Realbilder der Proben

3.3 Versuchsdurchführung

3.3.1 Hochfahren der Anlage

Zur Erzeugung der wechselnden Umfangsbelastung wird während des Versuches nur der Innendruck zyklert, während der Außendruck konstant bei ca. 200 bar liegt. Aus diesem Grund muss vor dem eigentlichen Versuchsstart die Anlage auf dieses Druckniveau hochgefahren werden, um reine Wechselverformungsexperimente ($\sigma_m = 0$) durchführen zu können. Dabei ist unbedingt sicherzustellen, dass die Probe durch den Hochfahrzyklus keine Vorschädigung erfährt. Dies wird erreicht, indem der Außendruck, welcher manuell hochgefahren wird, als Sollwert für den Innendruckregelkreis vorgegeben wird. Damit ist gewährleistet, dass die Probe während des Hochfahrens keine Umfangsdehnung erfährt. Die aus dem Innendruck resultierende axiale Zugkraft, welche zu einer axialen Verlängerung der Probe führen würde, wird durch eine externe Druckspannung kompensiert. Dazu wird der Axialkraftregelkreis bereits im Hochfahrbetrieb dehnungsgesteuert betrieben, was zu einer automatischen Kompensation der resultierenden Axialspannung führt. Der Signalflussplan für den Hochfahrbetrieb ist in Abb. 3.11 zu sehen.

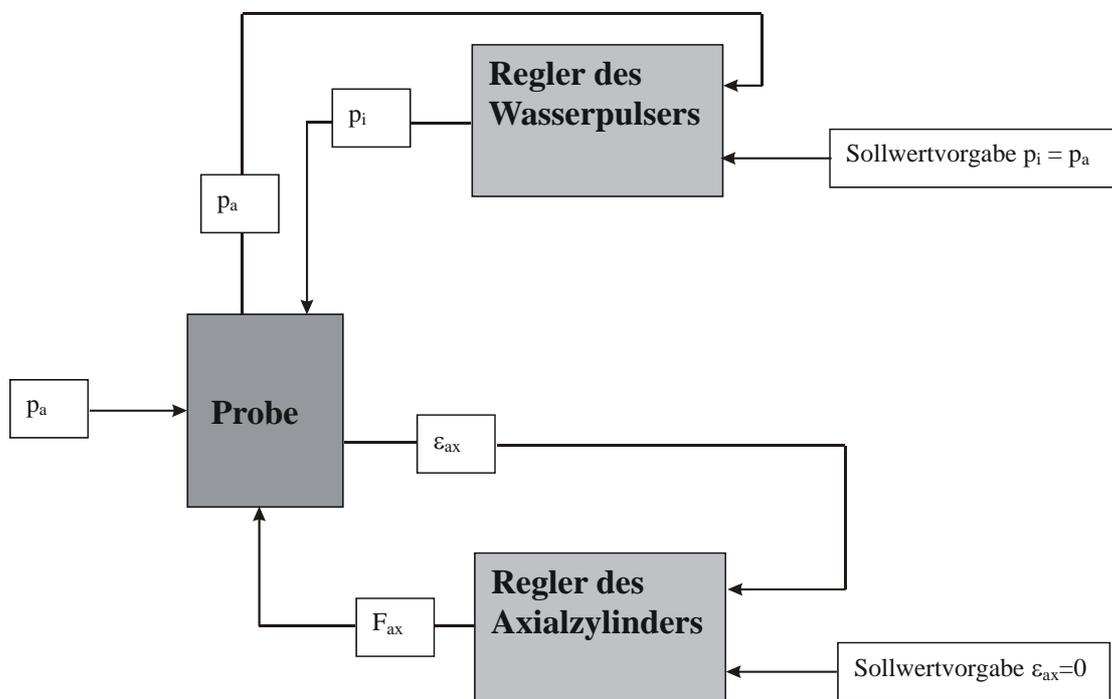


Abb. 3.11: Signalflussplan der Versuchsanlage im Hochfahrbetrieb

3.3.2 Belastungspfade

Alle Versuche wurden vollständig dehnungsgesteuert durchgeführt. Es wurden für beide Belastungsrichtungen sinusförmige Dehnungsverläufe bei einer Frequenz von 0,1 Hz vorgegeben. Die Sollwertvorgaben der Totaldehnungsamplituden ε_{ax}^A für die Axialrichtung entsprachen, innerhalb eines Versuches, dabei stets den Sollwertvorgaben ε_u^A für die Umfangsrichtung (s. Abb. 3.12). Das Verhältnis der Totaldehnungsamplituden $\psi = \frac{\varepsilon_u^A}{\varepsilon_{ax}^A}$ betrug somit bei allen Versuchen 1 ($\varepsilon_u^A = \varepsilon_{ax}^A = \varepsilon^A$). Die Sollwertvorgaben lassen sich daher wie folgt formulieren:

$$\varepsilon_{ax} = \varepsilon^A \sin(\omega t) \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_u = \varepsilon^A \sin(\omega t + \Delta\varphi) \quad (3.2)$$

Die eingestellten Phasenverschiebungen $\Delta\varphi$ betragen hierbei 45° , 90° und 135° . Für jede Phasenverschiebung wurden dabei Experimente mit unterschiedlich hohen Belastungsamplituden durchgeführt.

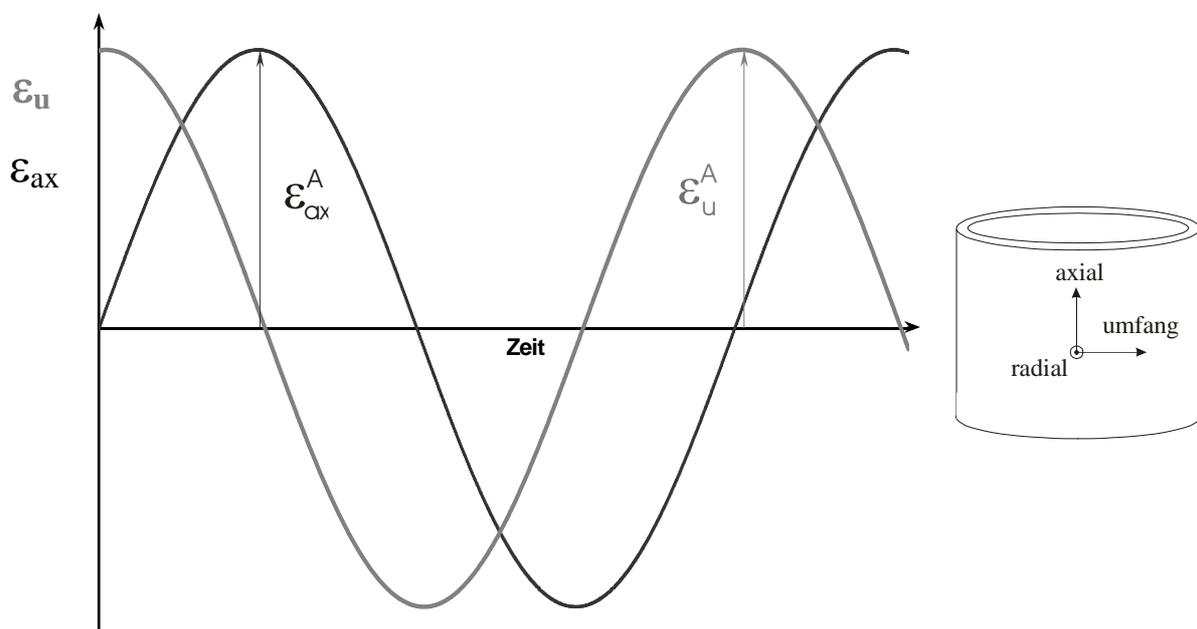


Abb. 3.12: Phasenverschiebung zwischen Axial- und Umfangsbelastung

Da als Sollwerte nur Totaldehnungsamplituden für jede Richtung, nicht aber die plastischen Dehnungsamplituden vorgeben werden können, stellte sich die Frage nach geeigneter

Wahl der Sollwertvorgaben, um die gewünschten plastischen Dehnamplituden für die unterschiedlichen Phasenverschiebungen zu erreichen. Für jede gegebene Phasenverschiebung sollten hierbei die Dehnungsamplituden so gewählt werden, dass die zu erwartende äquivalente plastische Dehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ (Def. siehe 4.1.1) im Bereich einachsiger ermittelter Dehnschwingbreiten lag, die damit als Referenz genutzt werden konnten. Für eine Abschätzung der zu erwartenden äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite aus gegebener Phasenverschiebung einerseits und den vorgegebenen Totaldehnschwingbreiten für beide Richtungen andererseits wurde das viskoplastische Modell von Chaboche [49] auf das Materialverhalten von AISI 316 L(N) bei Raumtemperatur angepasst. Die dazu notwendigen Materialdaten wurden aus einachsigen Ermüdungsversuchen [46] entnommen. Die sich daraus ergebenden Parameter für das Chaboche Modell sind Anhang A.2 verzeichnet. Damit konnten die zu erwartenden äquivalenten plastischen Dehnschwingbreiten für die verschiedenen Phasenlagen in Abhängigkeit von der jeweiligen Sollwertvorgabe errechnet werden. Laut diesen Modellvoraussagen nimmt die zu erwartende äquivalente Dehnung $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ mit zunehmender Phasenverschiebung, bei gleicher Sollwertvorgabe ε^A , ab (Abb. 3.13).

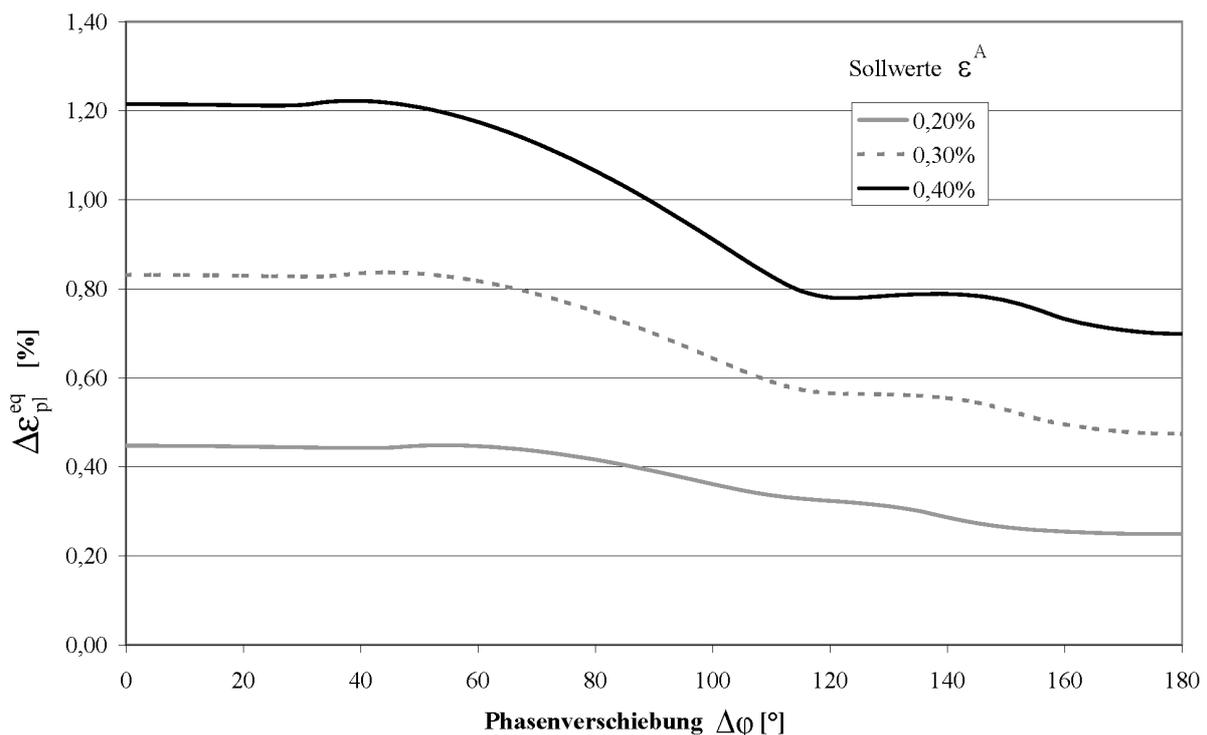


Abb. 3.13: Modellvoraussagen

In Abbildung 3.14 sind die, mit diesem Modell ermittelten Kurven für die verschiedenen Phasenverschiebungen über den Sollwertvorgaben abgebildet und den experimentell ermittelten Werten gegenübergestellt. Man erkennt eine recht gute Übereinstimmung zwischen den vorausgerechneten Werten nach Chaboche und den erhaltenen Versuchsdaten. Die im Modell vorausgesagte Abhängigkeit der äquivalenten plastischen Dehnschwingbreiten von der

Phasenverschiebung ist bei den experimentell ermittelten Werten deutlich zu erkennen. Die äquivalenten plastischen Dehnungen für die verschiedenen Phasenverschiebungen liegen alle in der gleichen Größenordnung und auch im Bereich der einachsigen ermittelten Dehnungen. Damit ist die Vergleichbarkeit der mehrachsigen ermittelten Daten sowohl untereinander, als auch mit den einachsigen Daten sichergestellt.

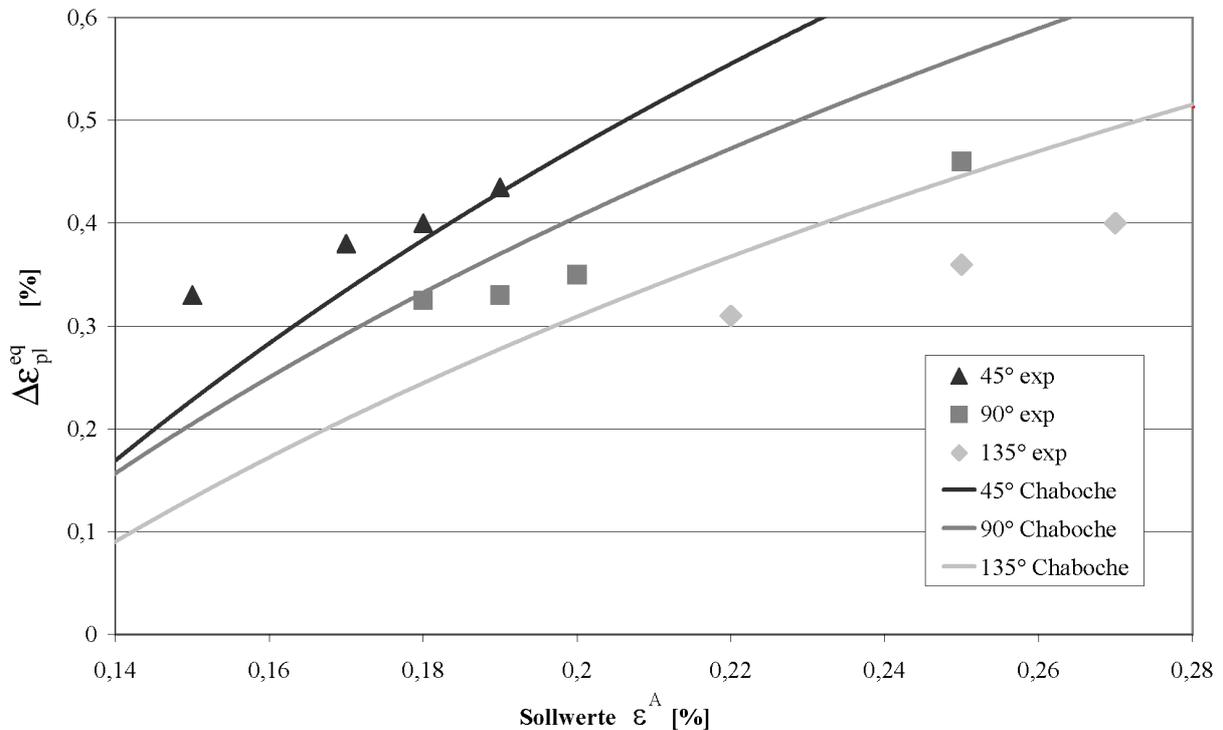


Abb. 3.14: Vergleich der aus dem Chaboche-Modell errechneten und den experimentell ermittelten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreiten

3.3.3 Abschalten der Anlage

Hierbei sind die folgenden Szenarien zu unterscheiden:

- ❖ Manuelles Abschalten
- ❖ Automatisches Abschalten
 - „Notabfahren“ bei Instabilität
 - „Normalabfahren“ bei Ermüdungsversagen

Das manuelle Abschalten wird beim Ausbau der Probe zwecks Inspektion angewandt, während das automatische Abfahren im Fall eines Probenversagens erfolgt.

Beim **manuellen Abschalten** werden zunächst die Sollwertvorgaben für Axial- und Umfangsdehnung ausgeblendet. Zum Zeitpunkt der Sollwertausblendung eingepreßte

plastische Dehnungen bleiben erhalten und werden durch die aufgebrachte elastische Dehnung zu Null kompensiert, da der Sollwert $\varepsilon^A = 0$ ist und sich damit zwangsläufig $\varepsilon_{pl} = -\varepsilon_{el}$ ergeben muss. Die aufgebrachten elastischen Dehnungen führen zwangsläufig zu Änderungen des Innendrucks und der Axialkraft, die damit von den Ausgangswerten beim Versuchsstart abweichen. Zum Zeitpunkt der Sollwertausblendung vorliegende Axialkraft- sowie Innendruckwerte können somit als repräsentativ für die eingepprägten plastischen Dehnungen erachtet werden. Um beim Wiederanfahren vom gleichen Ausgangspunkt starten zu können, werden die zu diesem Zeitpunkt vorhandenen Druck- und Axialkraftwerte gespeichert. Beim „Wiederanfahren“ wird dann mit diesen Werten neu gestartet. Der Innendruckregelkreis wird dann auf Druckregelung umgeschaltet und der Außendruck langsam reduziert (umgekehrtes Vorgehen wie beim Hochfahren).

Im Fall des Probenversagens bestehen prinzipiell zwei verschiedene Möglichkeiten des Abfahrens der Anlage. Der erste (unerwünschte Fall) ist ein instabiles Versagen (hier in erster Linie durch Beulen oder Falten) der Probe, was durch zu hohe Lastvorgaben oder durch Materialimperfectionen hervorgerufen werden kann. Im zweiten (gewünschten) Fall, führt ein durch die Rohrwand gewachsener Riss zum Probenversagen. In beiden Fällen ist ein frühzeitiges Erkennen dieser Ereignisse unbedingt erforderlich um eine Schädigung der Probe bzw. der Prüfanlage und ihrer Komponenten abzuwenden. Dazu wurden zwei unterschiedliche Abfahrprozeduren verwendet, die im Folgenden beschrieben werden.

Im **Instabilitätsfall** würde die, sich weiterhin in Dehnungsregelung befindliche Anlage versuchen, die durch die Instabilität hervorgerufenen, extrem großen und schnellen Dehnungsänderungen auszuregeln. Da sich aber eine bereits eingebeulte oder gefaltete Probe nicht wieder in den Ursprungszustand zurückversetzen lässt, würde dieser Versuch zu starken und unkontrollierten Druck- und Axialkraftschwankungen führen, in deren Folge nicht nur die Probe noch weiter, sondern vor allem auch die Dehnungsaufnehmer beschädigt werden könnten. Daher musste eine geeignete Messgröße gewählt werden, welche ein instabiles Probenversagen frühzeitig ankündigt und damit die Möglichkeit eröffnet, rechtzeitig Maßnahmen zum Abfahren der Anlage einzuleiten. Da bei einer auftretenden Instabilität sich der Innendruck sehr schnell ändert, dessen Absolutwert aber ungeeignet ist, wurde der Innendruckgradient als quasi sofort ansprechender Überwachungsparameter gewählt. Damit kann ein Probenversagen unabhängig vom Druckniveau sofort erkannt werden. Überschreitet der Innendruckgradient den festgelegten Grenzwert, der ca. 50% über den üblicherweise während des Versuchs auftretenden Werten liegt, wird die Anlage automatisch auf Kraft- bzw. Druckregelung umgeschaltet. Gleichzeitig wird die Anlage auf Normaldruckniveau heruntergefahren und abgeschaltet. Dieses „Notabschalten“ dient in erster Linie dem Schutz der Versuchseinrichtungen. Da beim Umschalten der Regelungsart ein Offset entsteht, der in diesem Fall nicht manuell abgeglichen werden kann, führt dies häufig zu einem „Kräfteungleichgewicht“ beim Herabfahren. Dies bedeutet, dass die Druckdifferenz nicht nahe null liegt, sondern deutlich höher ist und die aufgebrachte Axialkraft nicht genau genug

der resultierenden Axialkraft entspricht. Dadurch erfährt die Probe während dieser Phase häufig eine zusätzliche Verformung. Da die Probe hier aber ohnehin nicht mehr verwendbar ist, da sie ja bereits schon eingebeult ist, muss auf sie in diesem Fall keine Rücksicht genommen werden.

Liegt ein **wanddurchdringender Riss** vor, wäre dieses „Notabschaltverfahren“ allerdings ungeeignet, da in diesem Falle nicht nur die Anlage, sondern auch die Probe zum Zwecke der späteren Untersuchung von zusätzlichen Schädigungen durch das Abfahren verschont bleiben sollte. Glücklicherweise lässt sich der Zeitpunkt des Ermüdungsversagen anhand der Messdaten eindeutig bestimmen. Liegt ein wanddurchdringender Riss vor, so wird in jedem Zyklus, während des Teilzykluses in dem der Innendruck p_i höher als der Außendruck p_a ist, Wasser aus dem Inneren der Probe nach außen in den Druckbehälter gepresst. Da sich dieses Wasser am Boden der Druckkammer sammelt kann es während der Phase $p_a > p_i$ aber nicht wieder in die Probe zurückgelangen, was zu einem kontinuierlichen Anstieg des Außendrucks führt. Mit jedem neuen Lastwechsel steigt der Außendruck somit leicht an. Überschreitet der Außendruck den während des Versuchs anliegenden Druck um mehr als 5 bar wird die Prozedur für das „Normalabfahren“ eingeleitet. Da hier kein instabiler Zustand vorliegt ist es nicht nötig die Anlage schnellstmöglichst auf Normaldruck zu bringen und abzuschalten. Daher werden hier zuerst die Sollwertvorgaben abgeschaltet. Dadurch nähern sich Innen- und Außendruck soweit an, dass die verbleibende Druckdifferenz beim danach eingeleiteten Abfahren keine plastischen Deformationen in Umfangsrichtung verursachen kann. Auch die aufgebrachte Axialkraft entspricht nach dem Abschalten der Sollwertmodule recht genau der resultierenden Axialkraft aus dem Innendruck. Aufgrund dieser Sachverhalte erfährt die Probe bei diesem „normalen“ Abfahrzyklus keine zusätzliche plastische Verformung durch das Abfahren.

3.3.4 Messdatenverarbeitung

Die von den Aufnehmern erfassten Messdaten für Dehnungen, Drücke und Kräfte werden über Messverstärker der Fa. Hottinger-Baldwin verstärkt und über die Eingänge der Messkarte in den Auswertungsrechner, auf dem das Programm „Dasylab“ installiert ist, eingespeist. Die einzelnen, gemessenen Radialverschiebungen werden bereits davor in einem Umrechnungsmodul direkt in eine gemittelte Umfangsdehnung umgerechnet. Zusätzlich werden die in „Dasylab“ generierten und dem Regelkreis zugeführten Sollwerte zum Vergleich mit den anliegenden Istwerten, wieder zurückgeführt. Ein A/D-Wandler transformiert die analog vorliegenden Signale in Digitalsignale. Diese digitalisierten Signale lassen sich nun in „Dasylab“ beliebig miteinander kombinieren und auf die gewünschten Dimensionen umrechnen. Zur graphischen Darstellung der Signale stehen hierbei eine Vielzahl von

Visualisierungsmodulen zur Verfügung. Ebenso können die für das Abschalten wichtigen Größen überwacht und im Falle einer Grenzwertüberschreitung entsprechende Aktionen programmiert werden. Die sich aus den versuchstechnischen Erfordernissen ergebende Programmstruktur wurde im Verlauf dieser Arbeit, anhand von vorliegenden Erfahrungswerten, ständig verbessert und erweitert. Die zuletzt verwendete Struktur ist in Anhang A3 beschrieben.

3.3.5 Optische Probenuntersuchung

Nach dem Abfahren der Anlage und dem Ausbau der Proben, zwecks Inspektion, wurden deren Oberflächen innen und außen optisch untersucht. Die Außenseite der Probe wurde hierbei mit Hilfe eines Lichtmikroskops abgerastert und die Aufnahmen über einen angeschlossenen Videorecorder aufgezeichnet. Über einen angeschlossenen Weg- und Winkelgeber, dessen Messwerte in das Videosignal eingespeist wurden, war eine genaue Zuordnung des angezeigten Videobildes und der Lage auf der Probenoberfläche, unter Verwendung eines entsprechenden Referenzpunktes auf der Probe, möglich. Der Referenzpunkt wurde hierbei vor dem Abrastern der Oberfläche, außerhalb des eigentlichen Messbereichs angebracht.

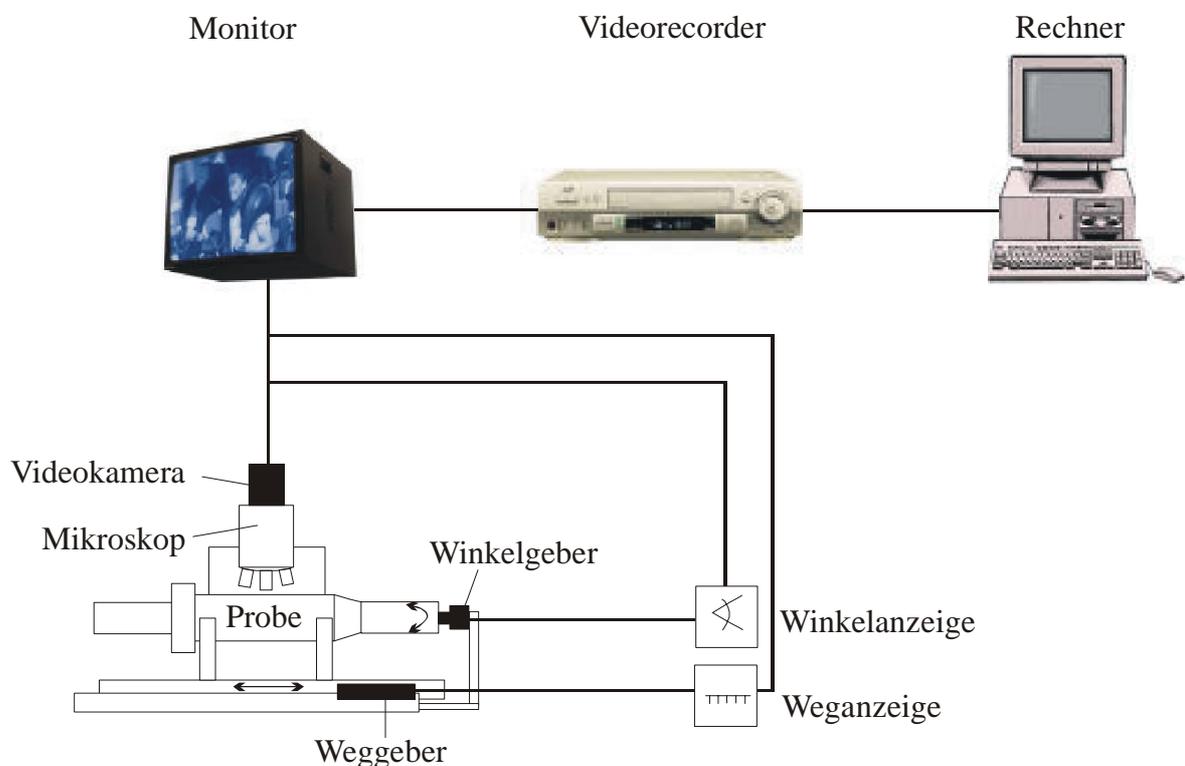


Abb. 3.15: Optische Probenuntersuchung

Damit konnte nach Versuche, beim Vorliegen eines wanddurchdringenden Risses, das entsprechende Gebiet auf der Probenoberfläche nach, zum Zeitpunkt des Inspektionsintervalls vorhandenen Rissen untersucht werden.

Für die Inspektion der Rohrrinnenfläche kam ein Endoskop mit integrierter Lichtquelle zum Einsatz. Damit konnten, aufgrund der vergleichsweise geringen Vergrößerung, Risse allerdings erst ab einer Länge von ca. 100 μm nachgewiesen werden. Da die Rissbildung vornehmlich an der Probenaußenwand stattfindet, wurde auf eine visuelle Aufzeichnung der Rohrrinnenfläche während der Inspektionsintervalle verzichtet.

Beim Vorliegen eines wanddurchdringenden Risses wurde dieser zunächst in Form und Lage unter Zuhilfenahme des Bildverarbeitungssystems „Quantimet 500“ der Firma Leica vermessen. Danach wurde das entsprechende, rissbehaftete Teilstück aus der Probe herausgetrennt und an der Bruchfläche aufgebrochen. Die beiden sich hierdurch ergebenden Bruchflächen wurden im Ultraschallbad gereinigt und anschließend rasterelektronenmikroskopisch untersucht.

4 Experimentelle Ergebnisse

4.1 Ermittlung der äquivalenten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreite

4.1.1 Definition der äquivalenten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreite

Um Ergebnisse aus Versuchen mit verschiedenen Phasenverschiebungen untereinander und diese wiederum mit einachsigen ermittelten Referenzwerten vergleichen zu können, wird eine Vergleichsgröße benötigt, welche die in der Probe herrschende Belastung unabhängig von der Art der Belastung wiedergibt (vgl. Kap. 3). Da die plastische Wechselverformung für das Entstehen und die Ausbreitung von Ermüdungsrissen und damit letztendlich auch für das Probenversagen verantwortlich ist [11], bietet sich die plastische Dehnungsschwingbreite $\Delta \varepsilon_{pl}$ als geeigneter Belastungsparameter an. Aus diesem Grund wurde die äquivalente plastische Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta \varepsilon_{pl}^{eq}$ eingeführt [45], die folgendermaßen definiert ist:

$$\Delta \varepsilon_{pl}^{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(\max_{t_0} \max_t \left\| \underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t) - \underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t_0) \right\| \right) \quad (4.1)$$

$\underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t)$ ist hierbei der plastische Anteil des Dehnungstensors zu einem beliebigen Zeitpunkt t und $\underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t_0)$ beschreibt den plastischen Dehnungstensor zu einem von t verschiedenen, ebenfalls beliebigen Zeitpunkt t_0 . Aus jedem der, während eines Zyklus im Sättigungsbereich, ermittelten Messpunkte ergibt sich hierbei ein unterschiedlicher plastischer Dehnungstensor. Um die äquivalente plastische Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta \varepsilon_{pl}^{eq}$ zu erhalten, muss dann jeder einzelne Betrag (Euklidische Norm: $\|\underline{\underline{x}}\| = \sqrt{\underline{\underline{x}} : \underline{\underline{x}}} = \sqrt{\text{Spur}(\underline{\underline{x}} \cdot \underline{\underline{x}})}$) des Differenzensors $\underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t) - \underline{\underline{\varepsilon}}_{pl}(t_0)$, der während eines Lastwechsels auftritt, berechnet werden. Es muss also der Differenztensor aus jeder möglichen Kombination zweier Messpunkte innerhalb eines Zyklus gebildet werden. Daraus ergibt sich dann der maximale Betrag des Differenzensors. Dieser muss dann mit $\sqrt{\frac{2}{3}}$ multipliziert werden, um das Ergebnis auf den einachsigen Fall zurück-

zuführen, d. h. die äquivalente plastische Dehnschwingbreite entspricht der „einfachen“ Dehnschwingbreite im einachsigen Fall und charakterisiert somit die in der Probe vorherrschende Dehnbelastung im mehrachsigen Fall.

Diese Prozedur ist in Abbildung 4.1 graphisch veranschaulicht. Die dargestellte Kurve befindet sich im plastischen Dehnungsraum und ergibt sich aus der Verbindung aller Messpunkte, die während eines Zyklus ermittelt wurden. Diese Kurve liegt auf der Ebene der Volumenkonstanz, d. h. auf dieser Ebene gilt für jeden Punkt, dass die Summe der plastischen Hauptdehnungen Null ergibt ($\varepsilon_{pl}^I + \varepsilon_{pl}^{II} + \varepsilon_{pl}^{III} = 0$). Die gestrichelte Linie stellt den Betrag eines beliebigen Differenztensors zwischen den Messzeitpunkten t und t_0 dar. Um nun den Betrag des maximalen Differenztensors zu finden, besteht die Aufgabe, geometrisch gedeutet, darin den Umkreis dieser Kurve (d. h. den Kreis mit dem kleinsten Radius, der diese Kurve vollständig umschließt) zu finden. Der Durchmesser dieses Kreises entspricht dann dem Betrag des maximalen Differenztensors.

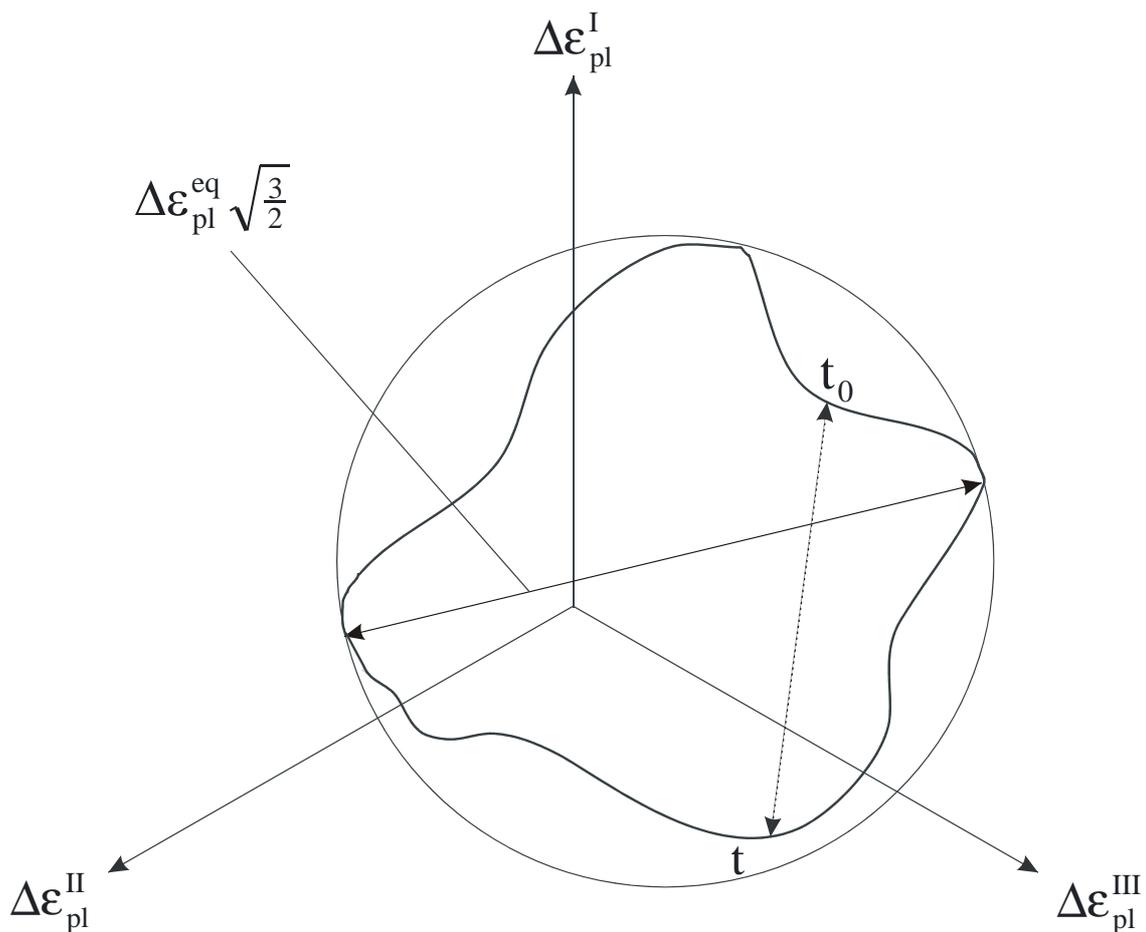


Abb. 4.1: Graphische Bestimmung der äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$

4.1.2 Ermittlung der elastischen und plastischen Dehnanteile

Aus den im ASC-II-Format vorliegenden Rohdaten, die Kräfte bzw. Drücke und Totaldehnungen beinhalten, müssen die zur Bestimmung von $\Delta \epsilon_{pl}^{eq}$ notwendigen plastischen Dehnungen bestimmt werden. Dazu wurden alle zur Berechnung nötigen Werte aus dem Sättigungsbereich der Hysterese entnommen. Sämtliche Dehnungswerte wurden hierbei an der Probenaußenwand bestimmt (Vgl. Kap. 3). Da die entsprechenden Größen an der Rohrinnenwand nicht direkt gemessen werden können und von denen an der Außenwand abweichen können, soll hier diskutiert werden, ob deren Kenntnis notwendig ist. Die Spannungen über den Wandquerschnitt in Axial-, Umfangs- und Radialrichtung für ein, mit Innen- und Außendruck beaufschlagtes, elastisch deformiertes Rohr ergeben sich nach [25] folgendermaßen :

$$\text{Axialspannung: } \sigma_{ax}(t, r) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \left[\frac{F_{ax}(t)}{\pi} + r_i^2 p_i(t) + (r_s^2 - r_a^2) p_a \right] \quad (4.2)$$

$$\text{Umfangsspannung: } \sigma_u(t, r) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \left\{ \left[1 + \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right] r_i^2 p_i(t) - \left[1 + \left(\frac{r_i}{r} \right)^2 \right] r_a^2 p_a \right\} \quad (4.3)$$

$$\text{Radialspannung: } \sigma_r(t, r) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \left\{ \left[1 - \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right] r_i^2 p_i(t) - \left[1 - \left(\frac{r_i}{r} \right)^2 \right] r_a^2 p_a \right\} \quad (4.4)$$

p_a ist der Außendruck, p_i der Innendruck, r_a und r_i der Außen- bzw. Innenradius, während r_s den Radius der Abdichtung am unteren Stopfen repräsentiert (Vgl. Abb. 3.9). Während die Axialspannung unabhängig vom Radius, d. h. über den gesamten Querschnitt konstant ist, ändern sich Radial- und Umfangsspannung als Funktion des Radius. Der Radialspannungsverlauf ist leicht durch Kenntnis des Innen- bzw. Außendrucks zu gewinnen. Er entspricht im Betrag, der im Verhältnis zu den beiden anderen Spannungskomponenten recht gering ist ($< 10\%$), dem anliegenden Druck auf der jeweiligen Seite mit entgegengesetztem Vorzeichen. Der Verlauf dazwischen kann in guter Näherung als linear angenommen werden. Bei reinen Wechselbelastungen erfährt daher jede Seite der Probe für exakt die Hälfte eines jeden Zyklus die höhere Belastung. Im Mittel ist die Belastung folglich gleich. Damit können sowohl die an der Außenwand, als auch die an der Innenwand ermittelten Dehnungswerte zur Berechnung herangezogen werden. Im Fall der Umfangsspannung sind die elastischen Spannungswerte an der Probeninnenfläche während des kompletten Lastwechsels etwas höher als an der Außenfläche. Die maximale Differenz beträgt bei den, in dieser Arbeit vorliegenden Bedingungen etwa 4%. Die Spannungsverläufe der einzelnen Komponenten über den Querschnitt sind in Abbildung 4.2 illustriert.

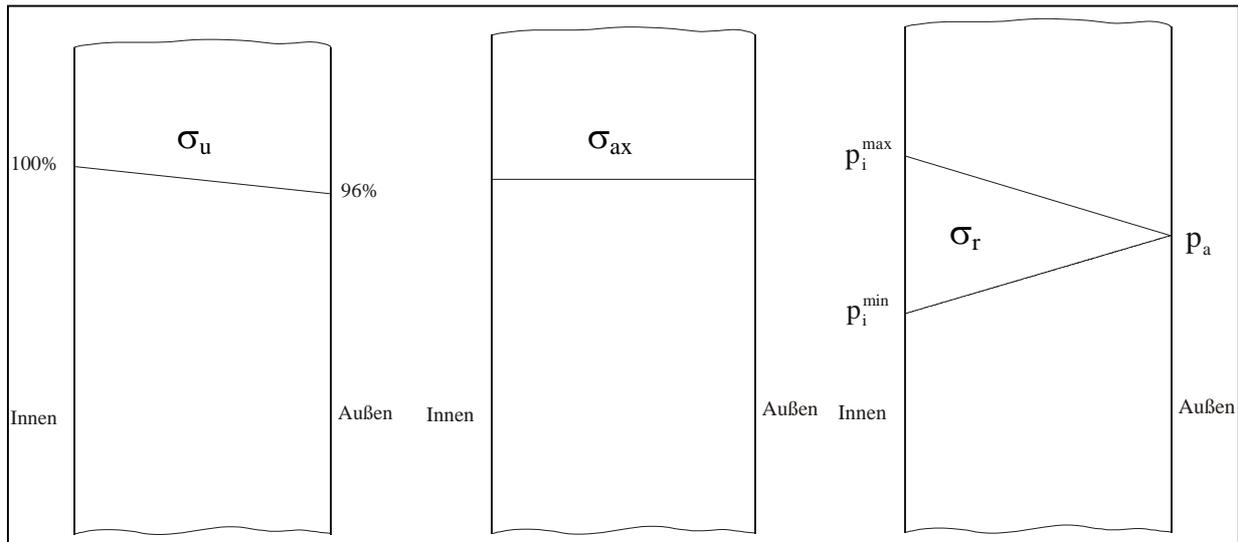


Abb. 4.2: Spannungsverläufe über den Querschnitt

Aufgrund der höheren Umgangsspannung an der Rohrrinnenwand, müsste eigentlich diese zur Berechnung herangezogen werden. Der Rissursprung lag allerdings bei fast allen Proben außen. Dies bedeutet, dass die Kombination aus Spannung und Geometrie- bzw. Oberflächeneinflüssen (z.B. Riefen, Kratzer, etc.) an der äußeren Oberfläche in den allermeisten Fällen kritischer als an der Innenwand sein muss. Aus diesem Grund erscheint die Spannungsbelastung an der äußeren Probenwand als charakteristisch für die anliegende Beanspruchung. Daher wurden die plastischen Dehnanteile auf Basis der an der äußeren Probenoberfläche angreifenden Spannungen ermittelt.

Mit Hilfe des verallgemeinerten Hooke'schen Gesetzes lässt sich aus dem ermittelten Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$, bei Kenntnis der Querkontraktionszahl ν und des Elastizitätsmoduls E der elastische Dehnungstensor $\underline{\underline{\epsilon}}^{el}$ folgendermaßen berechnen:

$$\underline{\underline{\epsilon}}^{el} = \frac{1+\nu}{E} \underline{\underline{\sigma}} - \frac{\nu}{E} \text{Sp}(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{\delta}} \quad (4.5)$$

Die Kenntnis der hydrostatischen Spannung σ_h , die sich aus $\frac{1}{3}\text{Sp}(\underline{\underline{\sigma}})$ ergibt, erlaubt die einzelnen skalaren Größen wie folgt zu formulieren :

$$\epsilon_{ax}^{el} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{ax} - \frac{\nu}{E} (3\sigma_h) \quad (4.6)$$

$$\epsilon_u^{el} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_u - \frac{\nu}{E} (3\sigma_h) \quad (4.7)$$

$$\varepsilon_r^{\text{el}} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_r - \frac{\nu}{E} (3\sigma_h) \quad (4.8)$$

Da die gemessenen Totaldehnungen für jede Richtung sich aus der Summe der elastischen und plastischen Dehnanteile der entsprechenden Richtung ergeben, lassen sich, unter Zugrundelegung der Theorie des dünnwandigen Rohres, somit die plastischen Anteile der Dehnungen wie folgt berechnen :

$$\varepsilon_{\text{tot}} = \varepsilon_{\text{el}} + \varepsilon_{\text{pl}} \Rightarrow \varepsilon_{\text{pl}} = \varepsilon_{\text{tot}} - \varepsilon_{\text{el}} \quad (4.9)$$

In Radialrichtung macht allerdings die nicht gemessene radiale Totaldehnung die Bestimmung der plastischen Dehnung $\varepsilon_r^{\text{pl}}$, auf die oben beschriebene Weise, unmöglich. $\varepsilon_r^{\text{pl}}$ wird daher unter Annahme der Volumenkonstanz aus den bekannten plastischen Dehnanteilen in Axial- und Umfangsrichtung ermittelt.

$$V = \text{const.} \Rightarrow \varepsilon_{\text{ax}}^{\text{pl}} + \varepsilon_{\text{u}}^{\text{pl}} + \varepsilon_{\text{r}}^{\text{pl}} = 0 \Rightarrow \varepsilon_{\text{r}}^{\text{pl}} = -(\varepsilon_{\text{ax}}^{\text{pl}} + \varepsilon_{\text{u}}^{\text{pl}}) \quad (4.10)$$

Mit den dadurch erhaltenen Werten für die plastischen Dehnungen kann dann, unter Anwendung der in Kapitel 4.1.1 beschriebenen Prozedur, die äquivalente plastische Dehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ ermittelt werden.

4.2 Ergebnisse der Spannungs-/Dehnungsuntersuchungen

4.2.1 Verhältnis der elastischen und plastischen Dehnungen

Die detaillierte Auswertung der elastischen und plastischen Dehnanteile für Axial- und Umfangsrichtung zeigte für die verschiedenen Phasenverschiebungen signifikante Unterschiede hinsichtlich des Verhältnisses der elastischen Schwingbreite bezogen auf die plastische Schwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{el}} / \Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ auf. Je nach Phasenlage sind diese Verhältnisse unterschiedlich ausgeprägt. In den Abbildungen 4.3 – 4.5 sind typische Verläufe, der verschiedenen Dehnanteile für die einzelnen Phasenverschiebungen, für jeweils zwei Zyklen im Sättigungsbereich dargestellt.

Bei einer Phasenverschiebung von 45° ist in Umfangsrichtung der elastische Dehnanteil deutlich höher als der plastische, während in Axialrichtung der entgegengesetzte Fall auftritt. Hier ist der plastische Anteil der Dehnung dominant. Bei 90° Phasendifferenz zeigt sich in Umfangsrichtung weiterhin ein deutliches Übergewicht des elastischen Anteils, während in axialer Richtung das Verhältnis $\Delta\varepsilon_{\text{el}} / \Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ deutlich zunimmt. Im Falle der Phasenver-

schiebung von 135° sind die Unterschiede zwischen den elastischen- und den plastischen Anteilen der Dehnungen, sowohl in Axial- als auch in Umfangsrichtung weiter zurückgegangen.

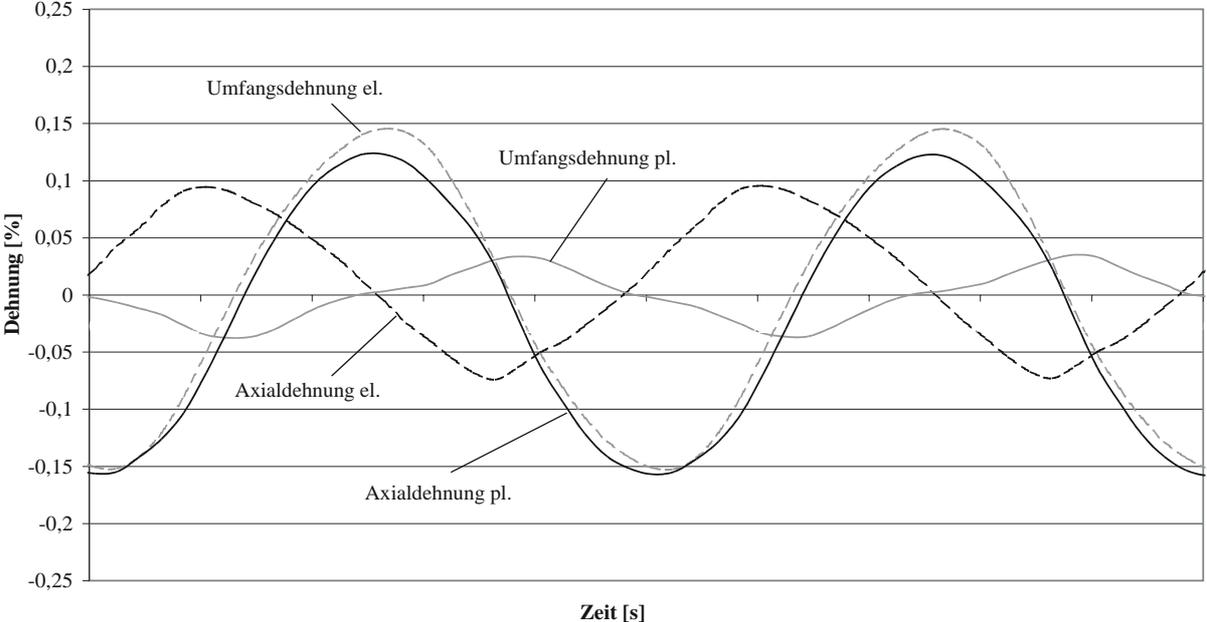


Abb. 4.3: Elastische und plastische Dehnanteile für eine Phasenverschiebung von 45° (V19)

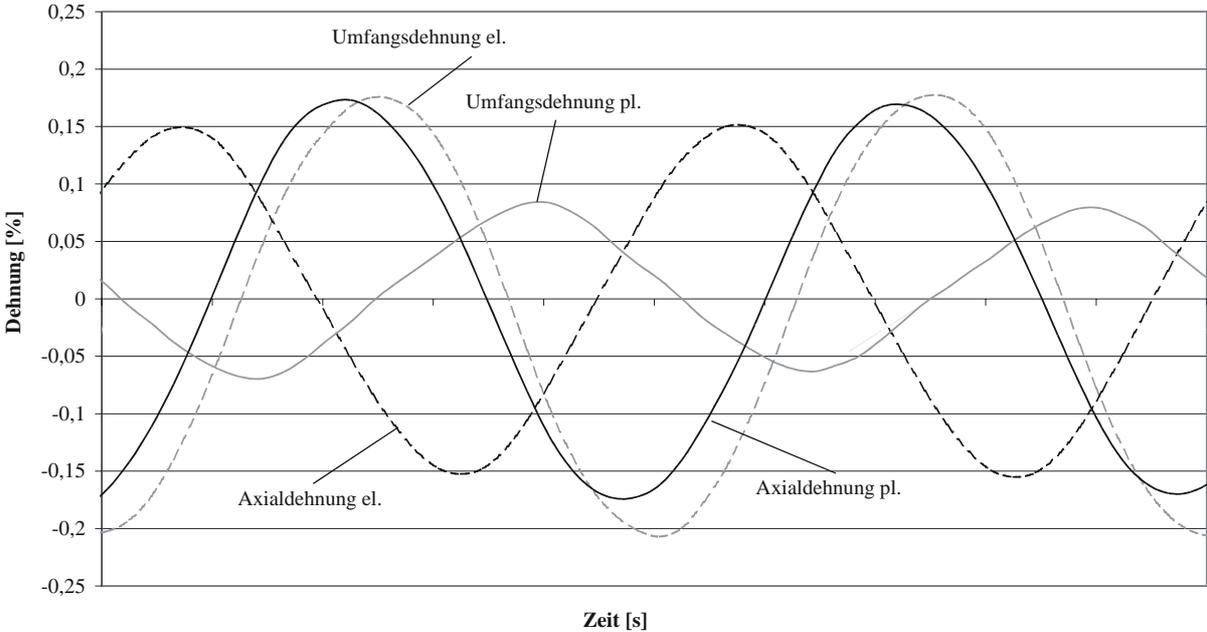


Abb. 4.4: Elastische und plastische Dehnanteile für eine Phasenverschiebung von 90° (V56)

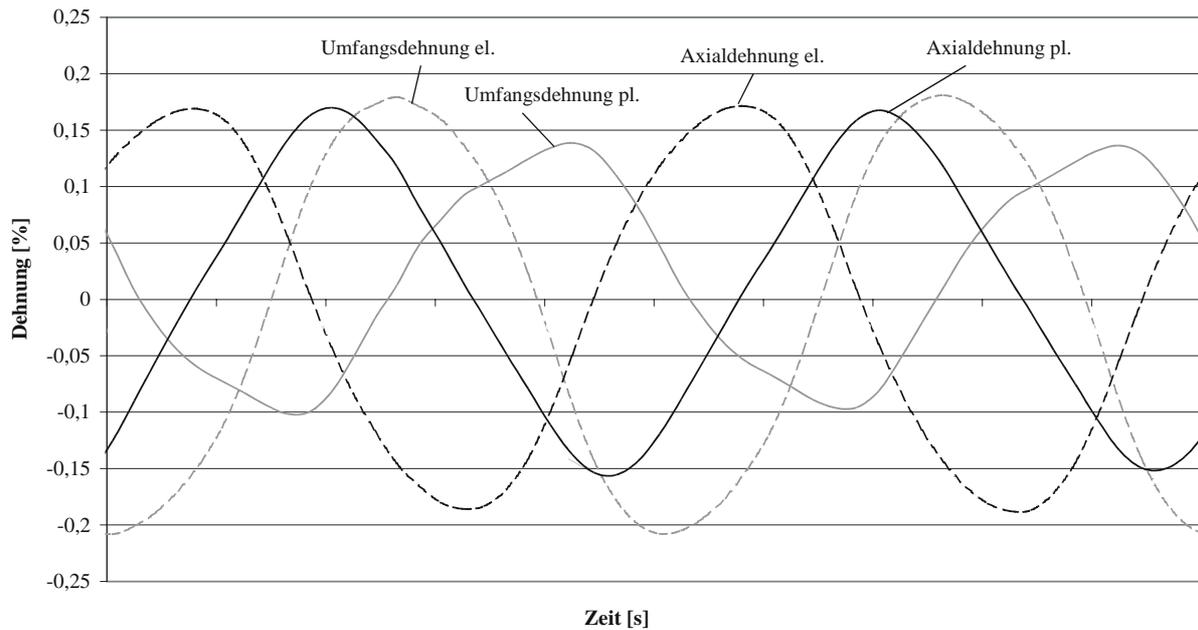


Abb. 4.5: Elastische und plastische Dehnanteile für eine Phasenverschiebung von 135° (V33)

Abbildung 4.6 zeigt die vorherrschenden Tendenzen für die einzelnen Phasenlagen deutlich auf. Hier sind die Mittelwerte, aus allen ausgewerteten Versuchen, des Verhältnisses $\Delta\varepsilon_{el} / \Delta\varepsilon_{pl}$ für beide Richtungen, sowie der sich hieraus ergebende Quotient, in Abhängigkeit von der Phasenlage dargestellt. Das Verhältnis $\Delta\varepsilon_{el}^{ax} / \Delta\varepsilon_{pl}^{ax}$ nimmt mit zunehmender Phasenverschiebung zu, während das Verhältnis $\Delta\varepsilon_{el}^u / \Delta\varepsilon_{pl}^u$ abnimmt.

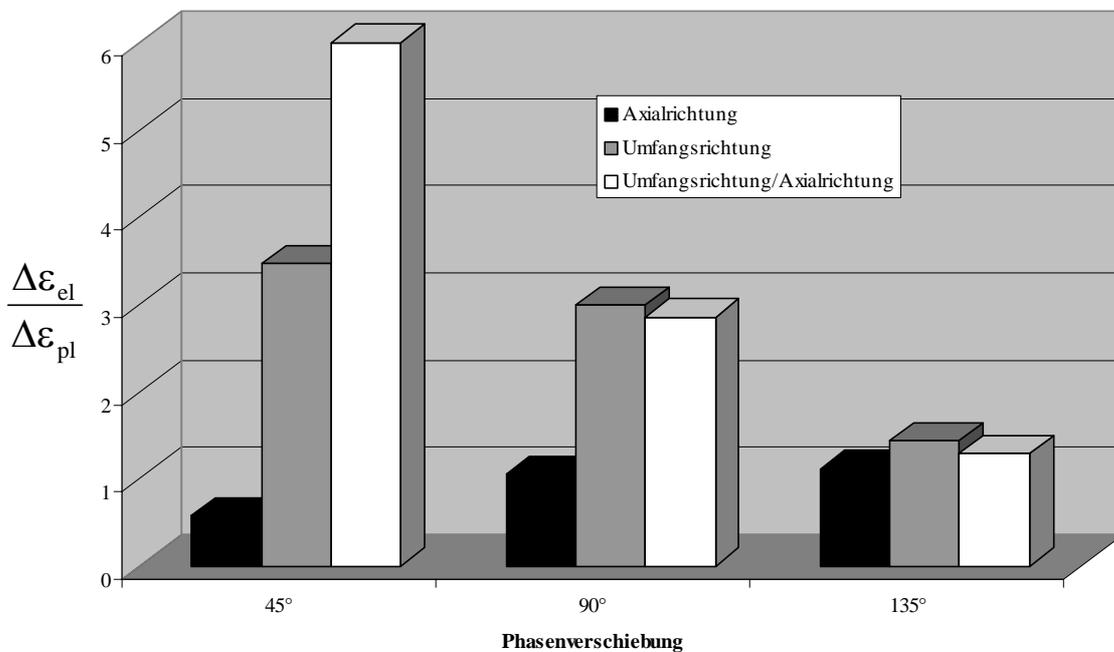


Abb. 4.6: Verhältnis elastische/plastische Dehnanteile in Umfangs- und Axialrichtung für die verschiedenen Phasenlagen

Die entsprechenden Spannungs-Dehnungshysteresen sind in den Abbildungen 4.7 - 4.9 zu
ersehen.

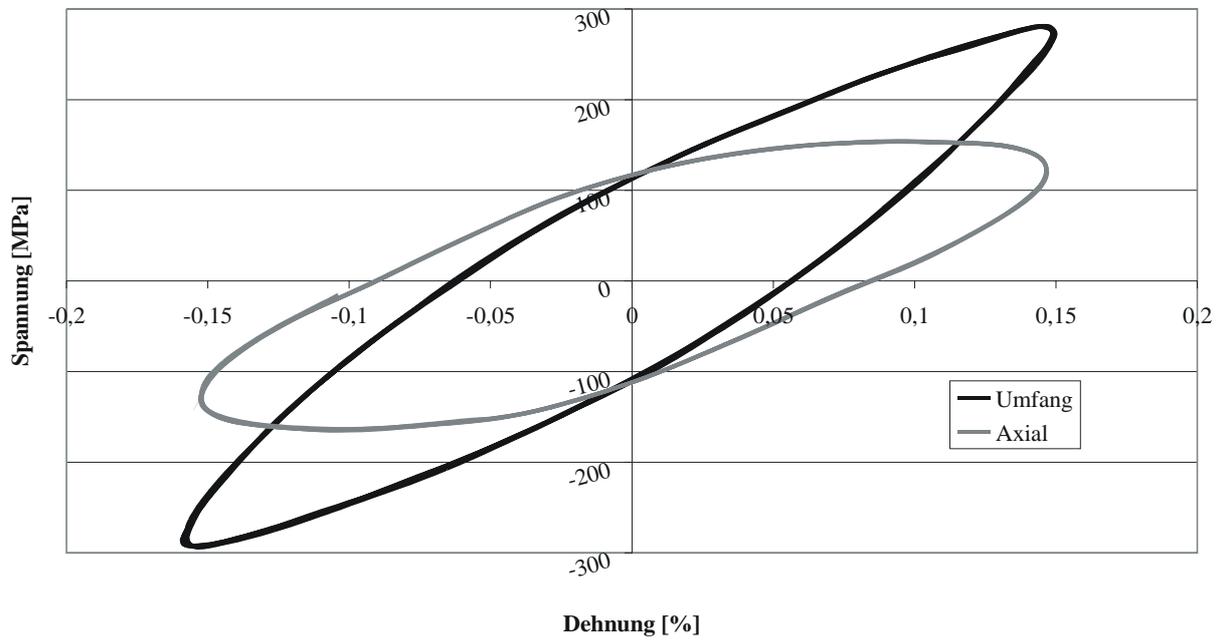


Abb. 4.7: Spannungs-Dehnungshysteresen für eine Phasenverschiebung von 45° (V19)

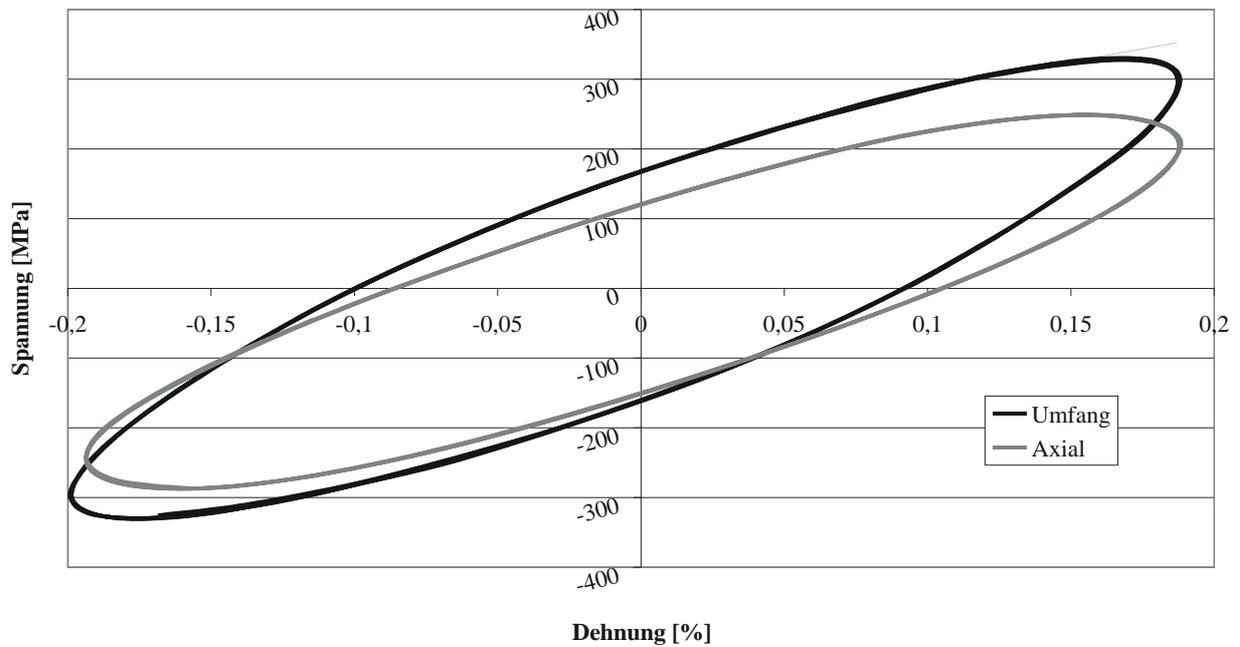


Abb. 4.8: Spannungs-Dehnungshysteresen für eine Phasenverschiebung von 90° (V56)

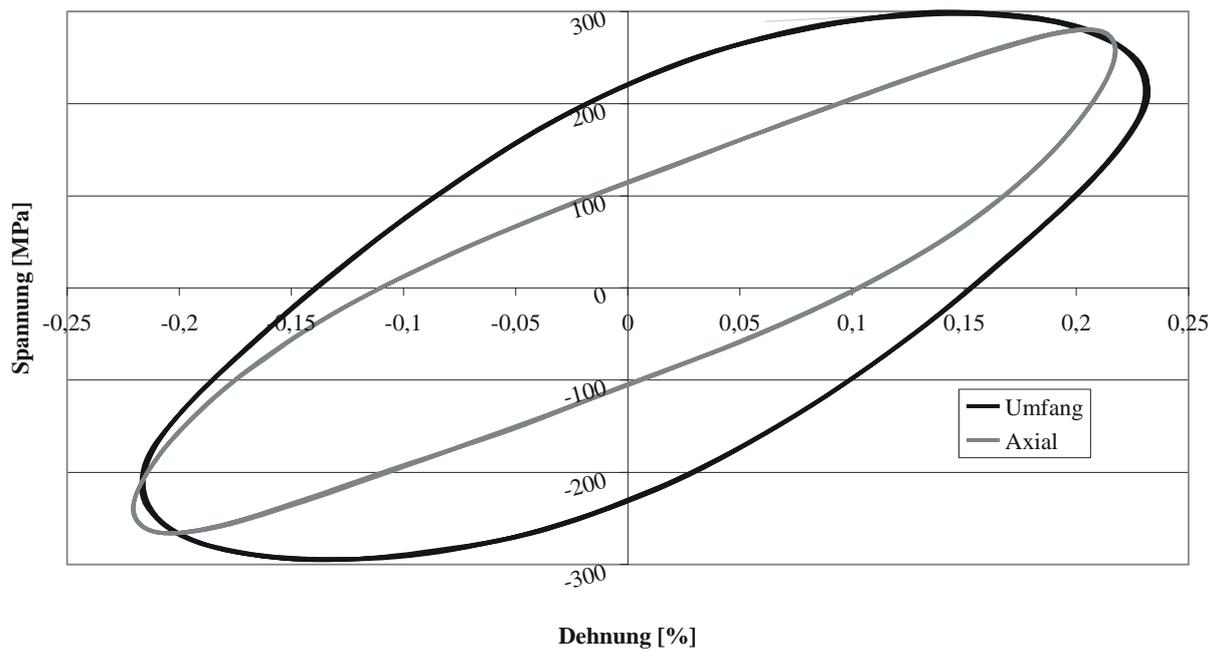


Abb. 4.9: Spannungs-Dehnungshysteresen für eine Phasenverschiebung von 135° (V33)

Hier sind die Auswirkungen der oben beschriebenen Unterschiede auf die Spannungskomponenten zu ersehen. Geringe elastische Anteile bedeuten entsprechend geringe Spannungen. Hohe elastische Anteile entsprechend hohe Spannungen. Je höher das Verhältnis $\frac{\Delta\varepsilon_{el}^u / \Delta\varepsilon_{pl}^u}{\Delta\varepsilon_{el}^{ax} / \Delta\varepsilon_{pl}^{ax}}$ ausfällt, umso größer sind die Unterschiede in den Spannungsschwingbreiten zwischen den einzelnen Richtungen. Bewegt sich dieses Verhältnis gegen 1, verschwinden auch die Unterschiede in den Spannungsschwingbreiten zwischen der Axial- und der Umfangsrichtung.

4.2.2 Variation der Verfestigung durch nichtproportionale Belastungen

In der Literatur wird im Zusammenhang mit nichtproportionalen mehrachsigen Ermüdungsbeanspruchungen häufig von einer zusätzlichen bzw. geminderten Verfestigung, im Vergleich zur einachsigen zyklischen Verfestigung, berichtet [50-53]. Die dort beschriebenen Ergebnisse wurden allerdings ausschließlich unter der Verwendung von Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen erzielt. Speziell bei dem hier verwendeten austenitischen Edelstahl 1.4909 wird dabei von einer sehr starken zusätzlichen Verfestigung, beim Vorliegen einer nichtproportionalen Belastung berichtet. In Abhängigkeit vom Lastverhältnis zwischen Zug und Torsion, welches sich aus der angelegten Phasenverschiebung ergibt, beträgt diese bis über 70% [51]. Die Ursache für dieses Verhalten liegt in der Rotation der Hauptachsen, die bei dieser Art von Versuchen systembedingt auftritt (Vgl. Kap. 2.1), begründet. Diese Rotation führt zur Aktivierung von Gleitbändern in sehr vielen verschiedenen Ebenen. Die sich hieraus ergebende, zusätzliche Versetzungsbewegung führt, im Vergleich zur proportionalen Belastung, zwangsläufig auch zu einer stärkeren Versetzungsbehinderung und stärkerem Versetzungsaufstau an den Korngrenzen. Dies manifestiert sich dann makroskopisch in der sogenannten zusätzlichen Verfestigung.

Aufgrund der in dieser Untersuchung verwendeten Versuchsanordnung, liegt hier auch bei nichtproportionalen Versuchen ein zeitlich konstantes Hauptachsensystem vor (Vgl. Kap. 3.2). Damit können die oben beschriebenen Mechanismen zur zusätzlichen Verfestigung hier nicht in Frage kommen. Zur Untersuchung der, in unserem Fall auftretenden, zusätzlichen Ver- bzw. Entfestigung wurde für jeden Versuch die äquivalente mehrachsige Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrachsig}}$ bestimmt. Sie dient dazu Spannungen zwischen Versuchen mit verschiedenen Phasenverschiebungen, und diese wiederum mit einachsig ermittelten Spannungsdaten vergleichbar zu machen. Deren Ermittlung ist, bis auf den Vorfaktor, analog zur Bestimmung der äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite (Vgl. Kap. 4.1.1).

$$\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrachsig}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left(\max_t \max_{t_0} \left\| \underline{\underline{\sigma}}^d(t) - \underline{\underline{\sigma}}^d(t_0) \right\| \right) \quad (4.11)$$

Allerdings werden hier nur die deviatorischen Anteile der Spannungstensoren $\underline{\underline{\sigma}}^d$ zur Berechnung herangezogen.

Da wir dehnungsgesteuerte Versuche durchführen, ändert sich $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrachsig}}$ mit der Versuchsdauer. Als charakteristische Größe wurde die maximal auftretende äquivalente Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrachsig}}$, die sich nach 20÷50 Lastwechseln einstellt, bestimmt. Ein typischer Verlauf von $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrachsig}}$ in Abhängigkeit der Lastspielzahl ist in Abbildung 4.10 dargestellt.

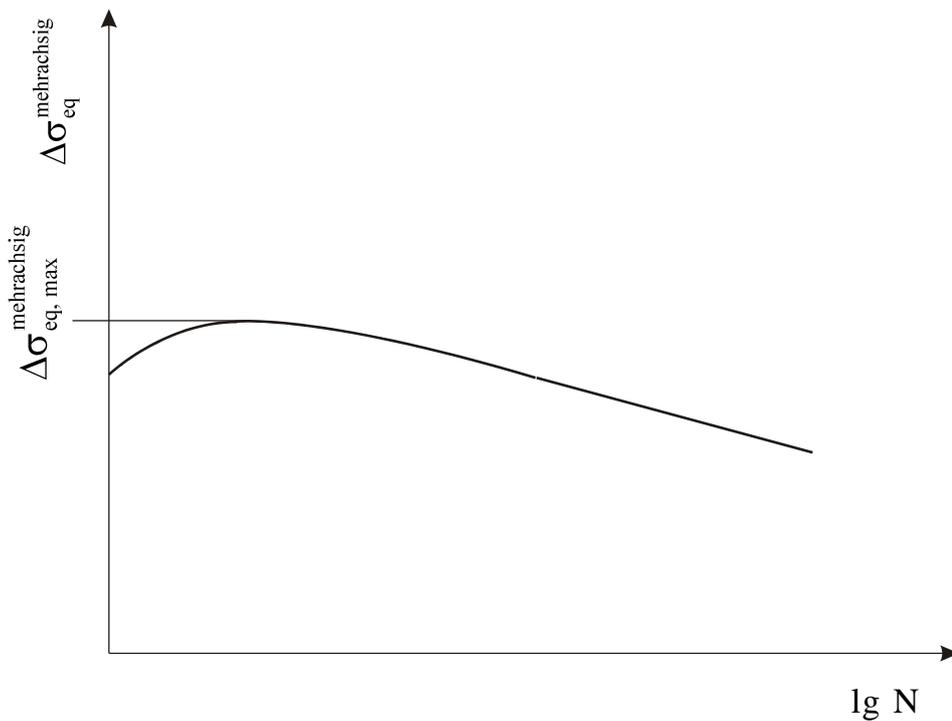


Abb. 4.10: Typischer Verlauf von $\Delta\sigma_{eq}^{mehrachsig}$ in Abhängigkeit der Lastwechselspielzahl

In Abbildung 4.11 sind die ermittelten äquivalenten Spannungsschwingbreiten über $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ für die verschiedenen Versuche illustriert. Zum Vergleich ist zusätzlich die aus einachsigen Verformungsdaten [46] ermittelte Referenzkurve dargestellt.

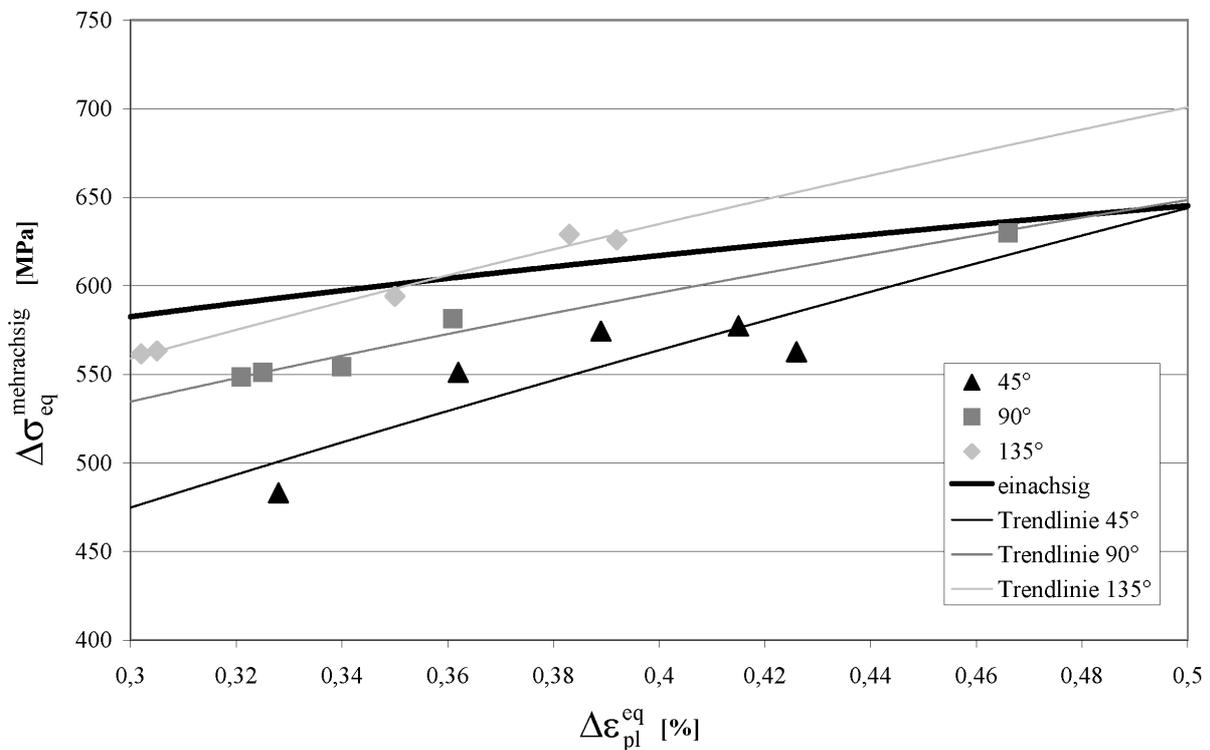


Abb. 4.11: Zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung aufgrund nichtproportionaler Belastung

Nur bei wenigen Versuchen ist eine zusätzliche Verfestigung, aufgrund der nichtproportionalen Belastung zu erkennen. Bei den meisten Versuchen zeigt sich eher eine mehr- oder weniger deutlich geminderte Verfestigung, im Vergleich zu den einachsigen ermittelten Werten. Weiterhin ist eine signifikante Abhängigkeit von der Phasenlage zu erkennen. Die Versuche mit den um 45° phasenverschobenen Belastungen zeigen alle eine deutlich geminderte Verfestigung. Bei einer Phasenverschiebung von 90° liegen die Spannungsschwingbreiten nur noch knapp unterhalb der einachsigen erzielten Werte, während die 135° phasenverschobenen Versuche Spannungsschwingbreiten ergeben, die sowohl über, als auch unter den einachsigen Vergleichswerten liegen.

Bei der Betrachtung der Ergebnisse ist folgender Gesichtspunkt zu berücksichtigen: Die einachsigen Ermüdungsdaten wurden mit konstanter Totaldehnungsgeschwindigkeit von $\dot{\epsilon}_{\text{tot}} = 0,1\%/s$ ermittelt. Die Prüffrequenz musste zu diesem Zweck zwischen 0,05 Hz und 0,125 Hz variiert werden. Dagegen wurden die mehrachsigen Versuche alle mit der gleichen Prüffrequenz von 0,1 Hz durchgeführt. Die Totaldehnungsgeschwindigkeiten sind in diesem Fall also nicht konstant, sondern hängen von der Belastungshöhe ab. Mit ansteigender Dehnschwingbreite nimmt somit auch die plastische Dehnungsgeschwindigkeit deutlich zu. Dies erklärt damit auch den, mit zunehmender Dehnschwingbreite überproportionalen Anstieg der maximalen äquivalenten Spannungsschwingbreite aus den mehrachsigen Versuchen gegenüber dem einachsigen Fall.

4.2.3 Sollwertvorgaben – äquivalente plastische Dehnschwingbreite $\Delta\epsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$

Wie bereits in Kapitel 3.3.2 beschrieben ist eine Kenntnis der Beziehung zwischen der Sollwertvorgabe und der sich daraus einstellenden äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite $\Delta\epsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ von Interesse, um möglichst nahe beieinander liegende $\Delta\epsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$, trotz verschiedener Phasenlagen zu erhalten. Mit Hilfe des dort verwendeten Chaboche Modells wurde eine recht gute Vorhersagbarkeit zwischen den Sollwertvorgaben ϵ^{\wedge} und den äquivalenten plastischen Dehnschwingbreiten, bei gegebener Phasenverschiebung erreicht. Der Vergleich zwischen den voreingestellten Sollwerten und den experimentell ermittelten Dehnschwingbreiten bestätigte die von diesem Modell vorausgesagten Unterschiede zwischen den verschiedenen Phasenlagen. In Abbildung 4.12 sind die äquivalenten plastischen Dehnschwingbreiten $\Delta\epsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ bezogen auf die Totaldehnungsamplituden der Sollwertvorgaben ϵ^{\wedge} , über den verschiedenen $\Delta\epsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ aufgetragen.

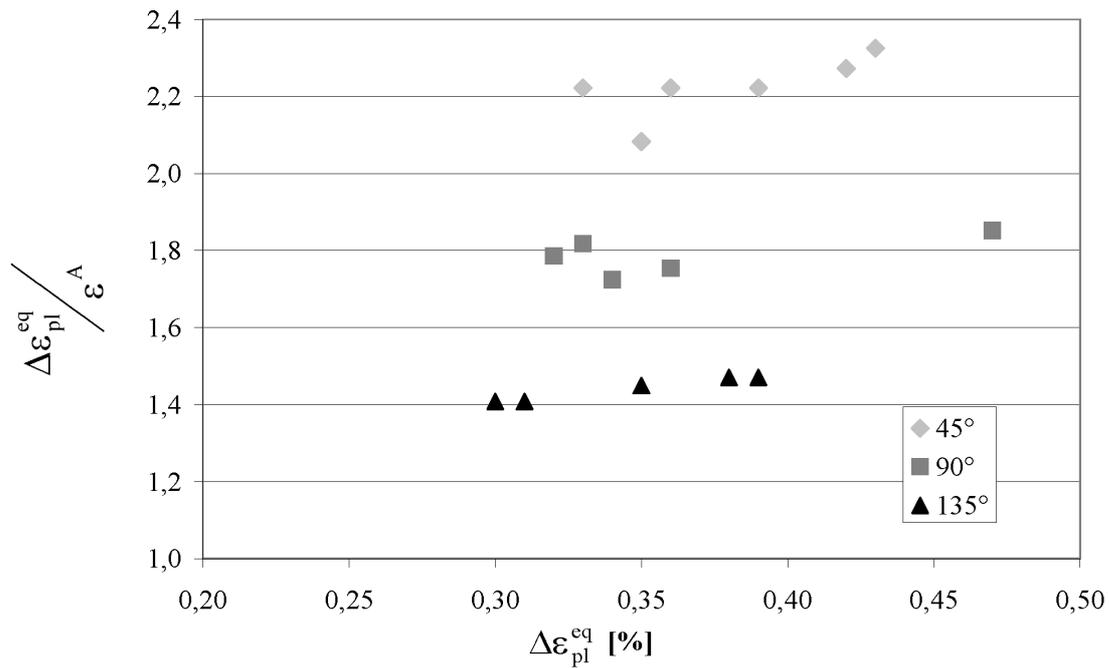


Abb. 4.12: $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ bezogen auf die Totaldehnungsamplituden der Sollwertvorgaben ε^A

Das Verhältnis hängt in erster Linie von der Phasenverschiebung und nur in sehr geringem Maße von der Belastungshöhe ab. Daher können in dem hier geprüften Belastungsbereich zur Abschätzung von $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$, anhand von ε^A und der Phasenverschiebung $\Delta\varphi$, die Mittelwerte der verschiedenen Phasenlagen verwendet werden. Bei gleichen Sollwertvorgaben für Axial- und Umfangsrichtung gilt demnach, für das hier verwendete Material 1.4909, näherungsweise:

$$\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}(45^\circ) \cong 2,23 \varepsilon^A \quad (4.12)$$

$$\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}(90^\circ) \cong 1,79 \varepsilon^A \quad (4.13)$$

$$\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}(135^\circ) \cong 1,44 \varepsilon^A \quad (4.14)$$

4.3 Auswertung der Schallemissionsdaten

Mit der Installation der Schallemissionserfassungsanlage wurde erst im Laufe der Versuchsserie begonnen. Dies bedeutet, dass nicht für alle Versuche auch Schallemissionsdaten vorliegen. Motiviert durch Untersuchungen von Hamel [54] und Bassim [55], die zwischen der Ereignisrate N' und der Rissausbreitungsgeschwindigkeit bzw. dem Rissinitiierungszeitpunkt einen eindeutigen Zusammenhang feststellten, wurden mit der vorhandenen Schallemissionserfassungsanlage die während der Versuche auftretenden, Schallemissionsereignisse, sowie deren Energie und Zeitdauer bestimmt. Gemäß [54] existiert zwischen N' und der Spannungsintensitätsschwingbreite ΔK ein Zusammenhang ähnlich der Paris Gleichung (2.27). Es gilt demnach:

$$N' = B(\Delta K)^n \quad (4.15)$$

Damit kann durch Anwendung der Gleichungen (2.27) und (4.15) die Rissausbreitungsgeschwindigkeit ermittelt werden. Die oben beschriebenen Ergebnisse wurden unter einachsiger Ermüdungsbelastung gewonnen. Um zu überprüfen, ob auch in unserem Fall ein derartiger Zusammenhang nachgewiesen werden kann, wurden zunächst die auftretenden Schallereignisse über der normierten Lastspielzahl aufgetragen. Die erhaltenen Kurven zeigten hierbei kein einheitliches Bild. Exemplarisch sind die Kurven von 4 Versuchen in den Abbildungen 4.13 bis 4.16 dargestellt.

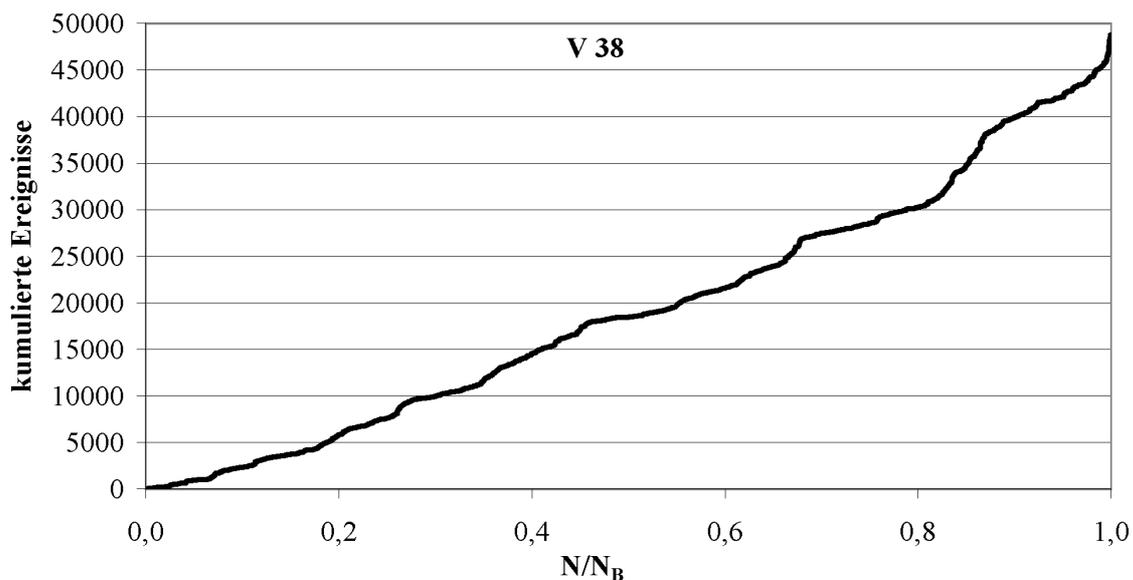


Abb. 4.13: Schallereignisse über der normierten Lastspielzahl ($\Delta\varphi = 135^\circ$; $\varepsilon^A = 0,27\%$)

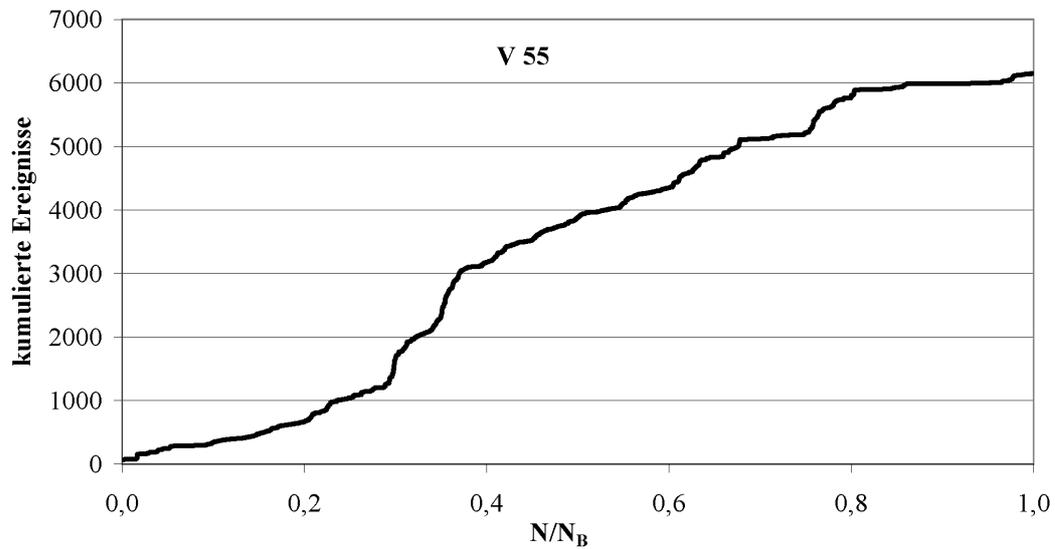


Abb. 4.14: Schallereignisse über der normierten Lastspielzahl ($\Delta\varphi = 45^\circ$; $\varepsilon^A = 0,17\%$)

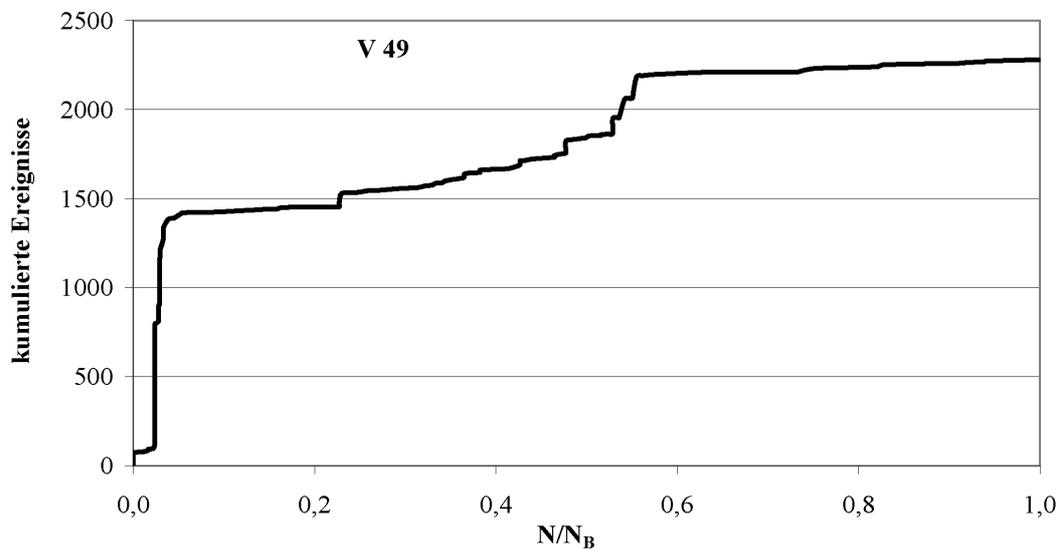


Abb. 4.15: Schallereignisse über der normierten Lastspielzahl ($\Delta\varphi = 45^\circ$; $\varepsilon^A = 0,19\%$)

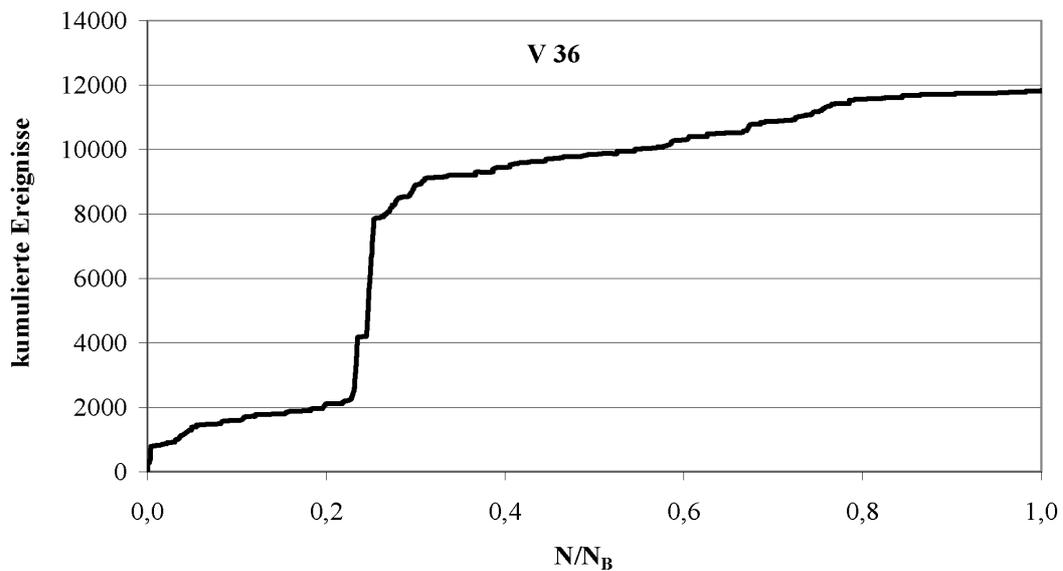


Abb. 4.16: Schallereignisse über der normierten Lastspielzahl ($\Delta\varphi = 135^\circ$; $\varepsilon^A = 0,27\%$)

In Abbildung 4.13 nimmt die Ereignisrate im Laufe des Versuches leicht zu, während bei den anderen Darstellungen eine Abnahme der Ereignisrate zum Versuchsende hin zu erkennen ist. Der Verlauf ist hier durch mehr oder weniger stark ausgeprägte diskontinuierliche Anstiege gekennzeichnet. Besonders in den Abbildungen 4.15 und 4.16 tritt dies deutlich hervor. Hier werden innerhalb einer recht kurzen Zeitspanne etwa die Hälfte aller während des Versuchs auftretenden Schallereignisse registriert.

Für den Fall eines kontinuierlich wachsenden Risses wäre nach [54] eine stetig ansteigende Kurve zu erwarten, da die Risswachstumsgeschwindigkeit mit zunehmender Risslänge ansteigt und daher auch von einer Zunahme der Schallemissionsaktivität ausgegangen werden kann. Dies ist allerdings nur dann der Fall wenn alle der Rissausbreitung zuzuordnenden Signale registriert werden und zusätzlich gewährleistet ist, dass die registrierten Signale nur aus dem Rissfortschritt resultieren. Dies ist hier aber aufgrund folgender Bewandnisse nicht garantiert:

- Bei Mikrorissen leistet die Rissuferreibung einen wesentlichen Beitrag zur Gesamtschallemission [56]. Daher spielt deren Geometrie und die Rauigkeit der Rissufer eine entscheidende Rolle für die Anzahl der emittierten Schallsignale.
- Da die Aufnehmer hier, aufgrund versuchstechnischer Gegebenheiten, recht weit von der eigentlichen Prüfzone entfernt liegen, werden aufgrund der Ausbreitungsschwächung viele Signale nicht registriert [57].

Die Abnahme der Ereignisrate zum Versuchsende hin kann durch folgenden Sachverhalt erklärt werden: Da die Schallemission ein integrales Prüfverfahren darstellt, kann mit ihr nicht unterschieden werden, ob die erhaltenen Signale von einem oder von mehreren Rissen stammen [58]. Bildet sich bei Beginn der Belastung nur ein Riss und wächst dieser bis zum Probenversagen weiter, ohne dass sich weitere Risse bilden, ist eine stetige Zunahme der Ereignisrate zu erwarten. Im Falle des Vorhandenseins vieler Risse ist auch eine Abnahme der Ereignisrate zum Versuchsende hin plausibel. Hier hat sich bereits ein dominierender Riss herauskristallisiert. Dieser versagensrelevante Riss behindert aufgrund seiner Ausdehnung die kleineren Risse beim Wachstum und reduziert somit die Anzahl der registrierten Ereignisse deutlich. Eine andere Erklärung für die Diskontinuität der registrierten Ereignisse wäre eine diskontinuierlich ablaufende Rissausbreitung. Daher wurde in weiteren Schritten versucht die möglichen Ursachen des diskontinuierlichen Signalverlaufs weiter einzugrenzen.

Die aus der Rissuferreibung resultierenden Signale entstehen größtenteils während der Druckphase, da hier die Rissflanken auf der gesamten Länge aufeinandergepresst und relativ zueinander bewegt werden. Um den Einfluss der Rissuferreibung weitestgehend auszuschalten, werden bei einachsigen Versuchen daher nur Signale gezählt, die während der Zugphase emittiert werden. Dazu wird der Belastungsparameter ebenfalls mit aufgezeichnet, wodurch eine Zuordnung der Schallemissionen zur Belastungshöhe ermöglicht wird. Bei

mehrachsigen nichtproportionalen Versuchen liegen in den verschiedenen Beanspruchungsrichtungen, je nach Phasenverschiebung, unterschiedliche Belastungen vor. Während in einer Richtung eine Zugbelastung vorliegt kann in der anderen Richtung durchaus eine Druckbeanspruchung vorherrschen. Dies macht eine weitgehende Ausschaltung der Rissuferreibung in diesem mehrachsigen Fall unmöglich. Um dennoch den Anteil der Rissuferreibung zu reduzieren wurde folgendes versucht : Zunächst wurden nur Ereignisse gezählt, bei denen mindestens in eine Richtung eine Zugbelastung vorlag (Zugbereich 1). Dies führte zu keiner nennenswerten Reduktion der betrachteten Schallereignisse, da der Zeitbereich in denen beide Richtungen Druckbelastungen aufweisen recht klein ist.

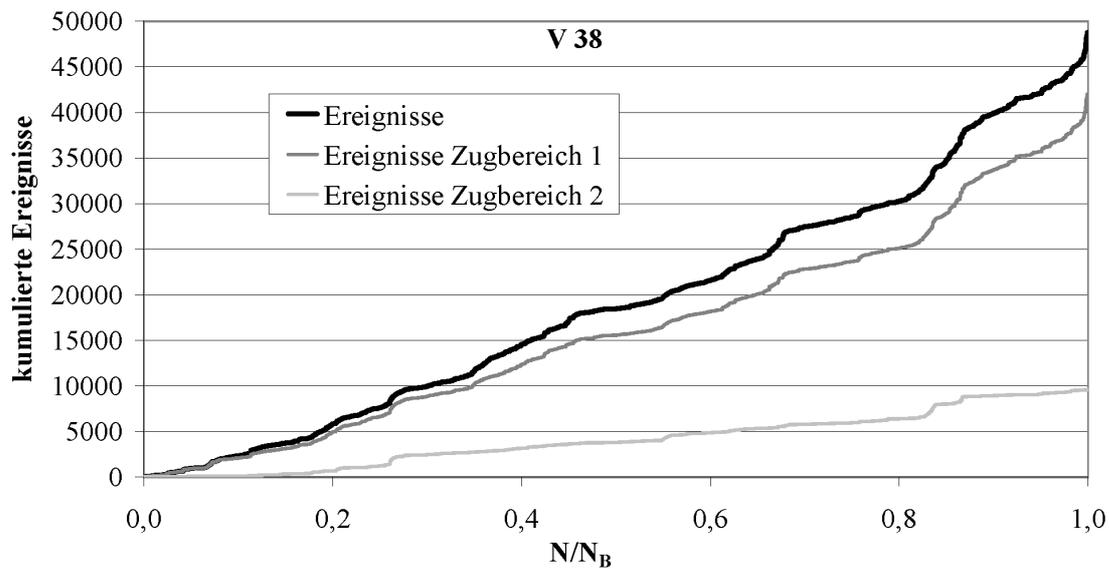


Abb. 4.17: Vergleich Gesamtschallereignisse und Schallereignisse im Zugbereich

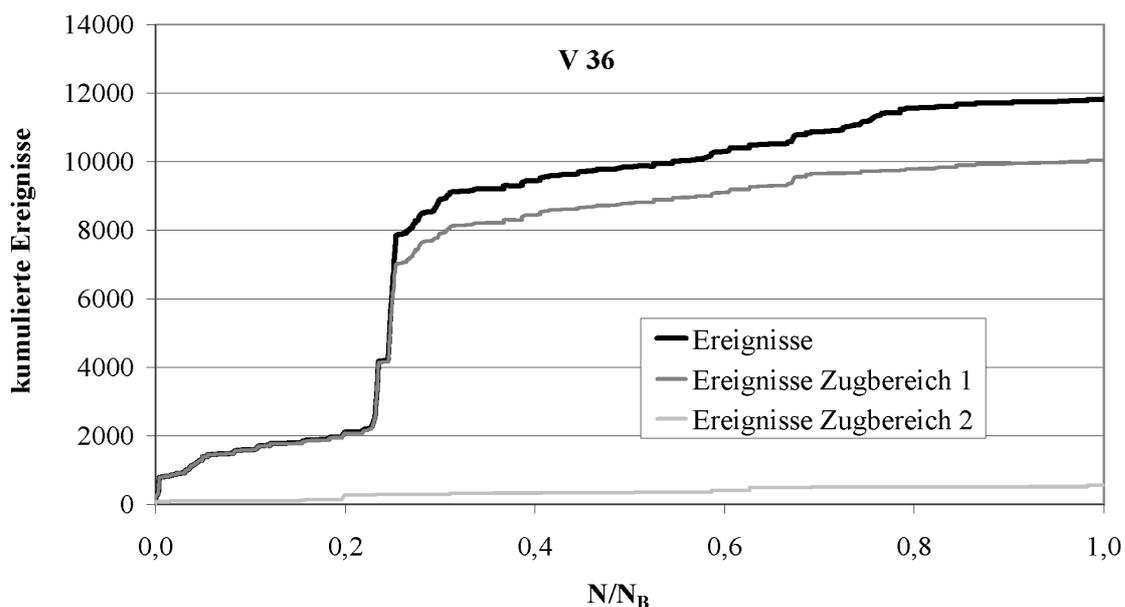


Abb. 4.18: Vergleich Gesamtschallereignisse und Schallereignisse im Zugbereich

Wird eine positive Belastung in beiden Richtungen zur Bedingung gemacht (Zugbereich 2), ist der Zeitbereich in der diese Bedingung erfüllt wird recht klein. Dies führt zu einer stark reduzierten Anzahl an Schallereignissen. Die Abbildungen 4.17 und 4.18 zeigen diese Tendenzen deutlich auf. Der Verlauf der Kurven ändert sich jedoch nur unwesentlich. Dies beruht auf den vorgegebenen Filterbedingungen. Im Zugbereich 1 werden sicherlich nicht alle auf Rissuferreibung basierende Ereignisse herausgefiltert. Im Zugbereich 2 ist dies wahrscheinlich der Fall, allerdings werden hier wohl auch einige auf Rissfortschritt beruhende Schallemissionen unterdrückt.

Da sich durch Betrachtung der Ereignisrate nicht auf einen kontinuierlich wachsenden Riss schließen ließ, wurde in einem weiteren Schritt die Energie der emittierten Signale betrachtet. Die Summe der freigesetzten Energie sollte unabhängig von der Anzahl der wachsenden Risse sein; d. h. in diesem Fall sollte das Signal in erster Linie von der Summe der neu geschaffenen Oberflächen abhängen. Neben der kumulierten Energie wurde auch die kumulierte Energie pro Ereignis betrachtet. Anhand der Energie pro Ereignis kann festgestellt werden, ob bei allen Ereignissen ähnliche Energien freigesetzt werden, oder ob diese stark variieren. Beide Größen sind im zeitlichen Verlauf in den Abbildungen 4.19 und 4.20 exemplarisch dargestellt. Die Verläufe der Energie über der normierten Lastspielzahl ähneln sehr den Ereignisverläufen. Auch hier ist bei den meisten Versuchen ein deutlich diskontinuierlich ausgeprägter Anstieg zu erkennen. Über ähnliches Verhalten wurde auch in [58] und [59] berichtet.

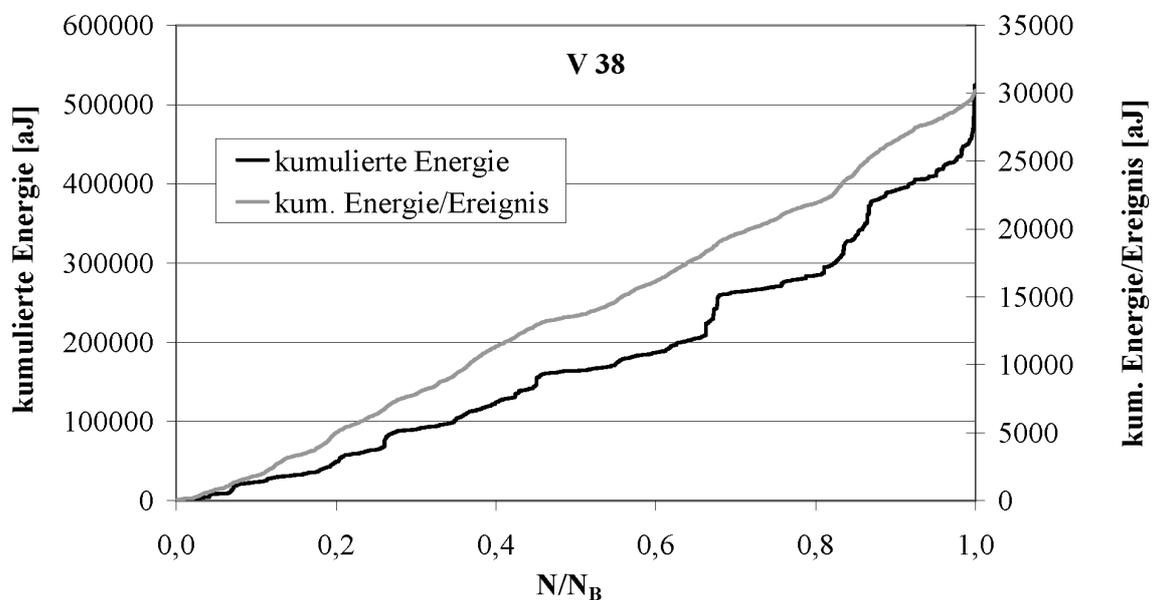


Abb. 4.19: Am Schallemissionssensor registrierte Energie als Funktion der normierten Lastspielzahl

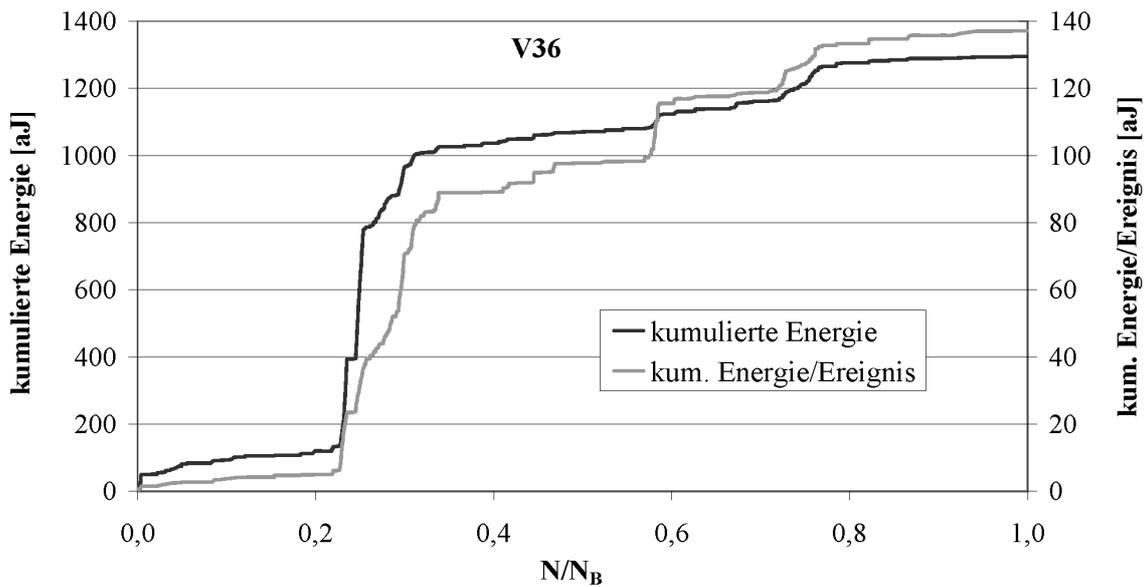


Abb. 4.20: Am Schallemissionssensor registrierte Energie als Funktion der normierten Lastspielzahl

Mit steigender äquivalenter Dehnschwingbreite nimmt, wie zu erwarten, die mittlere Energie pro Ereignis bei gleicher Phasenverschiebung zu. Wie in Abbildung 4.21 zu erkennen sind auch deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Phasenlagen vorhanden. Aufgrund der fehlenden statistischen Absicherung sollten diese Ergebnisse allerdings nicht überbewertet werden.

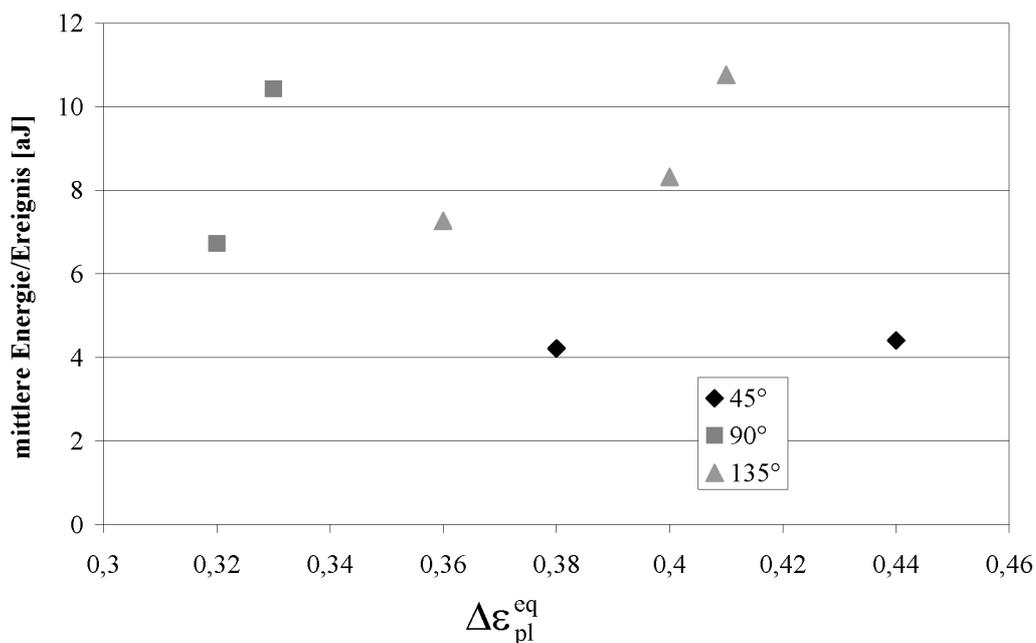


Abb. 4.21: Mittlere Energie pro Ereignis als Funktion von $\Delta \epsilon_{pl}^{eq}$

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass aufgrund der hier vorliegenden komplexen Spannungssituation, gepaart mit Risslängen, die sich nahezu ausschließlich im Submillimeterbereich bewegen, mit Methoden der klassischen Schallemissionsanalyse offenbar keine quantitativen Zusammenhänge zwischen Rissausbreitung und Schallemissionsignalen herstellen lassen. Fortgeschrittene Verfahren, wie z. B. das der Musterunterscheidung [57], bei dem man versucht die Schallemissionssignale direkt mit Werkstoffprozessen zu korrelieren, kann hier aufgrund der folgenden Anforderungen dieses Verfahrens nicht angewendet werden :

- Bei diesem Verfahren wird nicht nur die Anzahl und Energie der Signale betrachtet, sondern auch deren Signalform. Dies bedeutet, dass die Aufzeichnung und Auswertung von transienten Signalen notwendig wird. Mit dem hier verwendeten System ist dies allerdings nicht möglich.
- Da hier eine mikroskopische Untersuchung des geschädigten Bereichs notwendig ist, muss der Schädigungsprozess in einem überschaubaren, bekannten Areal ablaufen. Aufgrund der hier verwendeten Probengeometrie ist eine Rissentstehung jedoch im gesamten Prüfbereich gleich wahrscheinlich und die Stelle der Rissinitiation daher nicht im Voraus bestimmbar.

Bei allen Versuchen ließen sich jedoch folgende, gemeinsame Charakteristika der Schallemission beobachten:

- Schallemissionsereignisse werden bereits mit dem Beginn des Versuchs registriert; d. h. es ist von Versuchsbeginn bis zur ersten Schallemission keine Phase ohne Schallemissionsereignisse vorhanden.
- Alle Versuche zeigen einen mehr oder weniger stark ausgeprägten diskontinuierlichen Verlauf der Schallemissionssignale mit teilweise deutlich ausgeprägten Plateaus die nur sehr geringe Schallemissionsaktivität erkennen lassen.

4.4 Ergebnisse der optischen Untersuchungen

4.4.1 Lichtmikroskopische Untersuchungen

Das Probenversagen wurde in allen Fällen durch einen wanddurchdringenden Riss ausgelöst. Neben diesem versagensrelevanten Riss konnten keine weiteren makroskopischen Risse beobachtet werden. Lediglich in unmittelbarer Nachbarschaft des primären Risses konnten in einigen, wenigen Fällen kleine Sekundärrisse nachgewiesen werden.

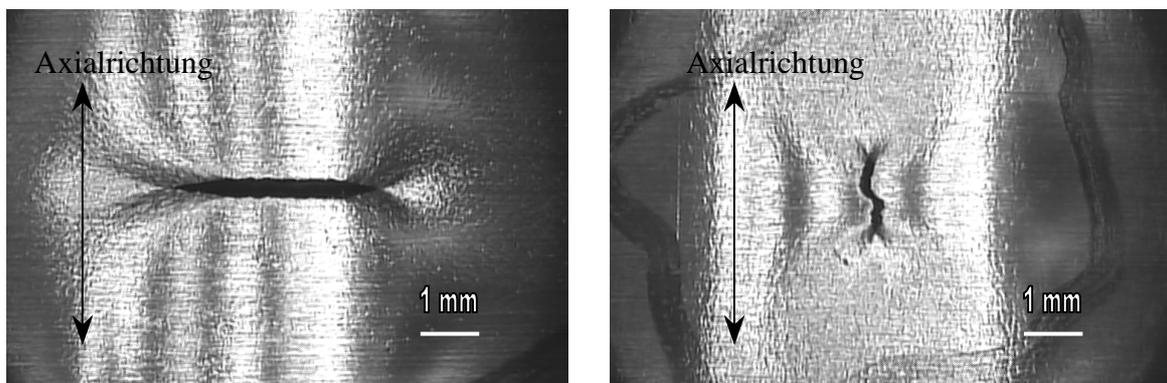


Abb. 4.22: Versagensrelevante Risse (links Versuch 30, rechts Versuch 33, beide mit gleichem Belastungspfad: $\Delta\varphi = 135^\circ$; $\varepsilon^A = 0,22\%$)

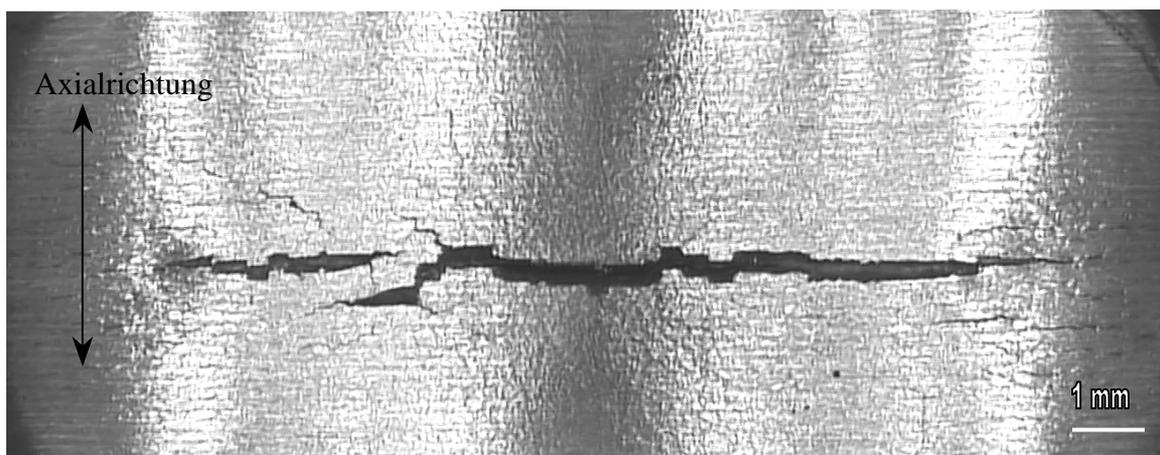


Abb. 4.23: Primärriss und dazugehörige Sekundärrisse ($\Delta\varphi = 45^\circ$; $\varepsilon^A = 0,2\%$, Versuch 20)

Das Risswachstum erfolgte stets von außen nach innen. Es traten dabei sowohl Risse in Axial- wie auch in Umfangsrichtung mit deutlich variierenden Risslängen auf. Die unterschiedlichen Rissorientierungen und Risslängen der verschiedenen Versuche sind in Tabelle 4.1.

zusammengefasst und in Abbildung 4.24 graphisch aufbereitet. Zur Erläuterung der dort verwendeten Legende ist folgendes zu erwähnen: Die erste Zahl steht hier für die Phasenverschiebung, während die zweite Zahl die entsprechende Rissorientierung repräsentiert. Die angegebenen Risslängen beziehen sich hierbei stets auf die Probenaußenseite.

Tabelle 4.1: Länge und Orientierung der Risse

Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ [°]	Rissorientierung bzgl. Axialrichtung [°]	Dehnamplituden der Sollwerte ε^A [%]	Risslänge [mm]	Versuchs- nummer
45	90	0,15	1,7	19
45	90	0,18	1,2	46
45	90	0,19	6,8	53
45	90	0,19	1,7	60
45	90	0,19	2,3	49
45	90	0,20	8,0	20
45	0	0,17	0,9	55
90	90	0,18	2,7	40
90	90	0,20	6,8	18
90	90	0,25	7,3	14
90	0	0,19	2,6	45
90	0	0,19	5,0	56
135	90	0,22	4,5	30
135	90	0,27	1,6	38
135	90	0,27	4,6	36
135	0	0,22	1,5	33
135	0	0,25	1,6	34

Es ist eine starke Variation der Risslänge an der Probenoberfläche zu erkennen. Da die Risslänge in Radialrichtung bei allen Proben 1mm (Wandstärke) beträgt, lässt sich daraus eine deutliche Variation der rissverlängernden Kräfte senkrecht zur Radialrichtung zwischen den einzelnen Versuchen folgern. Die Orientierung der Risse ist dabei stets senkrecht zu einer Hauptbelastungsrichtung. Die Risse mit einer Orientierung von 0° zur Axialrichtung weisen, bei der gleichen Belastung; tendenziell eine kürzere Risslänge als 90° zur Axialrichtung liegende Risse auf. Ob die Orientierung nun senkrecht zur Axial- oder zur Umfangsrichtung ist lässt sich weder mit der Phasenverschiebung, noch mit der Belastungshöhe oder der Lebensdauer korrelieren. Dies legt die Vermutung nahe, dass die Mikrostruktur in der Nähe des Initiierungsorts den Ausschlag für die Rissorientierung gibt. Wenn in eine Hauptrichtung

ein starker mikrostruktureller Widerstand vorliegt, so wächst der Riss in die andere Haupt- richtung entsprechend schneller und erreicht in dieser Richtung zuerst eine Länge, bei der der Einfluss der Mikrostruktur verschwindet. Danach ist dann die makroskopische Orientierung des Risses bis zum Versagen fest vorgegeben.

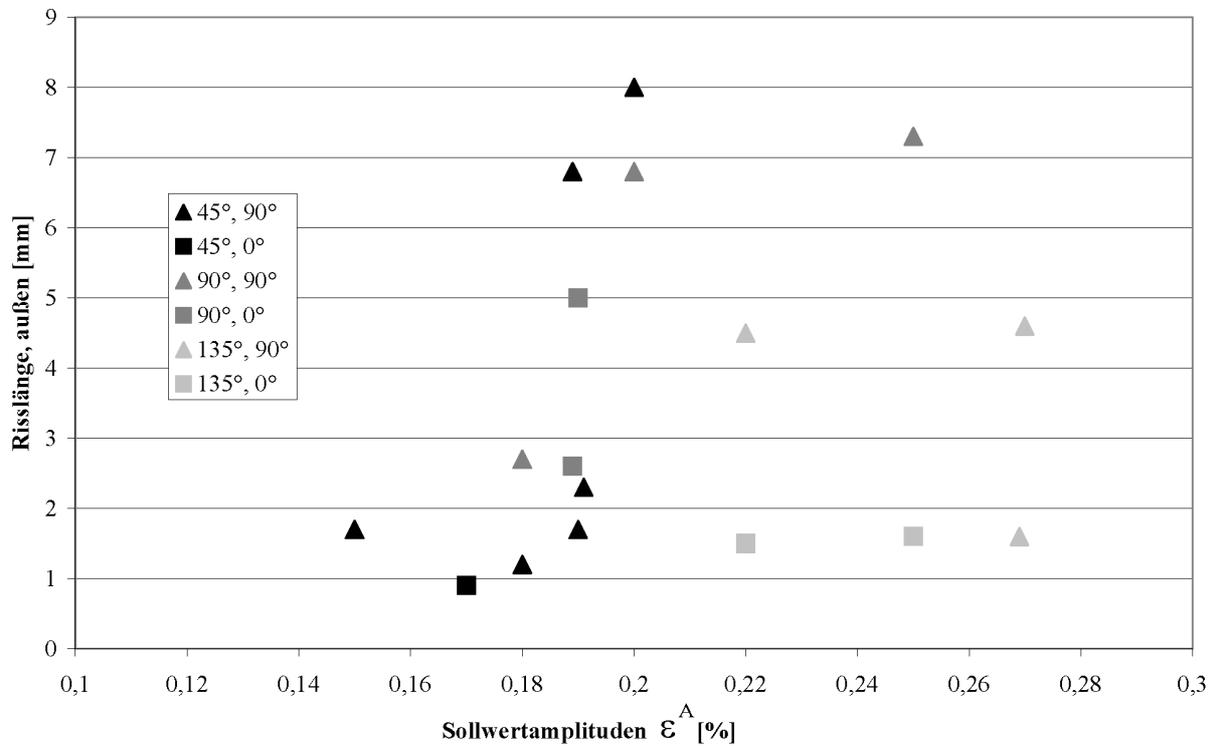


Abb. 4.24: Risslänge und Rissorientierung in Abhängigkeit von Sollwertamplitude ϵ^A und Phasenverschiebung $\Delta\varphi$

Während der Inspektionsintervalle konnten weder mit direkten optischen Untersuchungen, noch mit Hilfe der Replika Technik [60] Risse detektiert werden. Erst nach dem Probenversagen konnten die Risse geortet werden. Dies deutet auf den dominierenden Anteil der Mikrorissausbreitung für die Gesamtlebensdauer der Probe hin. Da während des letzten Inspektionsintervalls noch keine Risse nachweisbar waren, lag die Größe des später wanddurchdringenden Risses zu diesem Zeitpunkt offenbar noch unterhalb der Nachweisgrenze. Mit dem Erreichen der nachweisbaren Rissgröße ist die Rissausbreitungsgeschwindigkeit wohl schon soweit angestiegen, dass die Restlebensdauer ziemlich gering ausfällt.

4.4.2 Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen

Anhand der fraktographischen Untersuchungen am Rasterelektronenmikroskop (REM) konnte ein Risswachstum von außen nach innen, wie bereits im vorigen Kapitel erwähnt, bestätigt werden. Die Bruchflächen zeigten ein halb elliptisches Risswachstum. Weiterhin waren keine nennenswerten Restbruch- bzw. Gewaltbruchflächen zu ersehen. In Abbildung 4.25 sind diese Merkmale, die für alle Bruchflächen charakteristisch sind, gut zu erkennen.

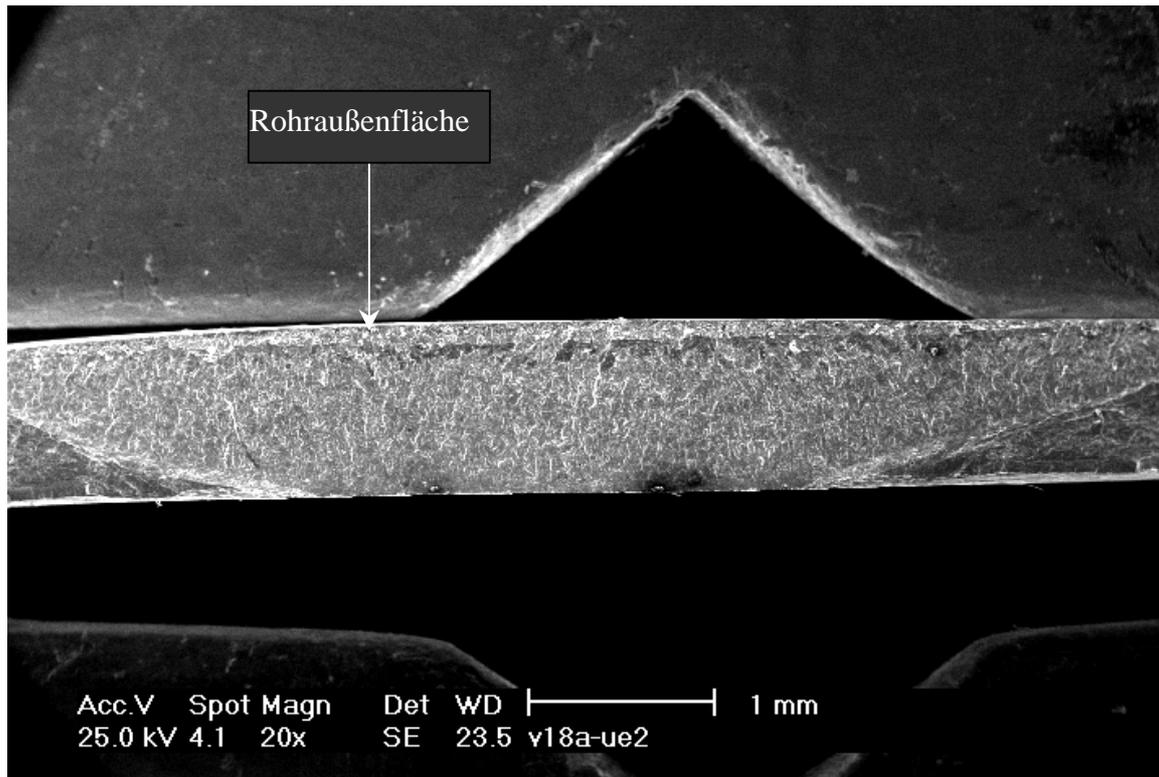


Abb. 4.25: Bruchfläche von Versuch 18 ($\Delta\varphi = 90^\circ$; $\varepsilon^A = 0,2\%$)

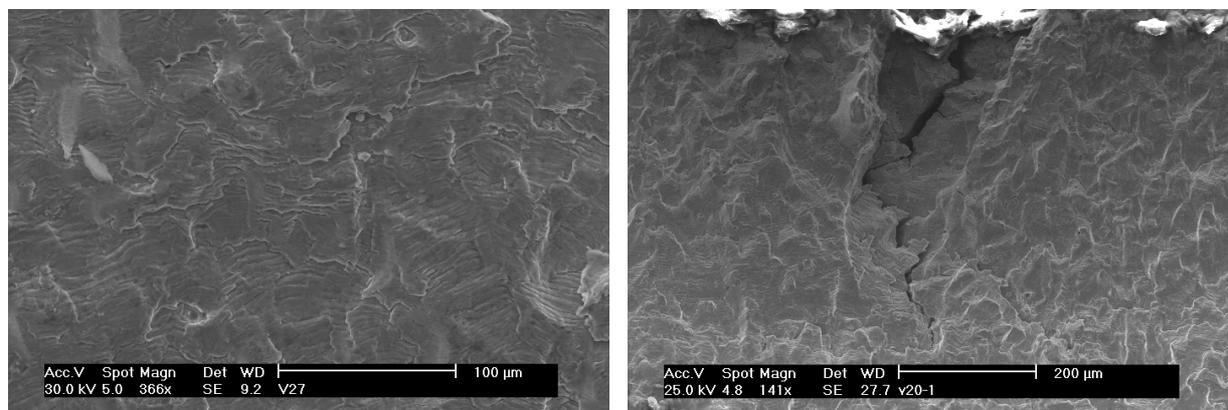


Abb. 4.26: Bruchflächen von Versuch 19 ($\Delta\varphi = 45^\circ$; $\varepsilon^A = 0,15\%$, links) und Versuch 20 ($\Delta\varphi = 45^\circ$; $\varepsilon^A = 0,2\%$, rechts)

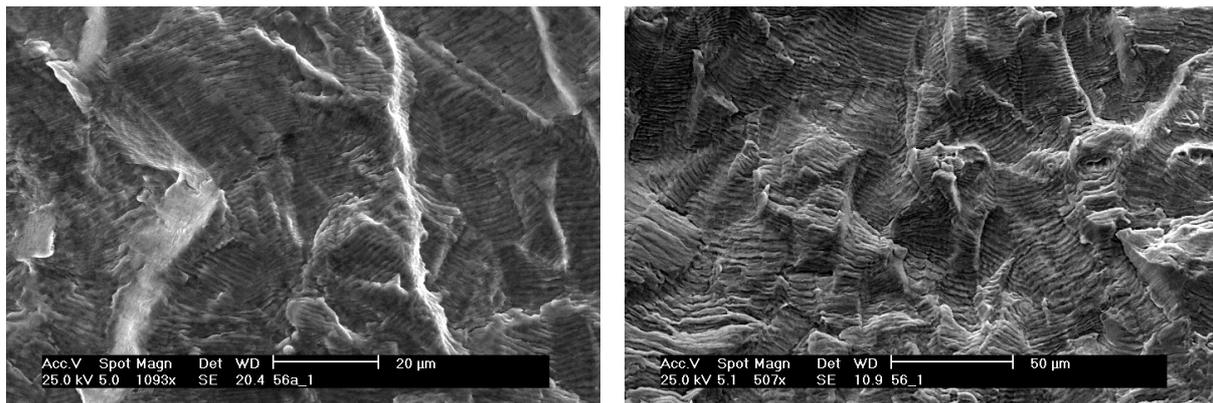


Abb. 4.27: Bruchflächen von Versuch 56 ($\Delta\varphi = 90^\circ$; $\varepsilon^A = 0,19\%$)

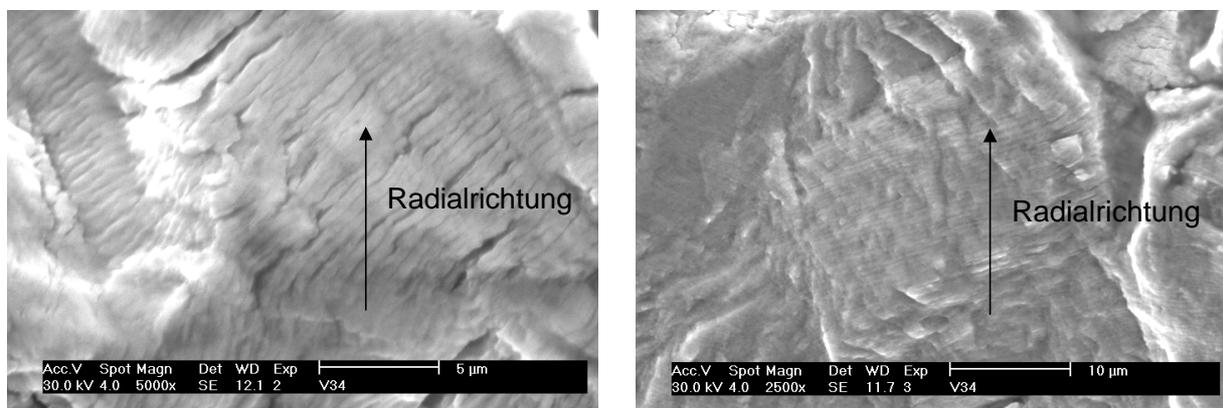


Abb. 4.28: Bruchflächen von Versuch 34 ($\Delta\varphi = 135^\circ$; $\varepsilon^A = 0,25\%$)

Die am Rand erkennbaren Gewaltbruchflächen stammen hierbei nicht aus der Prüfbelastung, sondern entstanden durch das Aufbrechen der Probe an der Bruchfläche nach Beendigung des Versuches.

Mit zunehmender Vergrößerung trat eine sehr stark zerklüftete Oberfläche mit einer „Berg und Tal“ Struktur zutage (Abb. 4.27). Es zeigten sich Gebiete mit deutlich ausgeprägten Schwingstreifen. Direkt daneben schlossen sich Bereiche an, in denen keine Schwingstreifen nachgewiesen werden konnten. Die schwingstreifenbehafteten Areale verteilten sich hierbei inselartig auf der gesamten Bruchfläche (Abb. 4.26). Sowohl die Orientierung der Schwingungslinien, als auch deren Abstand variierte zwischen diesen einzelnen Gebieten deutlich. Selbst dicht beieinander liegende Bereiche wiesen teilweise erhebliche Unterschiede auf (Abb. 4.28). In dieser Abbildung sind zwei eng zusammenliegende, schwingstreifenbehaftete Areale der Probe 34, bei höherer Vergrößerung zu sehen. Im linken Bild beträgt die Schwingstreifenbreite etwa $0,8 \mu\text{m}$, deren Orientierung zur Radialrichtung ca. 45° . Im rechten Bild liegt die Schwingstreifenbreite bei etwa $0,3 \mu\text{m}$ und deren Orientierung zur Radialrichtung bei ca. 10° . Dies deutet sowohl auf mehrfache Rissumlenkung als auch auf variierende Rissausbreitungsgeschwindigkeiten hin.

4.5 Lebensdauerdaten

Da der Zeitaufwand für nichtproportionale mehrachsige Lebensdaueruntersuchungen mit festem Hauptachsensystem aufgrund der nur recht niedrig gestaltbaren Prüffrequenz von 0,1 Hz, sowie der aufwändigen Versuchsvorbereitung extrem hoch war und die Herstellung der Proben außerdem mit hohem finanziellen Aufwand verbunden war, wurde keine statistische Abdeckung angestrebt. Vielmehr wurde die Anzahl der Experimente auf ein Mindestmaß reduziert, so dass allerdings typische Verhaltensunterschiede zwischen den einzelnen Phasenverschiebungen ausreichend deutlich aufgezeigt werden können. Auf die Durchführung von bi- und äquibiaxialen Versuchen (180° bzw. 0° Phasendifferenz) wurde verzichtet, da hierfür Ergebnisse aus einer vorangegangenen Arbeit [46] vorlagen.

Tabelle 4.2: Ergebnisse der Lebensdaueruntersuchungen

Versuch	Phasenverschiebung $\Delta\phi$ [°]	ε^A [%]	$\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ [%]	Bruchlastspielzahl N_b
R	0	0,15	0,20	67930
W	0	0,15	0,21	59183
X	0	0,15	0,22	55121
Ü	0	0,15	0,24	44983
Ö	0	0,15	0,20	46507
19	45	0,15	0,33	86274
55	45	0,17	0,38	28088
46	45	0,18	0,4	40700
49	45	0,19	0,44	57890
53	45	0,19	0,43	36018
60	45	0,19	0,44	36000
40	90	0,18	0,32	52914
45	90	0,19	0,33	72000
56	90	0,19	0,33	27729
18	90	0,20	0,35	13702
14	90	0,25	0,46	8074
30	135	0,22	0,31	29065
33	135	0,22	0,31	49023
34	135	0,25	0,36	33319
36	135	0,27	0,4	11238
38	135	0,27	0,4	19970

Tabelle 4.2: Fortsetzung

A3	180	0,30	0,41	74734
N	180	0,25	0,34	121195
T	180	0,25	0,31	164287

Zur graphischen Darstellung der Lebensdauerdaten wurde eine doppelt-logarithmische Auftragung nach Manson-Coffin gewählt (Abb. 4.29), in der auch Daten aus einachsigen Referenzversuchen eingetragen sind.

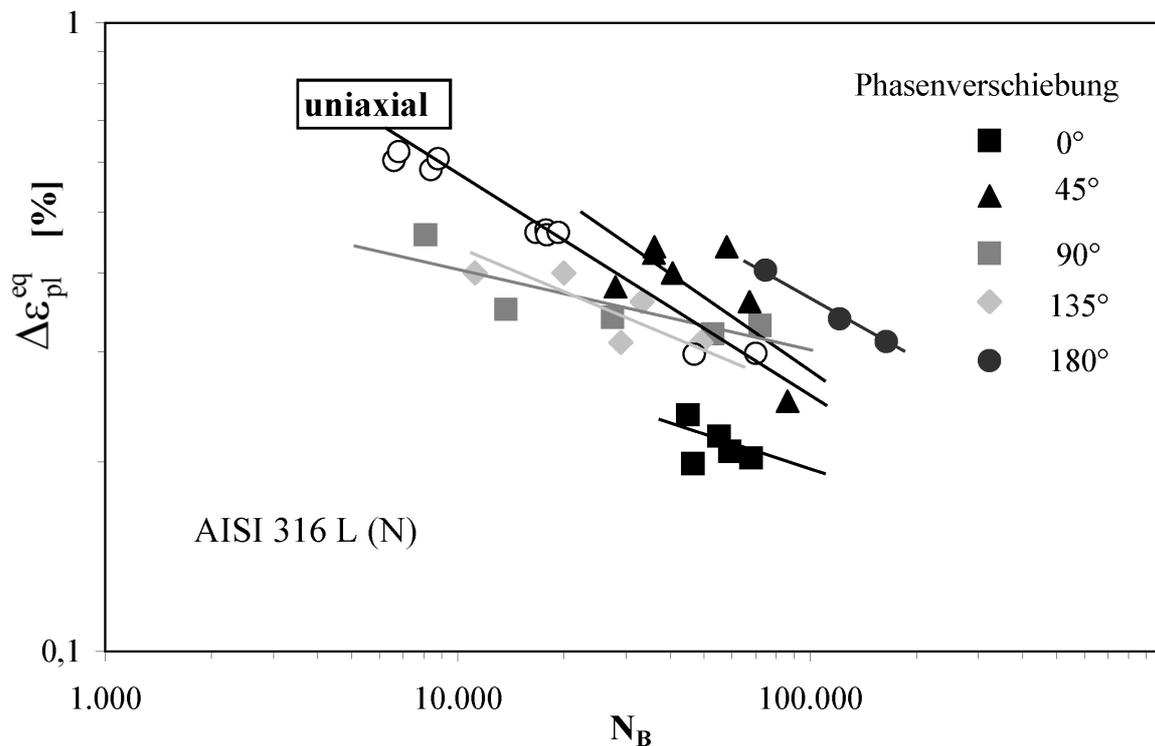


Abb. 4.29: Ertragbare äquivalente plastische Vergleichsdehnungsschwingbreite als Funktion der Lebensdauer für verschiedene Phasenverschiebungen.

Bei der gleichen äquivalenten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta \epsilon_{pl}^{eq}$ treten, je nach Phasenverschiebung, erhebliche Unterschiede in der Lebensdauer auf. Die einzelnen, mehrachsig ermittelten Bruchlastspielzahlen liegen sowohl über-, als auch unter der einachsigen Referenzkurve. Dies bedeutet, dass eine mehrachsige Belastung, je nach angelegtem Belastungspfad, sowohl eine stärkere, als auch eine schwächere Materialschädigung wie die entsprechende einachsige Belastung zur Folge haben kann. Demzufolge müssen sich bei mehrachsigen Beanspruchungen die Schädigungsparameter gegenüber dem einachsigen Fall verändern, bzw. zusätzliche, im einachsigen Fall nicht vorhandene, hinzukommen. Dafür in Frage kommende Parameter und daraus resultierende Ansätze zur Lebensdauerbeschreibung sollen im folgenden Abschnitt diskutiert werden.

4.6 Diskussion der Versuchsergebnisse

Bei der in Kapitel 4.2.2 beschriebenen zusätzlichen bzw. verminderten Verfestigung wurde bislang nicht auf mögliche Ursachen für dieses Verhalten eingegangen. Da aufgrund der Versuchsführung, mit festem Hauptachsensystem, hier keine zusätzlichen Gleitsysteme durch Rotation desselben aktiviert werden, sollte die Verfestigung erwartungsgemäß auch im Bereich der einachsigen Verfestigung liegen. Eine starke zusätzliche Verfestigung wie sie bei Zug-/Druck-/Torsionsversuchen auftritt, ist hier daher nicht zu erwarten. In der Tat weisen auch nur wenige Versuche äquivalente Vergleichsspannungsschwingbreiten auf, die über den einachsigen Referenzwerten liegen. Die meisten liegen darunter, was eine verminderte Verfestigung anzeigt. Auch existiert ein signifikanter Unterschied zwischen den einzelnen Phasenlagen. Dieser Unterschied lässt sich durch die sog. latente Verfestigung, sowie die Kombination aus auftretender isotroper und kinematischer Verfestigung erklären. Gemäß Franciosi et. al [61] werden, auch bei uniaxialen Versuchen, Verfestigungsmechanismen in allen Richtungen wirksam. In jede Richtung nimmt demnach die Versetzungsdichte zu (isotrope Verfestigung). Aktiviert werden diese Versetzungen allerdings nur auf Ebenen unter etwa 45° zur Belastungsrichtung. Die aktivierten Versetzungen bewegen sich dann auf diesen Ebenen in Richtung der Belastung und nur dort kann es dann auch zum Versetzungsaufstau (kinematische Verfestigung) kommen. Gemäß der in Kapitel 4.2.1 aufgezeigten unterschiedlichen Spannungs- und Dehnungsverhältnissen zwischen Axial- und Umfangsrichtung, für die verschiedenen Phasenlagen, lässt sich hinsichtlich der vorhandenen Spannungen folgendes Bild skizzieren:

- Bei einer 45° Phasenverschiebung sind die Umfangsspannungsschwingbreiten deutlich höher als die Axialspannungsschwingbreiten.
- Bei einer 90° Phasenverschiebung nimmt dieser Unterschied ab, ist aber immer noch vorhanden.
- Bei einer 135° Phasenverschiebung sind Umfangs- und Axialspannungsschwingbreiten nahezu gleich.

Aufbauend auf diese experimentellen Beobachtungen lässt sich folgende Hypothese formulieren: Aufgrund der geringen Axialspannungsschwingbreite ist bei den 45° Versuchen keine Verfestigung aufgrund dieser Spannungskomponente zu erwarten. Gleichwohl wird durch die hohe Umfangsspannung auch in Axialrichtung, aufgrund der latenten Verfestigung, die dortige Versetzungsdichte erhöht. Kinematische Verfestigung erfolgt allerdings nur in Umfangsrichtung.

Bei den Versuchen mit 135° Phasenverschiebung sind die Spannungsschwingbreiten in beiden Richtungen hoch genug, um Verfestigung zu verursachen. Hier kommt es in beiden

Richtungen zu kinematischer Verfestigung und daraus resultierend, auch in der jeweils anderen Richtung, aufgrund der latenten Verfestigung, zusätzlich zu isotroper Verfestigung. Diese Vorgänge sind in Abbildung 4.30 graphisch veranschaulicht.

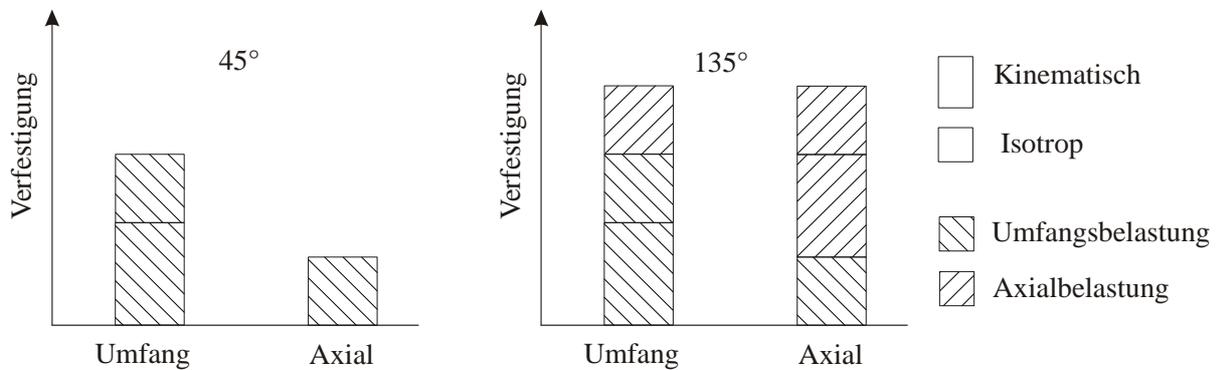


Abb. 4.30: Qualitative, schematische Darstellung der Verfestigung bei unterschiedlicher Phasenlage

Anhand von den, in dieser Arbeit ermittelten Ergebnissen lässt sich also folgende Schlussfolgerung ableiten: Bei nichtproportionalen mehrachsigen Ermüdungsversuchen, mit festem Hauptachsensystem, führen unterschiedlich hohe Belastungskomponenten, bei gleicher äquivalenter Dehnung, zu einer geringeren Verfestigung, als bei etwa gleich hohen Belastungskomponenten. In dem von uns untersuchten Belastungsbereich wurden für die Versuche mit unterschiedlich hohen Belastungskomponenten eine verminderte Verfestigung festgestellt (45° und 90°), während bei einer Gleichverteilung der Belastungskomponenten näherungsweise die einachsigen ermittelten Werte erreicht werden (135°). Entscheidend für die Höhe der Verfestigung ist also offenbar nicht die Summe der Belastungskomponenten. Vielmehr muss bei jeder einzelnen Belastungskomponente betrachtet werden, ob diese hoch genug ist um eine Verfestigung auszulösen.

Um diese Hypothese zu überprüfen wären einachsige Ermüdungsexperimente mit der gleichen Sollwertamplitude wie im mehrachsigen Fall notwendig gewesen, welche zum einen eine reine Axial- und zum anderen eine reine Umfangsbelastung, beinhaltet hätten. Dies war im Rahmen dieser Arbeit nicht durchführbar, da für jeden mehrachsigen Versuch damit zusätzlich zwei einachsige Versuche hätten durchgeführt werden müssen. Die war aus Zeit- und Kostengründen nicht möglich. Würden solche Ergebnisse vorliegen könnten damit dann die Hysteresen der mehrachsigen Versuche für die verschiedenen Belastungsrichtungen mit denen des einachsigen Falls verglichen werden, und somit die aufgrund der Mehrachsigkeit auftretende zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung für jede Richtung separat ermittelt werden.

Bei Betrachtung der Lebensdauerdaten (Kapitel 4.5) zeigten sich deutliche Unterschiede zwischen den verschiedenen Phasenlagen. Bei der gleichen äquivalenten plastischen Dehnbelastung zeigen die Versuche mit 180° Phasenverschiebung die höchste, die Versuche mit 0°

Phasenverschiebung die geringste Lebensdauer. Dies deckt sich sehr gut mit der Ansicht vieler Autoren [32-34], welche den hydrostatischen Anteil der Belastung als entscheidend für die Unterschiede in den Lebensdauerdaten mehrachsiger Ermüdungsversuche halten. Daher wurde zuerst versucht, allein mit diesem zusätzlichen Parameter die Unterschiede in den Lebensdauerdaten zu beschreiben. Bei 0° Phasenverschiebung ist der hydrostatische Anteil der Belastung maximal, während er mit zunehmender Phasenverschiebung kontinuierlich abnimmt, um bei 180° sein Minima zu erreichen. Dies erklärt gut die Unterschiede zwischen 0 und 180° . Nicht erklärbar ist hiermit allerdings die höhere Lebensdauer der 45° Versuche gegenüber den 90° und 135° Versuchen, da deren hydrostatischer Anteil höher ist. Auch müsste demnach die Lebensdauer der 135° Versuche etwas über der, der 90° Versuche liegen; im Versuch lagen sie jedoch gleichauf. Diese Beobachtungen führten zu dem Schluss, dass noch mindestens ein weiterer Parameter zur Beschreibung notwendig ist. Es lag nahe, hierfür die zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung, die aufgrund der nichtproportionalen Belastung auftritt, zu betrachten. Die beobachtete geminderte Verfestigung bei einer Phasenverschiebung von 45° führt dabei zu einer geringeren elastischen Dehnung und damit auch zu einer geringeren Spannung, bei gleicher äquivalenter plastischer Dehnung. Bei 90° und 135° Phasenverschiebung halten sich die beiden Parameter offenbar die Waage. Der höhere hydrostatische Anteil bei 90° Phasenverschiebung wird offenbar durch die geringere Spannung, aufgrund der geminderten Verfestigung, gegenüber den 135° Versuchen wettgemacht. Dort ist zwar die vorhandene Spannung, bei gleichem $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$ höher, der hydrostatische Anteil aber geringer. Zur Beschreibung der Lebensdauer in einem Manson-Coffin ähnlichem Gesetz sind also neben der äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite auch der hydrostatische Anteil der Belastung, sowie die zusätzliche Verfestigung zu berücksichtigen. Durch Verwendung dieser Parameter werden für die Lebensdauerermittlung sowohl die Dehnungs- als auch die Spannungskomponenten berücksichtigt. Der hydrostatische Anteil der Belastung, sowie die zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung werden dabei durch einen Mehrachsigenfaktor ausgedrückt, dessen Ermittlung in Kapitel 5.2 beschrieben wird.

Die Ergebnisse der Schallemissionsuntersuchungen sowie der optischen Untersuchungen legen eine diskontinuierliche Rissausbreitung mit ausgeprägten Rissbeschleunigungs- und Rissverzögerungsphasen nahe. Dies bedeutet eine Variation der Rissausbreitungsgeschwindigkeit während der Risswachstumsphase. Die direkt vom Versuchsbeginn an registrierbaren Schallemissionssignale deuten auf eine kaum vorhandene Rissinitiationsphase hin. Dies ist typisch für LCF Versuche, bei denen die Lebensdauer in erster Linie von der Risswachstumsphase bestimmt wird. Aus diesen Beobachtungen ergeben sich damit auch die Anforderungen an ein Rissausbreitungsmodell, welches in Kapitel 5.3 beschrieben wird.

5 Modellierung

5.1 Verifikation der äquivalenten plastischen

Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}$

Zur Verifikation der experimentell ermittelten, äquivalenten plastischen Vergleichsdehnungsschwingbreiten wurden Finite-Elemente (FE) Rechnungen mit dem Programm ABAQUS/CAE 6.2 durchgeführt [62]. Dazu wurde der zylindrische Prüfbereich der Probe (Abb. 3.1.2) unter Ausnutzung seiner Rotationssymmetrie modelliert. In Abbildung 5.1 ist das verwendete FE-Netz, sowie die gewählten Verschiebungsrandbedingungen und die aufgebrachten Dehnbelastungen, die als Verschiebungen in dem Modell realisiert wurden, zu sehen.

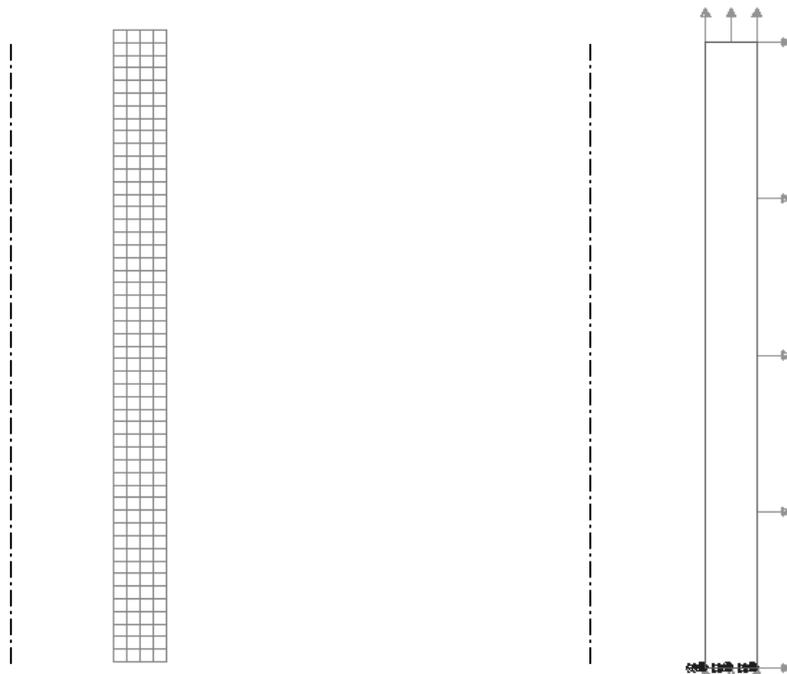


Abb. 5.1: FE-Netz (links) sowie gewählte Verschiebungsrandbedingungen bzw. aufgebrachte Belastungen (rechts)

Es wurde ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten modelliert. Das Materialverhalten im elastisch-plastischen Bereich wurde zunächst durch einachsig ermittelte Verformungsdaten [46] beschrieben. Tabelle 5.1 gibt einen Überblick auf die hierfür verwendeten Werkstoffdaten.

Tabelle 5.1: Verwendete Werkstoffdaten

Elastische Werkstoffdaten	Elastisch-plastische Werkstoffdaten	
Elastizitätsmodul $E = 180 \text{ GPa}$	<i>Spannung [MPa]</i>	<i>Plast. Dehnung [%]</i>
Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$	215	0
	259,2	0,056
	272,7	0,1485
	302,4	0,232
	352,8	0,304

Die damit errechneten äquivalenten plastischen Dehnschwingbreiten lagen, je nach Phasenlage, teilweise recht deutlich über- oder unter den experimentell ermittelten Werten. Im Falle der 45° Phasenverschiebung lagen die errechneten Werte alle deutlich unterhalb der experimentell ermittelten äquivalenten plastischen Dehnungen. Für die 135° Phasenverschiebung lagen die Werte aus den FE Rechnungen oberhalb der experimentell ermittelten Werte, während bei einer 90° Phasenverschiebung eine recht gute Übereinstimmung festzustellen war.

Die oben beschriebenen Abweichungen lassen sich anhand der in Kapitel 4.2 aufgezeigten, zusätzlichen Ver- bzw. Entfestigungen, die aufgrund der nichtproportionalen Belastungen auftreten, und der Kenntnis, dass diese erste FE Modellierung die zusätzliche Ver- bzw. Entfestigung nicht berücksichtigt, erklären. Im Fall einer zusätzlichen Entfestigung sind, bei konstanter Gesamtdehnung, die tatsächlich auftretenden plastischen Dehnungen größer als die ohne zusätzliche Entfestigung vorausgerechneten, da hier die elastischen Anteile geringer ausfallen. Demzufolge müssen die mittels FE Rechnung ermittelten Werte kleiner als die experimentell ermittelten Werte ausfallen. Bei zusätzlicher Verfestigung gilt entsprechend Gegenteiliges.

Zur Berücksichtigung der zusätzlichen Ver- und Entfestigung im FE-Modell und damit der Reduzierung der Diskrepanz zwischen den experimentell ermittelten Ergebnissen und den FE Werten wurden im nächsten Schritt die aus den Experimenten gewonnenen zusätzlichen Ver- bzw. Entfestigungsfaktoren, der einzelnen Versuche, in das Materialmodell implementiert. Dazu wurden zunächst die maximal auftretenden äquivalenten Spannungsschwingbreiten bei den mehrachsigen Versuchen $\Delta\sigma_{eq}^{\text{mehrachsig}}$ auf die, bei der gleichen äquivalenten Dehnung vor-

handenen, einachsigen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma^{\text{einachsig}}$ bezogen. Mit den sich hieraus ergebenden Quotienten wurden die, in Tabelle 5.1 aufgeführten Werte multipliziert und damit das zusätzliche Ver- bzw. Entfestigungsverhalten in das Materialmodell integriert. Die sich hieraus ergebenden modifizierten elastisch-plastischen Werkstoffkenndaten für die verschiedenen Phasenlagen sind in Anhang A4 verzeichnet. Die damit einhergehende deutliche Verbesserung des FE Modells ist in Abbildung 5.2 zu ersehen. Dort ist $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ über den Totaldehnungsamplituden der Sollwertvorgaben ε^{A} aufgetragen.

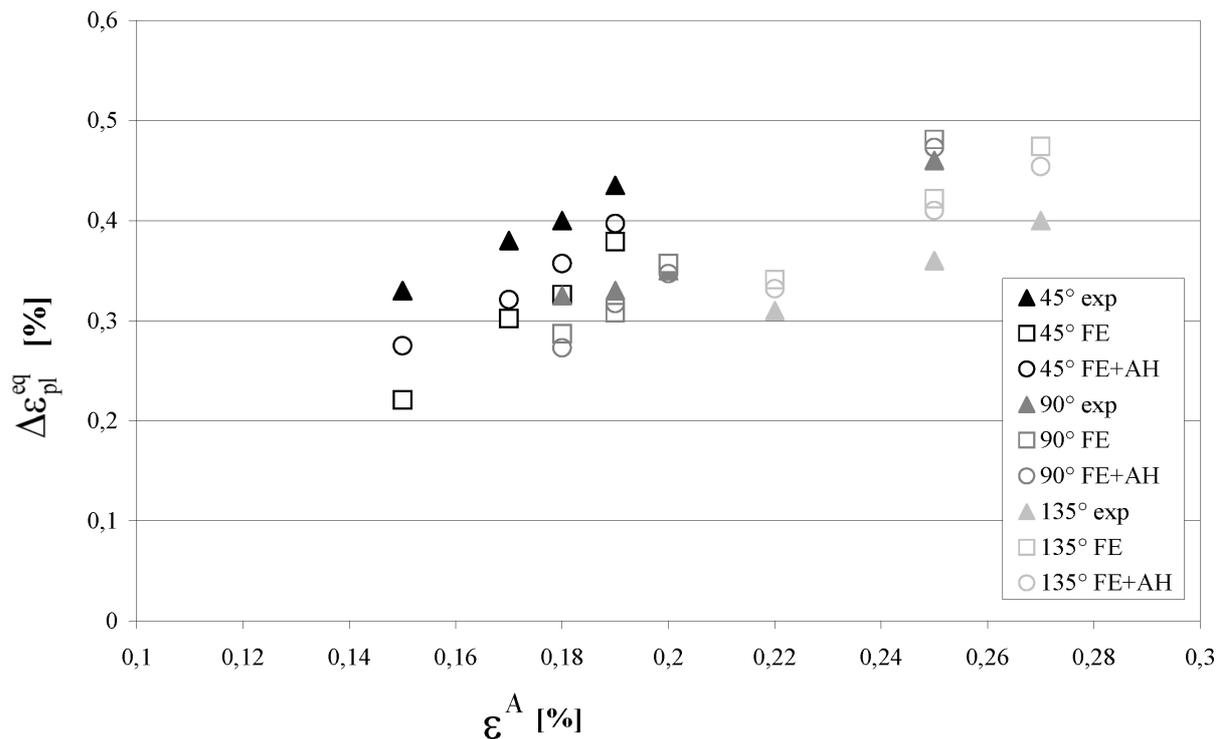


Abb. 5.2: Vergleich zwischen experimentell ermittelten und mit FE errechneten $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$

Die ausgefüllten Symbole stellen die experimentellen Ergebnisse dar, während die nicht ausgefüllten Symbole die Ergebnisse der FE Rechnung ohne (FE), bzw. mit (FE+AH) Berücksichtigung der zusätzlichen Ver-/Entfestigung zeigen. Diese Ergebnisse unterstützen damit den experimentellen Befund aus Kapitel 4.2.2 bezüglich der durch die nichtproportionalen Belastungen aufgebrauchten zusätzlichen Ver- bzw. Entfestigungen, da bei Berücksichtigung der experimentell ermittelten Verfestigungsfaktoren das FE-Modell wesentlich treffgenauere Ergebnisse liefert.

5.2 Modifiziertes Manson-Coffin Modell

Die in Kapitel 4.5 dargestellten Ergebnisse der Lebensdaueruntersuchungen lassen sich anhand der bekannten Manson-Coffin Beziehung beschreiben. Hierbei wird die Bruchlastspielzahl in Beziehung zur aufgetragenen plastischen Dehnschwingbreite gesetzt. Es ergibt sich damit in unserem Fall:

$$\Delta \varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}} = C \cdot N_{\text{B}}^z \quad (5.1)$$

Es ist ersichtlich, dass für die unterschiedlichen Phasenverschiebungen die Materialparameter C und z ebenfalls unterschiedlich sein müssen. Daraus resultierend würde sich also für jede Phasenlage eine andere Funktion ergeben. Um dies zu vermeiden und eine Korrelation zwischen den mehrachsigen Versuchen mit verschiedenen Phasenverschiebungen einerseits und den einachsigen Vergleichsversuchen andererseits zu erhalten, wurde daher der Mehrachsigenkoeffizient f_m eingeführt [63], mit dem die Manson-Coffin Beziehung in der folgenden Form modifiziert wurde:

$$\Delta \varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}} = f_m \cdot C^* \cdot N_{\text{B}}^{z^*} \quad (5.2)$$

C^* und z^* sind hierbei Materialparameter, die aus einachsigen Ermüdungsexperimenten gewonnen wurden ($C^* = 0,1263$, $z^* = -0,3395$). Der Mehrachsigenkoeffizient f_m ist hierbei eine Größe, welche die Unterschiede zwischen den verschiedenen Belastungspfaden, bei gleicher äquivalenter Dehnbelastung, widerspiegelt. Durch Einführung dieses Faktors ist es möglich, für jedwede Phasenverschiebung die einachsigen ermittelten Materialparameter zu verwenden, da sich ergebende Unterschiede aufgrund von verschiedenen Phasenlagen bereits durch f_m wiedergegeben werden.

Dies bedeutet, dass der Mehrachsigenkoeffizient f_m die ausschlaggebenden Parameter für das unterschiedliche Verhalten der verschiedenen Phasenlagen, bei gleicher äquivalenter Dehnbelastung, beinhalten muss. Da, wie in Kapitel 4 aufgezeigt, der hydrostatische Anteil der Spannung (P_1), sowie die zusätzliche bzw. geminderte Verfestigung (P_2) die entscheidenden Einflussparameter bezüglich des unterschiedlichen Verhaltens der verschiedenen Phasenlagen darstellen, wurde folgerichtig f_m als Funktion dieser beiden Größen definiert.

$$f_m = f(P_1, P_2) \quad (5.3)$$

Der Einfluss des hydrostatischen Anteils der Belastung (P_1) wird durch die mehrachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite, bezogen auf die einachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite wiedergegeben:

$$P_1 = \frac{\sigma_h^{\text{mehrachsig}}}{\sigma_h^{\text{einachsigt}}} \quad (5.4)$$

Die mehrachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_h^{\text{mehrachsig}}$ wird hierbei für jeden Versuch aus den experimentell ermittelten Spannungswerten eines Zyklus im Sättigungsbereich bestimmt. Hierzu muss in diesem Zyklus das Maxima und das Minima der Spur des Spannungstensors ermittelt werden. Damit ergibt sich $\Delta\sigma_h^{\text{mehrachsig}}$ zu:

$$\Delta\sigma_h^{\text{mehrachsig}} = \frac{1}{3} \left[\max(\text{Sp}(\underline{\underline{\sigma}})) - \min(\text{Sp}(\underline{\underline{\sigma}})) \right] \quad (5.5)$$

Die einachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_h^{\text{einachsigt}}$ ergibt sich aus einer Rückrechnung der Spannung auf den einachsigen Fall, bei gleicher plastischer Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ wie im entsprechenden mehrachsigen Versuch. Die einachsige Spannung ergibt sich somit aus:

$$\frac{1}{2} \Delta\sigma^{\text{einachsigt}} = u \left(\frac{\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}}{2} \right)^p \quad (5.6)$$

Aus den einachsigt ermittelten Verformungsdaten [46] ergibt sich für $u=425,7$ und für $p=0,2$. Damit erhält man die einachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite gemäß:

$$\Delta\sigma_h^{\text{einachsigt}} = \frac{1}{3} \Delta\sigma^{\text{einachsigt}} \quad (5.7)$$

Da für die proportionalen Belastungen ($\Delta\varphi = 0^\circ$ oder 180°) keine mehrachsigen Ermüdungsdaten vorlagen, wurden die ein- und mehrachsigen hydrostatischen Spannungsschwingbreiten und damit auch P_1 aus theoretischen Überlegungen hergeleitet. Für eine Phasenverschiebung von 0° und gleichen Spannungsamplituden σ_a in Axial- und Umfangsrichtung variiert der Hauptspannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ demnach zwischen

$$\underline{\underline{\sigma}}(t_1) = \begin{pmatrix} \sigma_a & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \underline{\underline{\sigma}}(t_2) = \begin{pmatrix} -\sigma_a & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Daraus ergibt sich die mehrachsige hydrostatische Spannungsschwingbreite nach Gl. (5.5) zu $\frac{4}{3}\sigma_a$. Im einachsigen Fall beträgt die hydrostatische Spannungsschwingbreite $\frac{2}{3}\sigma_a$ (Gl. (5.7) mit $\Delta\sigma^{\text{einachs}} = 2\sigma_a$), was zu $P_1=2$ führt.

Im Falle einer Phasenverschiebung von 180° und wiederum gleicher Spannungsamplituden in Axial- und Umfangsrichtung variiert der Hauptspannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ demnach zwischen

$$\underline{\underline{\sigma}}(t_1) = \begin{pmatrix} \sigma_a & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \underline{\underline{\sigma}}(t_2) = \begin{pmatrix} -\sigma_a & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Damit ergibt sich nach Gl. (5.5) zu jedem Zeitpunkt ein $\Delta\sigma_h^{\text{mehrsig}}$ von 0, woraus auch ein P_1 von 0 resultiert.

Der Einfluss der zusätzlichen Ver- bzw. Entfestigung (P_2), aufgrund der nichtproportionalen Belastung, wird durch die mehrachsige äquivalente Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrsig}}$, bezogen auf die einachsige Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma^{\text{einachs}}$ wiedergegeben:

$$P_2 = \frac{\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrsig}}}{\Delta\sigma^{\text{einachs}}} \quad (5.8)$$

Die mehrachsige äquivalente Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrsig}}$ ergibt sich zu

$$\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrsig}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left(\max_t \max_{t_0} \left\| \underline{\underline{\sigma}}^D(t) - \underline{\underline{\sigma}}^D(t_0) \right\| \right) \quad (5.9)$$

Deren Ermittlung erfolgt bis auf den Vorfaktor, analog der in Kapitel 4.1.1 beschriebenen Berechnung von $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$, wobei hier nur die deviatorischen Anteile der Spannungstensoren $\underline{\underline{\sigma}}^D$ in die Berechnung eingehen. Zur Ermittlung von P_2 wurden dann die, während eines Versuches auftretenden Maximalwerte von $\Delta\sigma_{\text{eq}}^{\text{mehrsig}}$ herangezogen. Die einachsige Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma^{\text{einachs}}$ ist hierbei diejenige, die sich bei der gleichen äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite im einachsigen Fall ergeben würde. Für die mehrachsigen proportionalen Versuche lagen keine Spannungs-Dehnungsdaten vor. Da bei proportionalen Versuchen bekanntermaßen aber keine zusätzliche Ver- oder Entfestigung auftritt wurde P_2 für die Phasenverschiebungen von 0° bzw. 180° auf 1 gesetzt. Die Abhängigkeit der Parameter P_1 und P_2 von der Belastungshöhe, die hier durch $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^{\text{eq}}$ repräsentiert wird und der Phasenlage ist in Abbildung 5.3 illustriert.

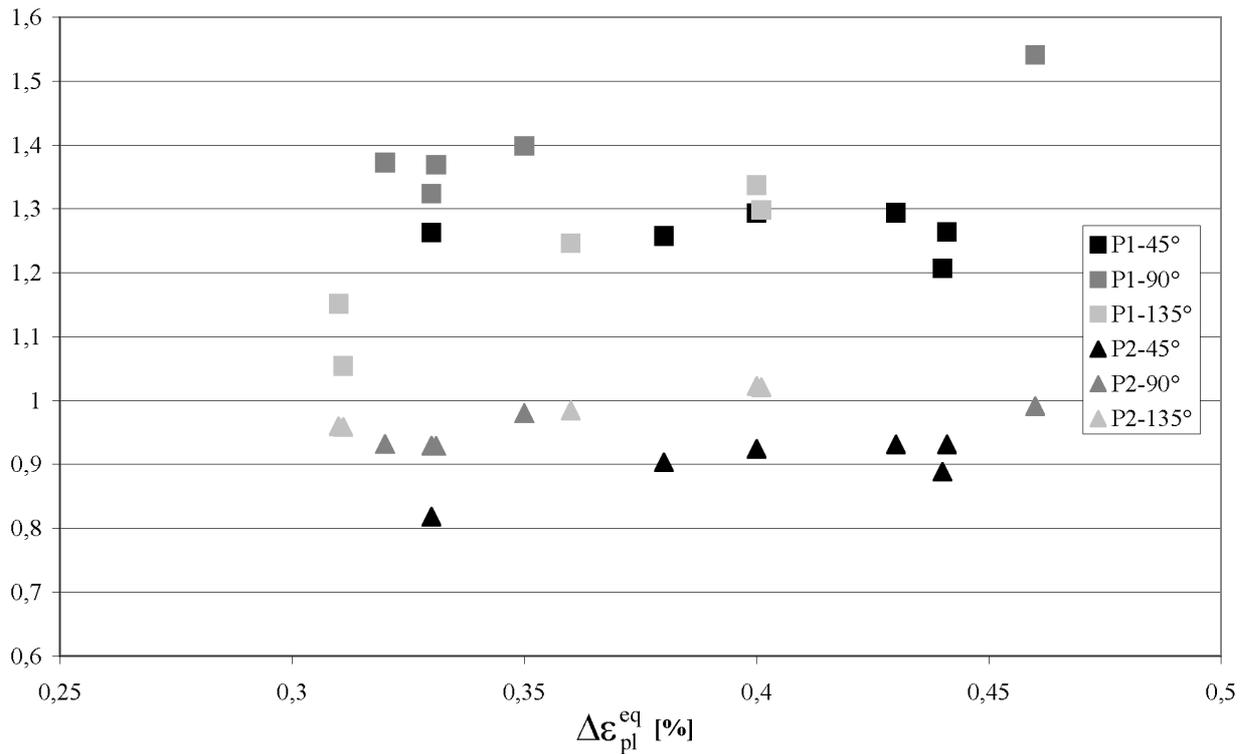


Abb. 5.3: Parameter P_1 und P_2 in Abhängigkeit von $\Delta \epsilon_{pl}^{eq}$ und $\Delta \varphi$

Es ist eine merkbare Abhängigkeit beider Parameter von der Phasenlage zu erkennen. Mit zunehmender Belastungshöhe steigen auch die Parameter P_1 und P_2 tendenziell leicht an. Diese Korrelation ist allerdings klar schwächer ausgeprägt und nur innerhalb der gleichen Phasenlage deutlich erkennbar.

Für die 2 Parametrische Funktion $f(P_1, P_2)$ wurde ein einfacher linearer Ansatz gemäß

$$f_m = a_1 \cdot P_1 + a_2 \cdot P_2 + b \quad (5.10)$$

gewählt. Damit dieser Ansatz auch die einachsige Bedingung ($f_m = 1$ für $P_1 = P_2 = 1$) erfüllt, muss die Anzahl der frei wählbaren Parameter entsprechend um eins reduziert werden. Damit ergibt sich dann:

$$f_m = a_1 \cdot (P_1 - 1) + a_2 \cdot (P_2 - 1) + 1 \quad (5.11)$$

Die beiden verbleibenden Parameter wurden mit dem Algorithmus der minimalen quadratischen Fehlerabweichung, unter Benutzung des Programms MINUIT [64], optimiert. Es ergab sich $a_1 = -0,353$, bzw. $a_2 = -1,825$. Die hieraus resultierenden Mehrachsigenkoeffizienten für die einzelnen Versuche sind im Anhang A.5 verzeichnet. Bei einer doppelt logarithmischen Auftragung der, auf den Mehrachsigenkoeffizienten bezogenen, äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite über der Bruchlastspielzahl N_B (Abb. 5.4) zeigt sich die Qualität des gewählten 2 Parametrischen Ansatzes.

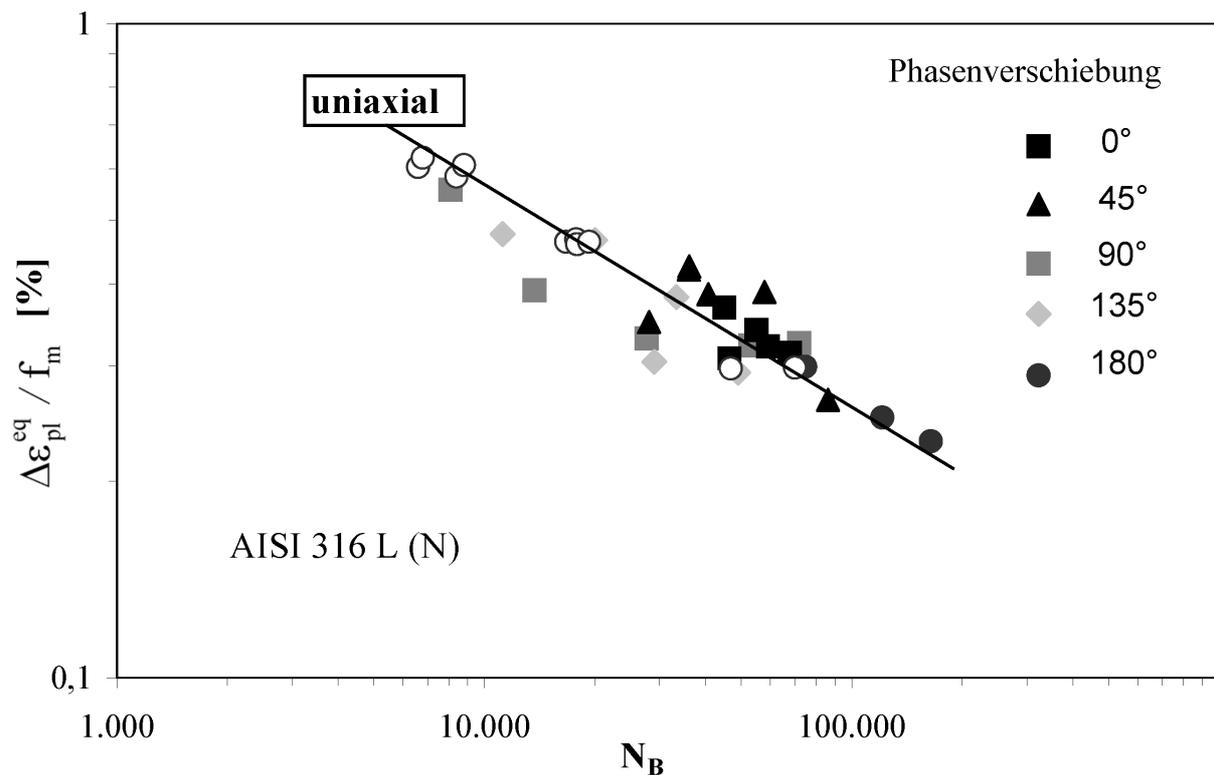


Abb. 5.4: $\frac{\Delta \epsilon_{pl}^{eq}}{f_m}$ als Funktion der Bruchlastspielzahl

Alle Werte liegen innerhalb eines recht kleinen Streubandes um den einachsigen Fall. Diese recht gute Übereinstimmung lässt darauf schließen, dass die in diesem Ansatz verwendeten Parameter, welche die Unterschiede zum einachsigen Fall ausdrücken sollen, auch tatsächlich versagensrelevant sind.

5.3 Rissfortschrittsmodell

Die in Kapitel 4 aufgezeigten Ergebnisse stimmen gut mit vielen, aus der Literatur bekannten Mikrorissausbreitungsmodellen, wie beispielsweise dem in Kapitel 2 erläuterten Modell von McDowell und Benett [39] überein. Die beobachtete, diskontinuierliche Rissausbreitung wird bei diesem Modell durch Rissbeschleunigungs- und Rissverzögerungseffekte, die aufgrund der vorhandenen Mikrostruktur entstehen, erklärt. Da weiterhin keine Anzeichen für eine länger dauernde Rissinitiierungsphase vorhanden waren muss diese bei der Modellierung auch nicht berücksichtigt werden.

Da bei den für die Ermüdungsexperimente eingesetzten Proben die Wandstärke gerade 1 mm beträgt, ist zur Bestimmung der Lebensdauer nur der Mikro- und Kurzbereich von Relevanz. Während der Kurzrissbereich durch Methoden der elastisch-plastischen Bruchmechanik oder Fließbruchmechanik (FBM) beschrieben werden kann [65], müssen zur Beschreibung der Mikrorissausbreitung Ansätze der so genannten mikrostrukturellen Bruchmechanik (MBM) verwendet werden [66]. Im folgenden wird ein, auf das Modell von McDowell und Benett [39] basierendes Rissausbreitungsmodell zur Beschreibung des Mikro- und Kurzrisswachstums vorgestellt, welches zur Lebensdauervorhersage bei den mehrachsigen Ermüdungsversuchen benutzt wird.

5.3.1 Parameteridentifikation

Zunächst mussten die für das verwendete Rissausbreitungsmodell notwendigen Parameter bestimmt werden. Dies waren in erster Linie der Fließbruchmechanische Belastungskennwert ΔJ , sowie einige, die Mehrachsigkeit der Belastung, bzw. die Spannungsüberhöhung vor der Risspitze erfassende, zusätzliche Parameter.

Zur Beschreibung der mittleren Rissausbreitungsgeschwindigkeit im Kurzrissbereich wurde von Hoshide und Socie [65], für eine mixed-mode Belastung, folgender Ansatz vorgeschlagen:

$$\frac{da}{dN} = C_j (\Delta J)^{m_j} \quad (5.12)$$

Hierbei korreliert die Rissausbreitungsgeschwindigkeit da/dN mit der Schwingbreite des zyklischen J-Integrals ΔJ . C_j und m_j sind hierbei material- und temperaturabhängige Parameter. ΔJ kann nach [65] in einen elastischen und einen plastischen Anteil gemäß

$$\Delta J = \Delta J_{el} + \Delta J_{pl} \quad (5.13)$$

aufgeteilt werden. Im Falle einer mixed-mode Belastung wird der elastische Anteil durch die Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ und die Schubspannungsschwingbreite $\Delta\tau$ auf der Ebene, wo die Rissinitiierung und Rissausbreitung angenommen wird, bestimmt. Dies ist üblicherweise die Ebene der maximalen Scherdehnung [39,66]. Um diese Ebene zu bestimmen werden die Scherdehnungen γ_{ij} auf den verschiedenen Ebenen entsprechend

$$\gamma_{ij} = \frac{\varepsilon_i - \varepsilon_j}{2} \quad (5.14)$$

berechnet. Auf der Ebene mit der maximalen Scherdehnung γ_{ij}^{\max} werden dann zunächst für jeden Messpunkt während eines Zyklus im Sättigungsbereich die zeitabhängige Normalspannung- $\sigma_n(t)$ und die Schubspannung $\tau(t)$ berechnet.

$$\sigma_n(t) = \frac{\sigma_1(t) + \sigma_2(t)}{2} \quad (5.15)$$

$$\tau(t) = \frac{\sigma_1(t) - \sigma_2(t)}{2} \quad (5.16)$$

Die entsprechenden Normalspannungs- und Schubspannungsschwingbreiten ergeben sich dann als Differenz zwischen Minima und Maxima, im untersuchten Zyklus, gemäß:

$$\Delta\sigma_n = \max(\sigma_n(t)) - \min(\sigma_n(t)) \quad (5.17)$$

und

$$\Delta\tau = \max(\tau(t)) - \min(\tau(t)) \quad (5.18)$$

Unter Vernachlässigung der plastischen Deformation auf die effektive Risslänge kann dann der elastische Anteil von ΔJ folgendermaßen beschrieben werden [65]:

$$\Delta J_{el} = \frac{\pi}{E} (\Delta\sigma_n^2 + \Delta\tau^2) a \quad (5.19)$$

Es wurde hierbei der Geometriefaktor für einen Innenanriss in einer unendlichen Platte zugrundegelegt ($Y^* = \sqrt{\pi}$). Der Geometriefaktor eines halbelliptischen Oberflächenanrisses schied aufgrund seiner starken Abhängigkeit vom Verhältnis der Halbachsen a/c , welches zwischen den einzelnen Versuchen stark variiert (Vgl. Kap. 4.4), aus.

Der plastische Anteil wird durch den von Hoshide und Socie vorgeschlagenen Ansatz, welcher hier für den Fall von zyklischen mehrachsigen Belastungen verallgemeinert wurde [67], bestimmt.

$$\Delta J_{pl} = \tilde{J}(\lambda, n, \nu) \Delta \varepsilon_{pl}^{eq} \Delta \sigma_{eq}^{mehrachsig} a \quad (5.20)$$

mit

$$\tilde{J} = s(\lambda) \frac{1-n}{\sqrt{n}} + t_v(\lambda) \pi n \quad (5.21)$$

und

$$\lambda = \frac{\Delta \tau}{\Delta \sigma_n} \quad (5.22)$$

Die dimensionslose Funktion \tilde{J} berücksichtigt die erhöhte plastische Deformation vor der Risspitze, im Vergleich zur globalen plastischen Deformation. \tilde{J} wird unter Verwendung von Finite Element Modellen aus der Subtraktion des elastischen Anteils von J aus dem Gesamtwert von J bestimmt. Sie hängt vom Verfestigungsexponenten n und dem Spannungsverhältnis λ , welches das Verhältnis von Schub- zu Normalspannung wiederspiegelt, ab. Die Funktion $s(\lambda)$ zieht die mixed-mode Belastung des Risses in Betracht. Sie nimmt mit größer werdendem Spannungsverhältnis λ ab. Für eine reine mode I Belastung ($\lambda=0$) ergibt sich $s=3,85$, während eine reine mode II Belastung ($\lambda \rightarrow \infty$) zu $s=1,45$ führt [65]. Im Falle einer mixed-mode Belastung wird eine Interpolation in folgender Form verwendet (Vgl. Abb. 5.5).

$$s = 2.4 e^{-\lambda} + 1.45 \quad (5.23)$$

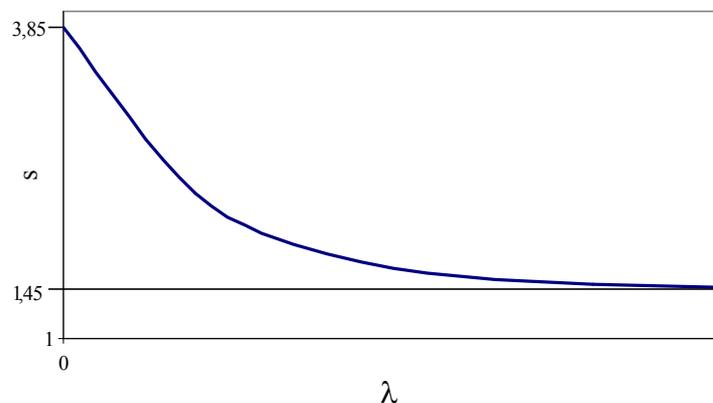


Abb. 5.5: Gewählte Interpolation für $s(\lambda)$

Die Funktion t_v hängt von λ und der Querkontraktionszahl ν ab. Sie wird durch die Energiefreisetzungsrates im Sinne der äquivalenten Dehnungen und Spannungen im linear-elastischen Fall bestimmt und ergibt sich zu [65]:

$$t_v = \frac{1 + \lambda^2}{\sqrt{(1 + 3\lambda^2) \left[1 + \frac{4}{3} (1 + \nu)^2 * \lambda^2 \right]}} \quad (5.24)$$

5.3.2 Risswachstum

Der Übergang zwischen Mikrorissbereich und Kurzrissbereich wird, wie bereits oben erwähnt, durch die Übergangsrisslänge $a=kd$ bestimmt. ΔJ kann daher auch als

$$\Delta J = \Delta J^* \left(\frac{a}{k d} \right) \quad (5.25)$$

und damit Gl. (5.25) als

$$\frac{da}{dN} = C_j (\Delta J^*)^{m_j} \left(\frac{a}{k d} \right)^{m_j} \quad (5.26)$$

geschrieben werden. ΔJ^* gibt hierbei den Wert von ΔJ für die Risslänge $a=kd$ wieder.

McDowell und Benett hatten nun einige Ideen, wie Gl. (5.12) erweitert werden kann um damit auch den Rissfortschritt im Bereich der Mikrorisse zu beschreiben [39]. Wir haben einige dieser Ideen aufgegriffen und damit Gl. (5.26) in der Art modifiziert, dass damit eine Beschreibung der Rissausbreitung, sowohl im Mikrorissbereich ($a < kd$), als auch im Kurzrissbereich ($a \geq kd$) möglich ist.

$$\frac{da}{dN} = C_j (\Delta J^*)^{m_j} \left(\frac{a}{k d} \right)^{m_j m_\mu} \quad (5.27)$$

mit

$$m_\mu = 1 \quad \text{für} \quad a \geq kd$$

$$m_\mu = c_\mu \left(\frac{\Delta J_{el}}{\Delta J} \right)^{b_\mu} \quad \text{für} \quad a < kd$$

c_μ und b_μ sind zusätzliche material- und temperaturabhängige Parameter. Aufgrund der obigen Definition wird der mittlere Wert der Rissausbreitungsgeschwindigkeit da/dN im Mikrorissbereich, für hohe Belastungen ($\Delta J_{el} / \Delta J \rightarrow 0$) nahezu unabhängig von der Risslänge a ($m_\mu \rightarrow 0$) (Vgl. Abb. 5.6).

Da das ursprüngliche Modell nicht speziell für nichtproportionale (d.h. phasenverscho-bene) mehrachsige Beanspruchungen entwickelt wurde, berücksichtigt es den hydrostatischen Anteil der Belastung, in diesem Fall, nicht hinreichend. In Abwandlung des ursprünglichen Modells wurde m_j daher nicht als konstant, sondern als eine Funktion des in Kapitel 5.2 eingeführten Mehrachsigenfaktors f_m , welcher die hydrostatischen Spannungen beinhaltet, gemäß

$$m_j = f(f_m) \quad (5.28)$$

definiert. Es wurde ein einfacher linearer Ansatz entsprechend

$$m_j = p \cdot f_m + q \quad (5.29)$$

gewählt.

Die in Kapitel 2 beschriebenen und dargestellten physikalischen Rissausbreitungsprozesse werden mit diesem Modell dann sinngemäß wie in Abbildung 5.6 approximiert. Die während des Rissfortschritts auftretenden Oszillationen werden durch das Modell nicht nachgebildet; vielmehr werden diese durch eine mittlere Rissausbreitungsgeschwindigkeit ersetzt. Für die Genauigkeit der Lebensdauerberechnung bedeutet dies allerdings keinen Nachteil.

Unter der Annahme, dass die Lebensdaueranteile der Rissinitiierung und des Langrisswachstums vernachlässigt werden können, ist eine Lebensdauerbestimmung mit Hilfe von Gl. (5.27) möglich. Diese Vereinfachung erscheint zulässig da, im Falle von LCF Versuchen, die Dauer der Rissinitiierung typischerweise, aufgrund der hier vorhandenen recht hohen Dehnungen, im Vergleich zur Gesamtlebensdauer eher gering ist. Hier wird die Lebensdauer in erster Linie durch die Phase des Risswachstums bestimmt. Auch die erhaltenen Schall-emissionsdaten legen in unserem Fall nahe, dass die Zeitspanne für die Rissinitiierung im Vergleich zur Gesamtlebensdauer vernachlässigbar gering ist. Aufgrund der geringen Wandstärke der hier verwendeten Proben (1 mm), können die zum Probenversagen führenden, wanddurchdringenden Risse in jedem Fall als „kurz“ betrachtet werden, was eine Vernachlässigung des Langrisswachstums zum Zwecke der Lebensdauerbestimmung gestattet. Somit kann unter Verwendung von Gl. (5.27) die Lebensdauer unserer mehrachsigen Versuche berechnet werden.

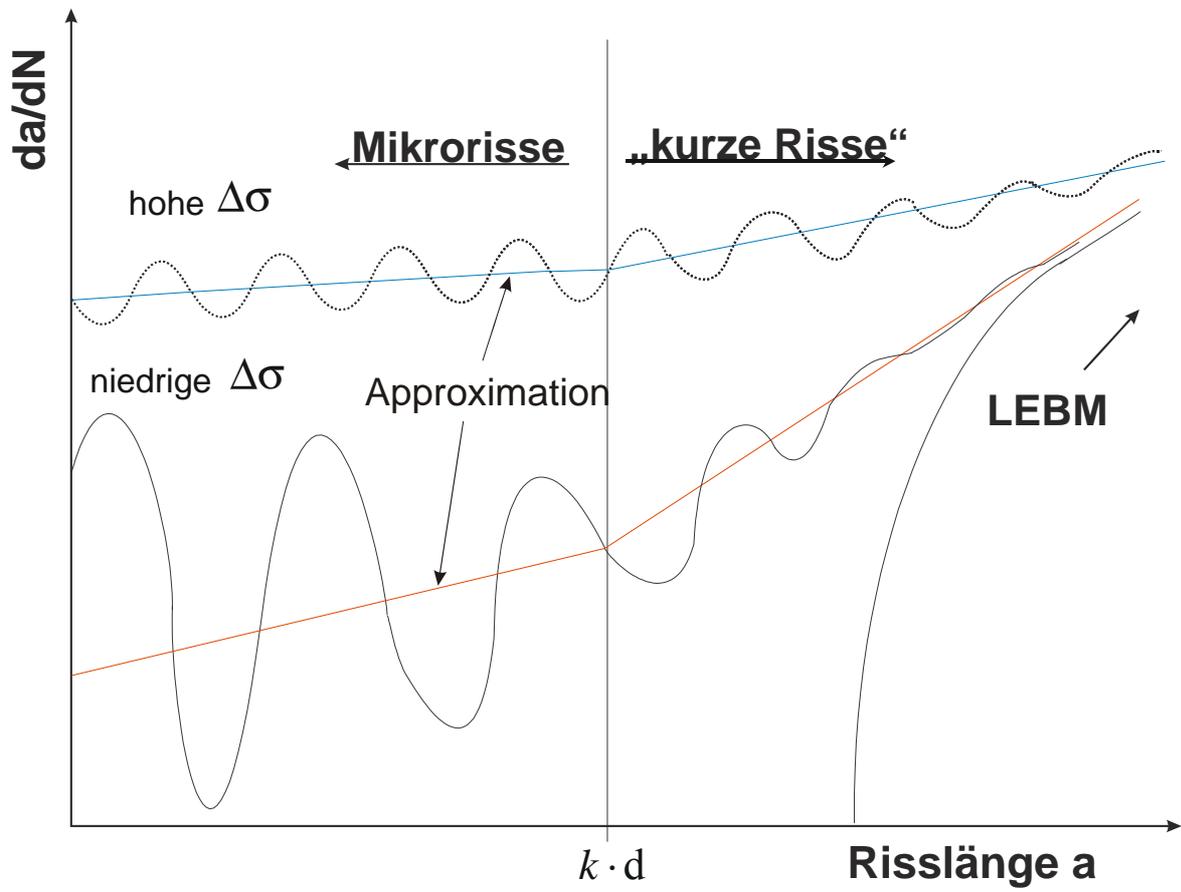


Abb. 5.6: Approximation des Rissausbreitungprozesses gemäß dem Rissausbreitungsmodell

Für eine zyklische Beanspruchung ergibt sich die Gesamtlebensdauer demnach aus der Summe der Lebensdaueranteile für das Mikro- und das Kurzrissschrittmodell durch Integration von Gl. (5.27) gemäß

$$\int_0^{N_B} C_j (\Delta J^*)^{m_j} dN = \int_{a_0}^{k d} \left(\frac{a}{k d} \right)^{-m_j m_\mu} da + \int_{k d}^{a_c} \left(\frac{a}{k d} \right)^{-m_j} da \quad (5.30)$$

$$\Rightarrow N_B = \frac{1}{C_j (\Delta J^*)^{m_j}} \left[\frac{(k d)^{1-m_j m_\mu} - a_0^{1-m_j m_\mu}}{(1-m_j m_\mu)(k d)^{-m_j m_\mu}} + \frac{a_c^{1-m_j} - (k d)^{1-m_j}}{(1-m_j)(k d)^{-m_j}} \right] \quad (5.31)$$

Als Anfangsrisslänge a_0 wurde hierbei 0,02 mm, was 80% des mittleren Korndurchmessers entspricht, gewählt. Während $k=4$ beträgt und die kritische Risslänge a_c auf 1 mm festgelegt wurde. Die gewählte kritische Risslänge entspricht somit gerade der Wandstärke, was aufgrund der in Kapitel 4.4 aufgezeigten Ergebnisse, bei denen nahezu kein Restbruch zu erkennen war, sinnvoll erscheint. Die Materialparameter C_j , b_μ , c_μ , sowie p und q wurden durch Anpassung der mit Gl. (5.31) errechneten Bruchlastspielzahl an die experimentell ermittelte

Bruchlastspielzahl, unter Zuhilfenahme des Programms MINUIT [64], bestimmt. Als Zielfunktion wurde hierbei die kleinste Summe der relativen quadratischen Fehlerabweichungen benutzt.

Eine Übersicht der verwendeten Rissfortschrittsparameter ist Tabelle 5.1 zu entnehmen. Ein Vergleich zwischen den errechneten und den beobachteten Lebensdauerwerten ist sowohl in Tabelle 5.2, als auch in graphischer Form aus Abbildung 5.7 zu ersehen.

Tabelle 5.1: Verwendete Rissfortschrittsparameter

Gewählte Parameter	
a_0 [mm]	0,02
$k \cdot d$ [mm]	0,1
a_c [mm]	1,0

Angepasste Parameter	
C_j [mm(N/m) ^{-m_j}]	$3,573 \cdot 10^{-14}$
m_j	$-0,2405 f_m + 2,911$
c_μ	4,643
b_μ	2,736

Tabelle 5.2: Experimentell ermittelte ΔJ_0 's (ΔJ für $a = a_0$) und hieraus errechnete Lebensdauer im Vergleich zu den experimentell ermittelten Lebensdauern.

Phasenerschiebung $\Delta\varphi$ [°]	Versuch	ΔJ_0 [N/m]	$N_B^{\text{errechnet}}$	N_B^{gemessen}
45	19	159,3	104413	86274
45	55	191,2	49727	28088
45	46	217,3	32495	40700
45	53	235,4	25632	36018
45	49	229,7	33054	57890
45	60	216,1	32728	36000
90	40	197,6	43096	52914
90	45	198,1	44090	72000
90	56	210,1	36166	27729
90	18	219,6	26763	13702

Tabelle 5.2: Fortsetzung

90	14	320,7	8481	8074
135	30	240,5	55600	29065
135	33	234,9	55537	49023
135	34	299,2	24020	33319
135	36	359,8	12432	11238
135	38	345,2	13135	19970

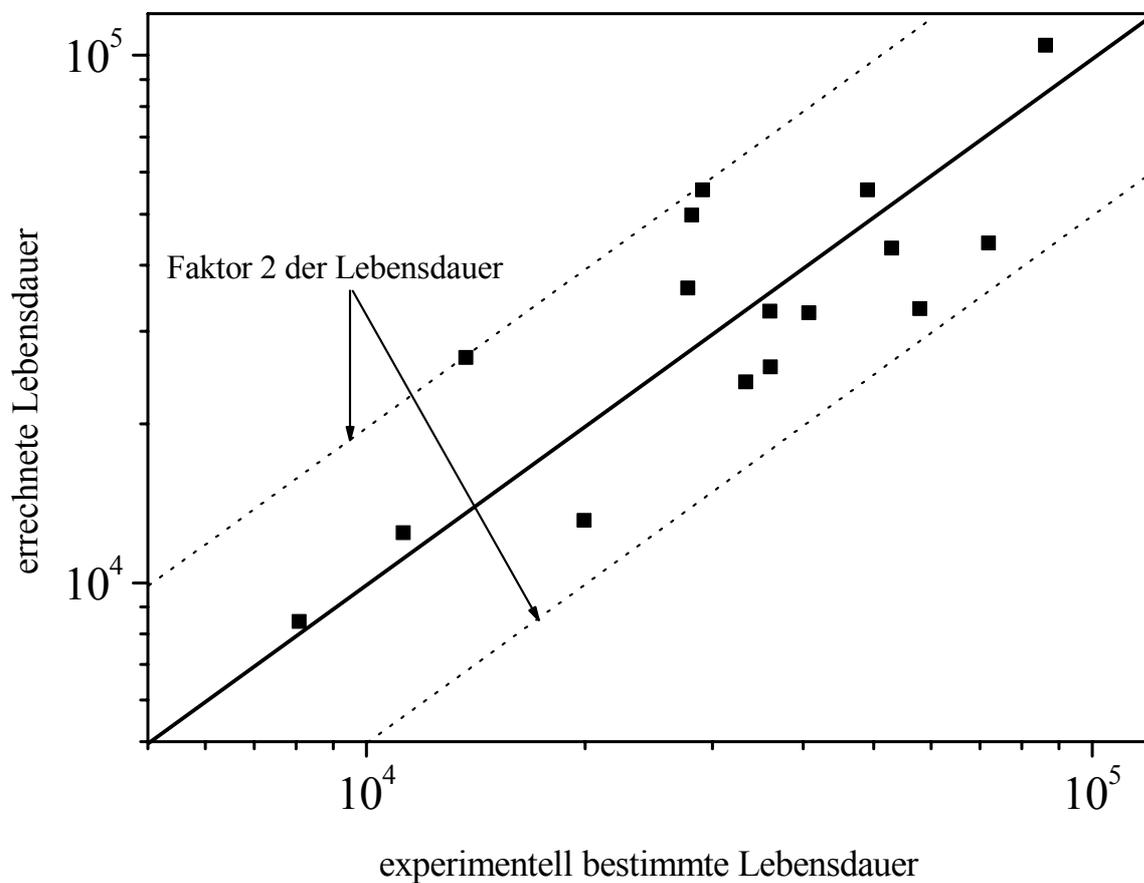


Abb. 5.7: Vergleich zwischen experimentell ermittelter und berechneter Bruchlastspielzahl

Alle errechneten Werte liegen innerhalb eines Streubandes mit dem Faktor 2 der Lebensdauer, was für die Lebensdauermodellierung im Falle mehrachsiger nichtproportionaler Versuche ein sehr gutes Ergebnis darstellt. Es ist hierbei keine Tendenz zum Unter- bzw. Überschätzen der Lebensdauer vorhanden. Die Hälfte der errechneten Bruchlastspielzahlen liegt über-, die andere Hälfte unterhalb der experimentell ermittelten Werte.

5.4 Diskussion der Modelle

Die in dieser Arbeit entwickelten Modelle benutzen zwei völlig verschiedene Ansätze zur Lebensdauerbestimmung. Auf der einen Seite das phänomenologisch orientierte, modifizierte Manson-Coffin Modell; auf der anderen Seite das mikromechanisch orientierte Rissfortschrittsmodell. Die Schnittstelle zwischen beiden Modellen stellt der neu eingeführte Mehrachsigenfaktor f_m dar, der in beiden Modellen Verwendung findet. Um die Qualität dieser Modelle zu beurteilen wurden die in Kapitel 2.3.1 vorgestellten mehrparametrischen Modelle aus der Literatur mit unseren Versuchsdaten gefüttert und angewendet.

Der in dem **Manson-Halford** Ansatz benutzte Dreiachsigenfaktor TF stellt letztendlich das Verhältnis hydrostatische Spannung bezogen auf die äquivalente Spannung dar und kann in unserem Fall als

$$TF = \frac{\Delta\sigma_h^{\text{mehrachsig}}}{\Delta\sigma_{\text{eq}}} \quad (5.32)$$

beschrieben werden. Daraus ergibt sich dann gemäß Gl. (2.11) bzw. Gl. (2.12) der Mehrachsigenfaktor MF nach Manson-Halford. Dieser kann dann in dem modifizierten Manson-Coffin Ansatz anstelle unseres Mehrachsigenfaktors f_m eingesetzt werden.

Beim Ansatz nach **Mowbray** wurde der Materialparameter m mit einer linearen „best-fit“ Funktion zu 0,0561 bestimmt. Der geringe Wert von m zeigt die praktisch nicht vorhandene Korrelation zwischen dem verwendeten Quotienten $\frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma_{\text{eq}}}$, der in diesem Modell den Einfluss

der hydrostatischen Spannung ausdrückt, und den experimentellen Ergebnissen auf. Bei diesem Modell entspricht folgender Ausdruck dem Mehrachsigenfaktor:

$$\frac{1}{1 - m \left(\frac{\Delta\sigma_h}{\Delta\sigma_{\text{eq}}} \right)} \quad (5.33)$$

Zur Bestimmung der Lebensdauer substituiert dieser unseren Mehrachsigenfaktor f_m im modifizierten Manson-Coffin Ansatz.

Das **Pascoe** Modell passt die Materialparameter C und z entsprechend den vorliegenden Dehnungsverhältnissen an. Dadurch ergibt sich bei diesem Ansatz kein Ausdruck der mit unserem Mehrachsigenfaktor vergleichbar ist. Vielmehr werden hier die Materialparameter C und z entsprechend der anliegenden Belastung angepasst. Die verwendeten Parameter für dieses Modell sind, ebenso wie für den Manson-Halford Ansatz, in Anhang A.5 verzeichnet.

Die mit unserem, sowie dem Manson-Halford und dem Mowbray Ansatz zu erwartende Bruchlastspielzahl lässt sich durch Umstellung der modifizierten Manson-Coffin Beziehung (Gl. 5.2) errechnen. Es gilt somit:

$$N_B = \exp \left[\frac{\ln \left(\frac{\Delta \varepsilon_{pl}^{eq}}{f_m C^*} \right)}{z^*} \right] \quad (5.34)$$

Für das Pascoe Modell lässt sich die Lebensdauer durch Umformulierung des Manson-Coffin Gesetzes (Gl. 5.1) folgendermaßen ausdrücken:

$$N_B = \exp \left[\frac{\ln \left(\frac{\Delta \varepsilon_{pl}^{eq}}{C} \right)}{z} \right] \quad (5.35)$$

Damit lässt sich ein Vergleich zwischen den verschiedenen Modellen hinsichtlich ihrer Treffgenauigkeit anstellen. Dies ist in Abbildung 5.8 veranschaulicht.

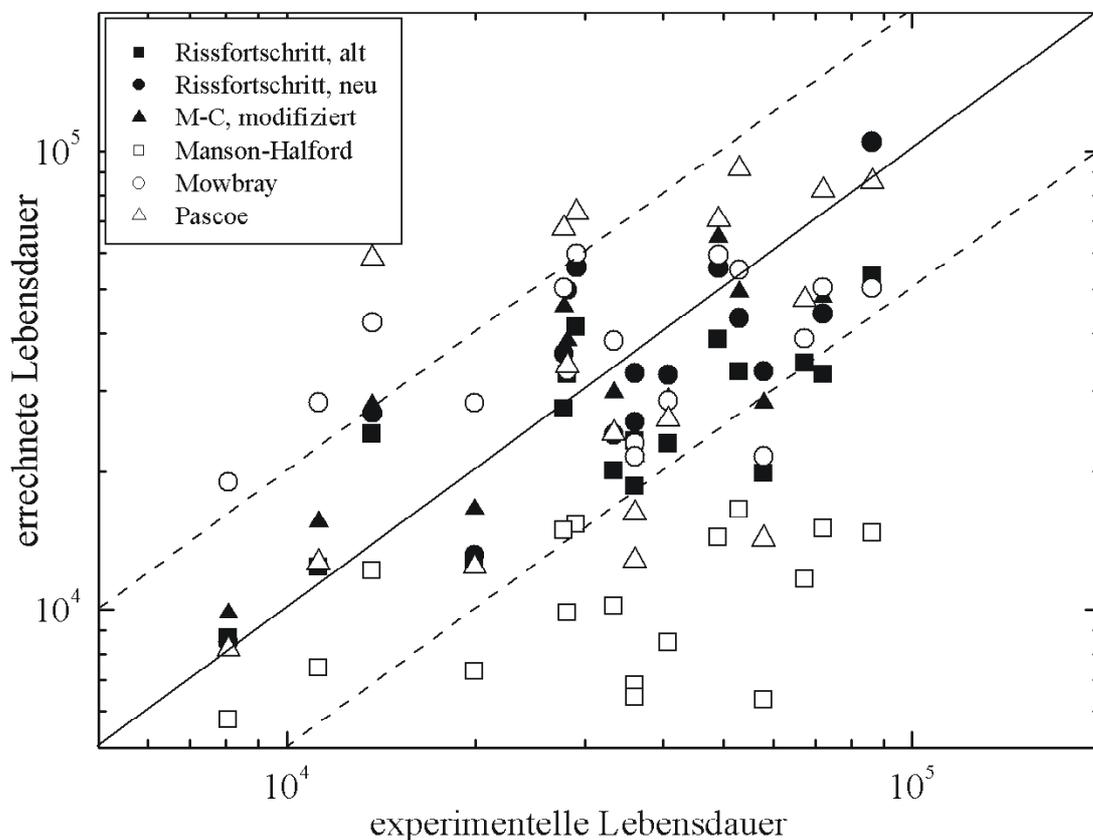


Abb. 5.8: Vergleich zwischen den verschiedenen Modellen

Es zeigt sich, dass die Treffgenauigkeit der einzelnen Modelle stark variiert. Neben den in Kapitel 5.2 und 5.3 beschriebenen, eigenen Ansätzen, wurde hier zusätzlich eine frühere Version des Rissfortschrittsmodell, in der m_j als konstant angenommen wurde, eingefügt, um die Verbesserung der Lebensdauervoraussage durch Gestaltung von m_j , als Funktion des Mehrachsigkeitsfaktors aufzuzeigen. Die selbst entwickelten Modelle (ausgefüllte Symbole) weisen, in dieser Darstellung, durchweg eine bessere Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung, als die Modelle aus der Literatur (nicht ausgefüllte Symbole), auf. Alle Lebensdauervoraussagen der in dieser Arbeit entwickelten Modelle liegen, mit Ausnahme von 2 Werten des „alten“ Rissfortschrittsmodells, innerhalb eines Streubandes mit dem Faktor 2 der Lebensdauer. Allerdings berücksichtigt diese Darstellung nicht die unterschiedliche Anzahl der angepassten Parameter, die bei einer Modellbeurteilung auch beachtet werden sollte. Um zusätzlich eine quantitative Aussage über die Qualität der verschiedenen Modelle, welche auch die Anzahl der angepassten Parameter berücksichtigt, zu erhalten, wurde daher folgende Größe benutzt [68]:

$$\hat{s} = \left[\frac{1}{L - m_0 - 1} \sum_{j=1}^L \left(\log N_{B,j}^{\text{Experiment}} - \log N_{B,j}^{\text{Modell}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (5.36)$$

Das Qualitätsmaß \hat{s} berücksichtigt neben der Summe der quadratischen, logarithmischen Fehlerabweichung auch den Einfluss der Anzahl der betrachteten Versuche L , sowie den der angepassten Parameter m_0 . Je kleiner der sich hierbei ergebende Wert von \hat{s} ausfällt umso höher ist die Qualität des Modells zu bewerten. Tabelle 5.3 gibt einen Überblick über das Qualitätsmaß \hat{s} der einzelnen Modelle. Die Anzahl der berücksichtigten Versuche L betrug bei allen Modellen 16.

Tabelle 5.3: Ermittelte Werte für das Qualitätsmaß \hat{s}

Modell	m_0	\hat{s}
Modifiziertes Manson-Coffin Modell	2	0,042
Rissfortschrittsmodell, alt	4	0,072
Rissfortschrittsmodell, neu	5	0,045
Modell nach Manson-Halford	0	0,329
Modell nach Mowbray	1	0,080
Modell nach Pascoe	0	0,107

Anhand des Qualitätsmaßes \hat{s} lässt sich die gleiche Tendenz, wie in Abbildung 5.8 erkennen. Die bereits optisch besser zutreffenden Modelle weisen auch ein besseres Qualitätsmaß auf. Allerdings lässt sich auch mit diesem quantitativen Maß keine absolute Aussage über die Güte der einzelnen Modelle treffen. Dies hängt mit dem Einfluss der zu berücksichtigenden Versuche auf die Gewichtung der angepassten Parameter zusammen. Bei einer geringen Versuchsanzahl spielt die Anzahl der angepassten Parameter eine weitaus größere Rolle für das Qualitätsmaß \hat{s} als bei einer großen Anzahl von Versuchen. Hier kommt der Anzahl der angepassten Parameter nur eine untergeordnete Bedeutung für das Qualitätsmaß zu. Hier entscheidet fast ausschließlich die Summe der Fehlerabweichungen über das Qualitätsmaß, da hier die Anzahl der angepassten Parameter im allgemeinen eher klein gegenüber der Anzahl der Versuche ist.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Verhalten des hochlegierten Chrom-Nickel Stahls 1.4909 (AISI 316 L(N)) unter mehrachsiger nichtproportionaler Ermüdungsbelastung, bei zeitlich konstantem Hauptachsensystem, untersucht. Insbesondere auf die Auswirkungen von unterschiedlichen Phasenverschiebungen auf das Materialverhalten, wurde hierbei verstärktes Augenmerk gerichtet.

Zur Durchführung der Versuche wurde eine in Kapitel 3 ausführlich beschriebene Versuchsanlage eingesetzt, die aufgrund ihrer Konzeption auch bei nichtproportionalen Versuchen ein zeitlich invariantes Hauptachsensystem garantiert. Damit wurden nichtproportionale mehrachsige Ermüdungsversuche mit verschiedenen Lasthorizonten und verschiedenen Phasenverschiebungen durchgeführt.

Um die einzelnen Versuche, mit verschiedenen Phasenlagen untereinander, und diese wiederum mit den einachsigen Referenzversuchen vergleichen zu können, wurde die äquivalente plastische Dehnschwingbreite $\Delta \epsilon_{pl}^{eq}$ als einachsige Vergleichsgröße eingeführt (Kap. 4.1). Es zeigten sich, je nach Phasenlage, deutliche Unterschiede in der Lebensdauer, bei der gleichen äquivalenten plastischen Dehnschwingbreite. Die Betrachtung des hydrostatischen Anteils der Belastung, den viele Autoren [31-33] als wichtigen, lebensdauerbeeinflussenden Parameter ansehen, lässt für die hier durchgeführten Versuche folgende Aussage zu: Bei äquibiaxialen Versuchen ($\Delta \varphi = 0^\circ$) ist die hydrostatische Spannung maximal, während sie bei biaxialen Versuchen mit 180° Phasenversatz ihr Minima erreicht. Mit der hydrostatischen Spannung allein ließe sich das beobachtete Verhalten allerdings nicht erklären. Als weitere Besonderheit bei nichtproportionalen Versuchen wird im Zusammenhang mit Prüfungen auf Zug-/Druck-/Torsionsprüfmaschinen in der Literatur [50-53] häufig von einer zusätzlichen Verfestigung, aufgrund dieser nichtproportionalen Belastung berichtet. Speziell der hier verwendete Werkstoff zeigte dabei eine starke zusätzliche Verfestigung. Die in diesem Fall wirksamen Mechanismen, die zu einer zusätzlichen Verfestigung führen, können in unserem Fall aber aufgrund der Versuchsführung, (festes Hauptachsensystem), nicht wirksam werden. Daher wurde untersucht, ob in unserem Fall, aufgrund der Nichtproportionalität, auch Zusatzeffekte bei der Verfestigung zu verzeichnen sind.

Die stark von der Phasenlage abhängigen Ergebnisse zeigten in den meisten Fällen eine geringere Verfestigung, als bei den einachsigen Versuchen an. Man kann in diesen Fällen somit von einer geminderten Verfestigung sprechen. Dies war bei allen Versuchen mit 45° bzw. 90° Phasenverschiebung der Fall. Lediglich bei einigen Versuchen mit 135° Phasenverschiebung lagen die erhaltenen Werte geringfügig über den einachsig ermittelten. Es lässt sich somit eine

klare Korrelation zwischen Phasenlage und Verfestigung konstatieren, da mit zunehmender Phasenverschiebung die Verfestigung ebenfalls zunimmt. Durch ein Zusammenwirken dieser zusätzlichen bzw. geminderte Verfestigung einerseits und des hydrostatischen Spannungsanteils andererseits ließen sich die Unterschiede in den Bruchlastspielzahlen, bei gleicher äquivalenter Dehnbelastung, erklären.

Mit Hilfe der Schallemissionsuntersuchungen ließen sich leider keine quantitativen Zusammenhänge zwischen Rissausbreitung und erhaltenen Schallemissionssignalen herstellen. Qualitativ lassen die erhaltenen Signale allerdings auf eine sehr kurze Rissinitiationsphase und eine diskontinuierliche Rissausbreitung schließen. Die am Rasterelektronenmikroskop durchgeführten fraktographischen Untersuchungen unterstützen dabei die These von variierenden Rissausbreitungsgeschwindigkeiten. Weiterhin deuten die hiermit ermittelten Ergebnisse eine mehrfache Rissumlenkung an. Bei den hier untersuchten Proben waren dabei keine nennenswerten Restbruchflächen zu erkennen.

Zur Beschreibung des experimentell ermittelten Materialverhaltens wurden zwei, aus verschiedenen Bereichen stammende, Ansätze entwickelt. Der phänomenologische, auf das Manson-Coffin Gesetz basierende Ansatz geht davon aus, dass sich das unterschiedliche Verhalten, der verschiedenen Phasenlagen, gegenüber dem einachsigen Fall, durch Einführung eines zusätzlichen Mehrachsigenfaktors beschreiben lässt. Dieser Mehrachsigenfaktor muss hierbei die entscheidenden Parameter, die diese Änderung gegenüber der einachsigen Belastung hervorrufen, erfassen. Diese sind der hydrostatische Spannungsanteil sowie die zusätzliche Ver- bzw. Entfestigung. Diese beiden Größen bilden den Mehrachsigenfaktor f_m und ermöglichen dadurch eine einheitliche Beschreibung von Versuchen mit verschiedenen Phasenlagen.

Weiterhin wurde ein, durch Arbeiten von Mc Dowell und Bennet [39] angeregtes, mikrobruchmechanisches Rissfortschrittsmodell entwickelt, dessen Annahmen zur Mikrorissausbreitung, sich sehr gut mit den hier erzielten Versuchsergebnissen decken. Der aus der Fließbruchmechanik stammende elastisch-plastische Kennwert, das zyklische J-Integral ΔJ repräsentiert bei diesem Modell, die für den Rissfortschritt verantwortliche, treibende Größe. Um mit diesem Modell auch die Besonderheiten des Rissfortschritts im Mikrorissbereich beschreiben zu können, wurde ein von MC Dowell und Bennet vorgeschlagener zusätzlicher Risswachstumsexponent m_{μ} für den Mikrorissbereich verwendet. Durch Implementierung des oben erwähnten Mehrachsigenfaktor in dieses Modell wurde dessen Treffgenauigkeit deutlich erhöht.

Die hier entwickelten Modelle wurden dann mit mehreren, aus der Literatur bekannten Ansätzen [29,33,34] zur Lebensdauerermittlung unter mehrachsiger Ermüdungsbeanspruchung, hinsichtlich ihrer Treffgenauigkeit, verglichen. Es zeigte sich dabei eine hohe Qualität der hier entwickelten Modelle.

Ob diese Modelle auch auf andere Werkstoffe und unter anderen Versuchsbedingungen anwendbar sind und somit als universell anwendbare Materialmodelle, bei mehrachsiger

Ermüdungsbelastung, verwendet werden können, kann nur durch weitere Untersuchungen verifiziert werden. Die hierzu durchzuführenden Versuche sollten idealerweise folgende Elemente berücksichtigen:

- Untersuchungen an anderen metallischen Werkstoffen, um die Gültigkeit der Modelle bei anderem Materialverhalten zu nachzuweisen.
- Überprüfung der Anwendbarkeit bei zeitlich nicht konstantem Hauptachsensystem (Zug-/Druck-/Torsionsversuche).
- Durchführung von Mehrstufenversuchen, um die Möglichkeit der Erfassung von Vorschädigungen mit diesen Modellen zu untersuchen.
- Prüfung bei erhöhten Temperaturen, um die Möglichkeit der Berücksichtigung von Krieeffekten, beispielsweise durch Einführung einer Frequenzabhängigkeit, bei diesen Modellen zu erfassen.

Anhand der hierbei gewonnenen Erkenntnisse sollten sich dann auch Schlussfolgerungen in Bezug auf den Anwendungsbereich der beiden, hier vorgestellten Modelle ziehen lassen. Für den hier vorliegenden Anwendungsfall sind beide geeignet. Aufgrund ihrer unterschiedlichen Ansätze sind aber unterschiedliche Eignungen für unterschiedliche Anwendungen zu erwarten. Durch die oben vorgeschlagenen Untersuchungen sollten sich diese Unterschiede klar herausarbeiten lassen.

7 Literaturverzeichnis

- [1] R. U. Blaser, J. T. Tucker and L. F. Kooistra, Biaxial fatigue tests on flat plate specimens, *The Welding Journal* Vol. 31, (1952), pp. 161-168.
- [2] J. H. Gross and R. D. Stout, Plastic fatigue properties of high strength pressure vessel steels, *The Welding Journal* Vol. 34, (1955), pp. 161-166.
- [3] S. Taira, T. Inoue and M. Takahashi, Low cycle fatigue under multiaxial stresses (in the case of combined cyclic tension-compression and cyclic torsion in the same phase at elevated temperature), *Proceedings of the 10th Japan Congress on Testing Materials*, (1967), pp. 18-23.
- [4] U. S. Fernando, A new multiaxial fatigue testing facility, PhD thesis, University of Sheffield, GB, (1987).
- [5] K. J. Pascoe and J. W. R. de Villiers, Low cycle fatigue of steels under biaxial straining, *Journal of Strain Analyses* Vol. 2, No. 2, (1967), pp. 117-126.
- [6] R. D. Lohr, R. Bardenheier, C. Dalle Donne, K.-H. Trautmann, Experimentelle Simulation mehraxialer Belastungszustände, Auslegung kreuzförmiger Proben für ebene, biaxiale Belastungsversuche, Nachtrag zum Tagungsband *Werkstoffprüfung 2002*, Bad Nauheim, Wiley-VCH Verlag, (2002), S. 3-10.
- [7] J. L. Mattavi, Low cycle fatigue behaviour under biaxial strain distribution, *Journal of Basic Engineering*, (1969), pp. 23-31.
- [8] K. J. Miller, Low cycle fatigue under biaxial strain controlled conditions, *Journal of Materials*, JMLSA, Vol. 7, No. 3, (1977), pp. 307-314.
- [9] D. Steglich, J. Heerens and W. Brocks, Punch test for the simulation of ship hull damage, *Advanced Engineering Materials*, Vol. 4, (2002), pp 195-200.
- [10] K.-H. Schwalbe, *Bruchmechanik metallischer Werkstoffe*, Carl Hanser Verlag, München Wien, (1980).

- [11] D. Munz, Versagensverhalten von Konstruktionswerkstoffen, Vorlesungsskript, Universität Karlsruhe (TH), (WS 1994/95).
- [12] E. Morris, Fine and Yip-Wah Chung, Fatigue failure in metals, ASM Handbook Vol. 19 : Fatigue and Fracture, ASM International, Materials Park, Ohio, (1996), pp. 63-72.
- [13] P. J. E. Forsyth, Fatigue damage and crack growth in aluminium alloys, Acta Metallurgica, Vol. 11, (1963), pp. 703-715.
- [14] W. A. Wood, Mechanism of fatigue, fatigue aircraft structures, Freudenthal, A. M., Academic Press, (1956), pp. 1-19.
- [15] Lynch S. P., A new model for initiation and growth of fatigue cracks, Metal Science, Vol. 9, (1975), pp. 401-410.
- [16] C. Laird and A. R. Krause, A theory of crack nucleation in high strain fatigue, International Journal of Fracture Mechanics, Vol. 4, Nr. 3, (1968), pp. 219-231.
- [17] U. Essmann, U. Goesele and Mughrabi, A model of extrusions in fatigued metals, Philosophical Magazine A, Vol. 44, No. 2, (1981), pp. 405-426.
- [18] Bao-Tong Ma and C. Laird, Overview of fatigue behaviour in copper single crystals-III. Interpretation of crack growth kinetics and a new approach to predict fatigue life based on crack population density in specimens cycled at constant strain amplitude, Acta Metallurgica, Vol. 37, No. 2, (1989), pp. 349-355.
- [19] A. Vasek, J. Polak, Initiation and propagation of fatigue cracks in Arem iron in elastoplastic cyclic loading, Metallic Materials, Vol. 29, No. 2, pp. 80-86.
- [20] Todd S. Gross and S. Lampman, Micromechanics of monotonic and cyclic crack growth, ASM Handbook Vol. 19: Fatigue and Fracture, ASM International, Materials Park, Ohio, (1996), pp. 42-60.
- [21] M. Wilhelm, M. Nagesararao, R. Meyer, Factors influencing stage I crack propagation in age hardened alloys, Fatigue Mechanisms, STP 675, ASTM, Philadelphia, PA, (1979), pp. 214-233.

- [22] B. N. Leis, J. Ahmad and M.F. Kanninen, Effect of local stress state on the growth of short cracks, *Multiaxial Fatigue*, STP 853, ASTM, Philadelphia, PA, (1985), pp. 314-339.
- [23] C. Laird, The influence of metallurgical structure on the mechanics of fatigue crack propagation, *ASTM STP 415*, Philadelphia, PA, (1967), pp. 131-180.
- [24] E. Macherauch, *Praktikum in Werkstoffkunde*, Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, 6. Auflage, (1985).
- [25] W. Beitz, K.-H. Grote, *Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, 19. Auflage, (1997).
- [26] David L. McDowell, *Multiaxial fatigue strength*, *ASM Handbook Vol. 19: Fatigue and Fracture*, ASM International, Materials Park, Ohio, (1996), pp. 263-273.
- [27] D. Radaj, *Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, (1995).
- [28] G. Z. Liberty, Short-life fatigue under combined stress, *Journal of strain analyses*, Vol. 2, No 1, (1967), pp. 91-95.
- [29] S. S. Manson & G. R. Halford, Discussion of the paper from J. J. Blass and Z. Y. Zamrik: *Multiaxial low cycle fatigue of type 304 stainless steel*, in *ASME Symp. on Creep-Fatigue Interaction*, New York, N.Y.: ASME, pp. 129-149, 1976.
- [30] Davis, E. A. and Connelly, *Stress distribution and plastic deformation in rotating cylinders of strain-hardening materials*, *J. Applied Mechanics, Trans., ASME*, Vol. 81, (1959), pp. 25-30.
- [31] R. D. Lohr and E. G. Ellison, *A simple theory for low cycle multiaxial fatigue*, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 3, (1980), pp. 1-17.
- [32] S. S. Manson, G. R. Halford, *Treatment of multiaxial creep-fatigue by strainrange partitioning*, in *ASME Symp. on Creep-Fatigue Interaction*, New York, N.Y.: ASME, pp. 299-322, 1976.

- [33] D. F. Mowbray, A hydrostatic stress-sensitive relationship for fatigue under biaxial stress conditions, *Journal of testing and evaluation* 8, (1980), pp. 3-8.
- [34] K. J. Pascoe and J. W. R. de Villiers, Low cycle fatigue of steels under biaxial straining, *Journal of strain analyses*, Vol. 2, No. 2, (1967), pp. 117-126.
- [35] Norman E. Dowling, Estimation fatigue life, *ASM Handbook Vol. 19: Fatigue and Fracture*, ASM International, Materials Park, Ohio, (1996), pp. 250- 262.
- [36] D. Munz, Das J-Integral - ein neues Bruchkriterium, *Z. f. Werkstofftechnik/J. of Materials Technology* 7 (1976), pp. 111-120
- [37] H. Bomas, J. Hünecke, S. Laue, P. Mayr und D. Schöne, Anrisslebensdauer- vorhersage am Beispiel glatter und gekerbter Proben des Werkstoffs Cm 15, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 33, (2002), S. 230-237.
- [38] J. Stolarz, The effect of microstructure, *Materialprüfung*, Jahrgang 46, (2004), S. 292-300.
- [39] D.L. McDowell and V.P. Bennet, A microcrack growth law for multiaxial fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 19, No. 7, (1996), pp. 821-837.
- [40] J. Liu und H. Zenner, Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehr- achsiger Beanspruchung, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 24, (1993), S. 240-249.
- [41] K. J. Miller, Multiaxial Fatigue: A Review, *Berichtsband zur 25. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge*, Karlsruhe, 1993, DVM, Berlin, (1993), S. 15-31.
- [42] David L. McDowell and Jean-Yves Berard, A ΔJ -based approach to biaxial fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures Ltd.*, Vol. 15, No. 8, (1992), pp. 719-741.
- [43] Carl Schenck AG, Bedienungsanleitung für servohydraulische Prüfmaschinen POZ 863; PEZ 4307, POZ 1113, PEZ 4796, und Handbuch für GA-Rechner, Darmstadt.

- [44] BAUER Kompressoren GmbH, Betriebsanleitung Industrie-Kompressoranlagen Verticus 5, Modell GI 100-4-5, (2000), München.
- [45] M. Weick, J. Aktaa and D. Munz, Micro crack nucleation and propagation under non-proportional low cycle fatigue of AISI 316 L(N), Proceeding of the Sixth International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Lisboa, 25-28 June, 2001, Moreira de Freitas, M., Instituto Superior Tecnico, Vol I, pp. 495-502.
- [46] B. Windelband, Mehrachsige Ermüdungsversuche an Rohrproben aus dem austenitischen Stahl 1.4909, Wissenschaftliche Berichte FZKA 5752, Forschungszentrum Karlsruhe, (1996).
- [47] T. H. Topper, D. G. Havard, C. V. B. Gowda & H. R. Jhansale, Fatigue testing techniques for conditions of biaxial stress, stress concentration, and pure bending, Journal of Materials, Vol. 6, No. 4, (1971), pp. 842-861.
- [48] M. Weick, J. Aktaa, Mehrachsige Ermüdungsprüfung an Rohrproben, Materialprüfung, Jahrgang 45, (2003), S. 371-374.
- [49] J. L. Chaboche, Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behaviour of metals, Bull. de l'Acad. Polonaise des Sciences, Sc. et Techn. 25(1), (1977), pp. 33-42.
- [50] A. Benallal, D. Marquis, Constitutive equations for nonproportional cyclic elastoviscoplasticity, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 109, (1987), pp. 326-336.
- [51] G. Cailletaud, H. Kaczmarek, H. Policella, Some elements on multiaxial behaviour of 316 L stainless steel at room temperature, Mechanics of Materials 3, (1984), pp. 333-347.
- [52] V. Doquet and A. Pineau, Extra hardening due to cyclic non-proportional loading of an austenitic stainless steel, Scripta Metallurgica et Materialia, Vol. 24, (1990), pp. 433-438.

- [53] Y. Ohashi, M. Kawai, T. Kaito, Inelastic behaviour of Type 316 stainless steel under multiaxial nonproportional cyclic stressings at elevated temperature, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107, (1985), pp. 101-109.
- [54] F. Hamel, J. P. Bailon, M. N. Bassim, Acoustic emission mechanisms during high-cycle fatigue, *Engineering fracture mechanics*, Vol. 14, No. 4, (1981), pp. 853-860.
- [55] M. Nabil Bassim and S. St. Lawrence, Detection of small fatigue cracks at inclusions in rail steels with acoustic emission, *Non-destructive testing* 92, (1992), pp. 66-70.
- [56] Regine Timmers, Schallemissionsuntersuchungen bei LCF-Versuchen an Baustahl St 52, Dissertation, Universität Braunschweig, Deutschland, (2001).
- [57] J. Lottermoser, P. Höller, Rissfortschritt und Schallemission, Die Schallemissionsanalyse, Kolloquium des Technischen Überwachungs-Vereins Rheinland e.V. am 19.10. 1978 in Köln, Verlag TÜV Rheinland, pp. 63-100.
- [58] Daining Fang, Micro-and Macro-Evaluation of fatigue damage accumulation, PhD thesis, Israel Institute of Technology, Haifa, Israel, (1993).
- [59] Yasuhiko Mori, Yosihiko Obata and Ken-ichiro Aoki, Acoustic emission from fatigue crack of 304 stainless steel, *Acoustic Emission*, DGM-Verlag, Frankfurt, (1989), pp. 109-116.
- [60] G. Ebi, H. Riedel, P. Neumann, Ein Abdruckverfahren zur Beobachtung von Rissbildung und Risswachstum in einem austenitischen Stahl, *Tagungsband Werkstoffprüfung*, Bad Nauheim, 1985, DVM, Berlin, (1985), pp. 129-136.
- [61] P. Franciosi, M. Berveiller and A. Zaoui, Latent hardening in copper and aluminium single crystals, *Acta Metallurgica*, Vol. 28, (1980), pp. 273-283.
- [62] Hibbitt, Karlson & Sorensen, *ABAQUS User's Manual*, Version 6.2, Vol. 1+Vol. 2, (2001),

- [63] M. Weick, J. Aktaa, Fatigue lifetime under non-proportional multiaxial alternating loading and its modeling, Proceedings of the seventh international conference on biaxial/multiaxial fatigue and fracture, Berlin, June 28 - July 1, DVM-Verlag, 2004, pp.211-216.
- [64] MINUIT, Function minimization and error analyses, D 506, Version 94.1, Application software group, Computing and networks division, CERN Geneva, Switzerland, (1998).
- [65] T. Hoshide and D. Socie Mechanics of mixed mode small fatigue crack growth. Engng. Fract. Mecha. 26, (1987), pp. 841-850.
- [66] K. J. Miller, The two thresholds of fatigue behaviour. Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. 16(9), (1993), 931-939.
- [67] M. Weick, J. Aktaa, Microcrack propagation and fatigue lifetime under non-proportional multiaxial cyclic loading, International Journal of Fatigue 25, (2003), pp. 1117-1124.
- [68] R. Danzer, Lebensdauerprognose hochfester metallischer Werkstoffe im Bereich hoher Temperaturen, Gebrüder Borntraeger Berlin, Stuttgart, (1988).

Anhang

A.1

Für die Modellierung verwendete, einachsige ermittelte Werte [44]:

N_B	$\Delta\varepsilon_{\text{tot}}$ [%]	$\Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ [%]	Prüffrequenz [Hz]
6778	1,0	0,624	0,05
8832	1,0	0,608	0,05
6600	1,0	0,604	0,05
8385	1,0	0,584	0,05
19334	0,8	0,464	0,0625
17870	0,8	0,460	0,0625
16704	0,8	0,464	0,0625
17858	0,8	0,468	0,0625
70050	0,6	0,298	0,083
46901	0,6	0,297	0,083
161924	0,4	0,112	0,125

A.2

Das verwendete Chaboche Modell [47] liefert für die Spannungsamplituden folgendes:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \alpha_2 \cdot \dot{\varepsilon}^{\left(\frac{1}{\alpha_1}\right)} + \alpha_3 + \frac{\alpha_4}{\alpha_5} \left(1 - e^{\left(-\alpha_5 \cdot \frac{\Delta\varepsilon_{pl}^{eq}}{2}\right)} \right)$$

Es wurden dabei folgende Parameter benutzt:

α_1	α_2	α_3	α_4	α_5
1	350	214,391	5417,55	7,99834

A.3

Zunächst werden die Daten in den Formelmodulen in die gewünschten Größen umgerechnet, vorhandene Offsets abgeglichen und, falls notwendig, in zusätzlichen Filtermodulen von überlagerten hochfrequenten Störsignalen befreit (Bereich I). Danach werden die Signale mit Hilfe von Visualisierungsmodulen in geeigneter Form dargestellt und schließlich über Datenreduktionsmodule an die Datenspeichermodule weitergegeben (Bereich II). Die hierbei vorgeschalteten Datenreduktionsmodule ermöglichen die Reduzierung der zu speichernden Datenmenge ohne die Abtastrate zu erniedrigen. Zur weiteren Reduktion der zu speichernden Datenmengen wurden nicht bei jedem Lastwechsel Daten aufgezeichnet. Die Speicherung erfolgte nur bei bestimmten, fest vorgegeben Lastspielzahlen. Als Format für die gespeicherten Daten wurde das leicht weiterzuverarbeitende ASC-II Format gewählt. Die Grenzwertüberwachung und die daran angeschlossene Abschaltsequenz (Bereich III) ermöglichen die Initialisierung der in Kap. 3.3.3 beschriebenen verschiedenen automatischen Abfahrprozeduren, je nachdem welcher Grenzwert überschritten wurde.

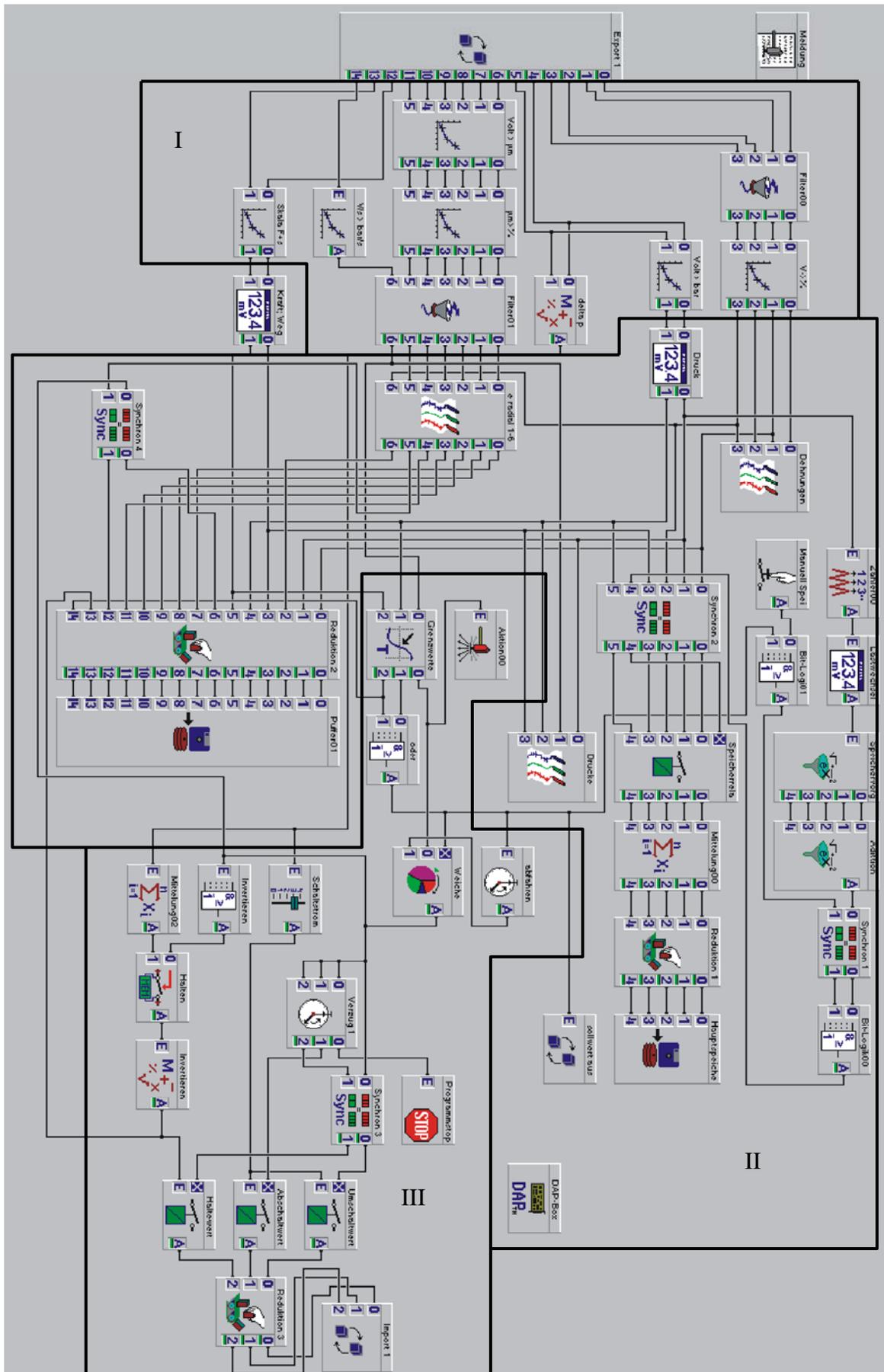


Abb. A3: „Dasylab“ Programmstruktur

A.4

$\Delta\varphi = 135^\circ; \varepsilon^A = 0,27\%$		$\Delta\varphi = 135^\circ; \varepsilon^A = 0,25\%$	
ε_{pl}	σ	ε_{pl}	σ
0	220,38	0	212,64
0,056	244,81	0,056	236,21
0,1485	297,53	0,1485	287,08
0,232	325,29	0,232	313,87
0,304	343,38	0,304	331,32

$\Delta\varphi = 135^\circ; \varepsilon^A = 0,22\%$		$\Delta\varphi = 90^\circ; \varepsilon^A = 0,25\%$	
ε_{pl}	σ	ε_{pl}	σ
0	207,05	0	212,85
0,056	230,00	0,056	236,45
0,1485	279,53	0,1485	287,37
0,232	305,62	0,232	314,19
0,304	322,61	0,304	331,65

$\Delta\varphi = 90^\circ; \varepsilon^A = 0,20\%$		$\Delta\varphi = 90^\circ; \varepsilon^A = 0,19\%$	
ε_{pl}	σ	ε_{pl}	σ
0	206,40	0	199,95
0,056	229,28	0,056	222,12
0,1485	278,66	0,1485	269,95
0,232	304,67	0,232	295,14
0,304	321,60	0,304	311,55

$\Delta\varphi = 90^\circ; \varepsilon^A = 0,18\%$		$\Delta\varphi = 45^\circ; \varepsilon^A = 0,19\%$	
ε_{pl}	σ	ε_{pl}	σ
0	199,95	0	197,80
0,056	222,12	0,056	219,73
0,1485	269,95	0,1485	267,05
0,232	295,14	0,232	291,97
0,304	311,55	0,304	308,20

$\Delta\varphi = 45^\circ; \varepsilon^A = 0,18\%$		$\Delta\varphi = 45^\circ; \varepsilon^A = 0,17\%$	
ε_{pl}	σ	ε_{pl}	σ
0	201,24	0	198,66
0,056	223,55	0,056	220,68
0,1485	271,69	0,1485	268,21
0,232	297,05	0,232	293,24
0,304	313,56	0,304	309,54

$\Delta\varphi = 45^\circ; \varepsilon^A = 0,15\%$	
ε_{pl}	σ
0	175,23
0,056	194,65
0,1485	236,57
0,232	258,65
0,304	273,03

A.5

Parameter P_1 und P_2 sowie daraus resultierende Mehrachsigenfaktoren f_m

Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ [°]	Dehnamplituden der Sollwerte ε^A [%]	P_1	P_2	f_m	Versuch
45	0,15	1,2631	0,81800	1,240	19
45	0,17	1,2574	0,90346	1,085	55
45	0,18	1,2932	0,92413	1,035	46
45	0,19	1,2938	0,93150	1,021	53
45	0,19	1,2068	0,88853	1,130	49
45	0,19	1,2640	0,93150	1,032	60
90	0,18	1,3725	0,93166	0,993	40
90	0,19	1,3237	0,92932	1,015	45
90	0,19	1,3692	0,92882	0,999	56
90	0,20	1,3981	0,98012	0,896	18
90	0,25	1,5412	0,99111	0,825	14
135	0,22	1,1511	0,95980	1,020	30
135	0,22	1,0539	0,95881	1,056	33
135	0,25	1,2463	0,98456	0,941	34
135	0,27	1,3369	1,02280	0,839	36
135	0,27	1,2981	1,02080	0,857	38

Modellparameter für das Manson-Halford Modell

Versuch	Dreiachsigenfaktor TF	Mehrachsigenfaktor MF
14	0,5461	0,6878
18	0,5197	0,6755
19	0,5270	0,6789
30	0,4538	0,6468
33	0,4191	0,6325
34	0,4690	0,6532
36	0,4710	0,6540
38	0,4613	0,6499
40	0,5388	0,6844

45	0,5369	0,6835
46	0,5341	0,6822
49	0,5315	0,6810
53	0,5349	0,6826
55	0,5333	0,6818
56	0,5324	0,6814
60	0,5364	0,6833

Modellparameter für das Pascoe Modell

Versuch	Parameter C	Parameter z
14	7,536	-0,3103
18	3,931	-0,2204
19	3,666	-0,2120
30	3,616	-0,2193
33	4,092	-0,2311
34	4,765	-0,2559
36	5,557	-0,2786
38	5,946	-0,2864
40	3,567	-0,2111
45	3,693	-0,2135
46	5,999	-0,2665
49	7,540	-0,2971
53	6,931	-0,2869
55	4,960	-0,2462
56	3,945	-0,2231
60	8,123	-0,3084