



Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5752

**Mehrachsige Ermüdungs-
versuche an Rohrproben
aus dem austenitischen
Stahl 1.4909**

B. Windelband
Institut für Materialforschung

März 1996

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5752

**Mehrachsige Ermüdungsversuche
an Rohrproben aus dem
austenitischen Stahl 1.4909***

Bernd Windelband
Institut für Materialforschung

*
von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe genehmigte
Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
1996

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

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0947-8620

Mehrachsige Ermüdungsversuche an Rohrproben aus dem austenitischen Stahl 1.4909

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird eine neu entwickelte Versuchsanlage zur mehrachsigen isothermen Ermüdung von Stahlrohrproben vorgestellt. Die mehrachsige Belastung setzt sich zusammen aus einer Überlagerung von zyklischer axialer Beanspruchung (Zug/Druck) und Umfangslast (Innen-/Außendruck); weiterhin ist die Überlagerung von Torsionsbelastungen möglich. Mit einer speziellen Berechnungsmethode kann der Verlauf der Umfangsdehnung an der Rohrrinnenwand aus den gemessenen Werten an der Rohraußenwand bestimmt werden. Erste mehrachsige Versuche mit unterschiedlichen Belastungspfaden wurden an Rohren aus dem austenitischen Stahl 1.4909 (AISI 316 L(N)) durchgeführt. Die Ergebnisse aus diesen Versuchen werden einachsigen und thermozyklischen Versuchsdaten am selben Werkstoff gegenübergestellt und diskutiert.

Multiaxial Fatigue Tests on 1.4909 Austenitic Steel Tubes

Abstract

In this work a newly developed test rig for multiaxial isothermal fatigue tests on steel tubes is presented. The multiaxial load is composed of a cyclic axial load (tension/compression) and a superimposed circumferential load (internal/external pressure). In addition, superposition of a torsional load is possible. With a specific calculation mode the course of the circumferential strain at the inner tube wall can be estimated using the measured values at the outer tube wall. First tests under multiaxial conditions with different loading paths have been done on tubes made of 1.4909 (AISI 316 L(N)) austenitic steel. Results of these tests are discussed and compared with results of uniaxial and thermal cycling tests on the same batch of material.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	1
2. Kenntnisstand und Grundlagen	3
2.1. Anlagen zur isothermen mehrachsigen Belastung	3
2.1.1. Versuche mit lastverlaufabhängigem Hauptachsensystem	3
2.1.2. Versuche mit festem Hauptachsensystem	3
2.1.2.1. Biaxiale Versuche mit unterschiedlichen Probengeometrien	4
2.1.2.2. Biaxiale Versuche an Rohrproben	6
2.1.3. Kombination der Anlagengruppen	7
2.2. Thermoermüdung	8
2.3. Lebensdauervorhersagen	8
2.3.1. Einachsige Versuche	9
2.3.2. Mehrachsige Versuche	10
2.4. Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen	13
2.4.1. Modelle zur Rißentstehung	13
2.4.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung	15
2.4.3. Kleine Risse	16
2.4.4. Bruchflächenmerkmale	18
3. Experimentelles	19
3.1. Proben	19
3.1.1. Werkstoff und Halbzeug	19
3.1.2. Werkstoffkennwerte	20
3.1.3. Probengeometrien	21
3.1.3.1. Rohrproben für mehrachsige isotherme Versuche	21
3.1.3.2. Rohrproben für thermozyklische Versuche	22
3.1.3.3. Proben für einachsige isotherme Versuche	22
3.2. Versuchsaufbauten und Durchführung der Vergleichsversuche	24
3.2.1. Einachsige isotherme Versuche	24
3.2.2. Thermozyklische Versuche	25
3.3. Versuchsaufbau der isothermen mehrachsigen Versuche	28
3.3.1. Beschreibung des Versuchsaufbaus	28
3.3.2. Reibungseinfluß der Dichtung auf die Längskraft	30
3.3.3. Dehnungsmessung	31
3.3.4. Stabilität der Dehnungsaufnehmer bei sich änderndem Außendruck	32
3.4. Durchführung der isothermen mehrachsigen Versuche	34
3.4.1. Hochfahren der Anlage	34

3.4.2. Belastungspfade	34
3.4.2.1. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längsrichtung: einachsig, axial $\lambda=0$	34
3.4.2.2. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Umfangsrichtung: einachsig, umfang $\lambda=\infty$	35
3.4.2.3. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längs- und Umfangsrichtung: äquibiaxial, $\lambda=1$	35
3.4.2.4. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längs- und Umfangsrichtung: biaxial, $\lambda=-1$	35
3.4.3. Anhalten des Versuches - Inspektionsintervall	35
3.4.4. Probenversagen - Abschalten der Anlage	36
3.5. Bestimmung der elastischen und plastischen Dehnungsanteile mit Hilfe der elastischen Spannungsverteilung im Rohr (isotherme mehrachsige Versuche)	37
3.5.1. Dickwandiges Rohr	37
3.5.1.1. Spannungen im elastisch verformten Rohr	37
3.5.1.2. Dehnungen in der Rohrwand	39
3.5.1.2.1. Abschätzung der Umfangsdehnung an der Innenwand	40
3.5.1.2.2. Berechnung der Dehnungen an der Rohrwand	43
3.5.1.2.3. Gegenüberstellung der Methoden	45
3.5.2. Vergleich von dick- und dünnwandiger Rechnung	46
3.5.2.1. Dünnwandiges Rohr	46
3.5.3. Bewertung der Radialspannung	48
3.5.3.1. Einfluß der Radialspannung auf die Vergleichsspannung	49
3.5.3.2. Einfluß der Radialspannung auf die Dehnungsverteilung	51
3.5.4. Bestimmung der Umfangsdehnung aus lokalen Meßwerten	51
3.5.4.1. Bestimmung der radialen Verschiebung durch Splinefunktionen	53
3.5.4.2. Einfluß der Biegung auf die Umfangsdehnung	54
3.5.4.3. Integrale Umfangsdehnung	55
3.5.4.4. Maximale Dehnung	57
4. Versuchsergebnisse und Auswertung	58
4.1. Isotherme mehrachsige Versuche	58
4.1.1. Prinzipielles Versagen	58
4.1.2. Einfluß der lokalen Umfangsdehnung	60
4.1.3. Auswirkung der lokalen Dehnung auf die Vergleichsdehnung	63
4.1.4. Rißentstehung und Rißausbreitung	64
4.1.4.1. Orientierung der Oberflächenrisse	64
4.1.4.2. Statistische Verteilung der Rißlängen	67
4.1.5. Metallographische und fraktographische Untersuchungen	71
4.2. Isotherme einachsige Versuche	73
4.2.1. Prinzipielles Versagen	73
4.2.2. Wechselverfestigungsverhalten	76
4.2.3. Rißentstehung und Rißausbreitung	78
4.2.3.1. Statistische Auswertung	78
4.2.3.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung	81
4.2.3.2.1. K-Konzept	83
4.2.3.2.2. Modellierung des Oberflächenrißwachstums	84
4.2.3.3. Rißdichte und Gesamtrißlänge	88
4.2.4. Metallographische und fraktographische Untersuchungen	90

4.3. Thermozyklische Versuche	92
4.3.1. <i>Spannungs- Dehnungsverteilung</i>	92
4.3.2. <i>Prinzipielles Versagen</i>	95
4.3.3. <i>Rißentstehung und Rißausbreitung</i>	97
4.3.3.1. Statistische Auswertung	97
4.3.3.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung	100
4.3.3.2.1. <i>K-Konzept</i>	101
4.3.3.2.2. <i>Modellierung des Oberflächenrißwachstums</i>	101
4.3.3.3. Rißdichte und Gesamtrißlänge	103
4.3.4. <i>Metallographische und fraktographische Untersuchungen</i>	104
5. Diskussion	107
5.1. Vergleich der Bruchlastspielzahlen	107
5.1.1. <i>Isotherme einachsige Versuche</i>	107
5.1.2. <i>Mehrachsige isotherme und thermozyklische Versuche</i>	108
5.2. Rißentwicklung	109
5.2.1. <i>Rißlängenentwicklung in Abhängigkeit von $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$</i>	109
5.2.2. <i>Rißlängenentwicklung anhand der Verteilungsfunktionen</i>	112
6. Zusammenfassung	115
7. Literaturliste	117
8. Anhang	125
8.1. Mehrachsige isotherme Versuche	125
8.1.1. <i>Koeffizienten für die Splineinterpolationen aller Versuche</i>	125
8.1.2. <i>Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen</i>	128
8.2. Einachsige Vergleichsversuche	128
8.2.1. <i>Wechselverfestigungskurven</i>	128
8.2.2. <i>Histogramme</i>	130
8.2.3. <i>Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen</i>	133
8.3. Thermozyklische Versuche	134
8.3.1. <i>Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen</i>	134
9. Symbolverzeichnis	135

1. Einleitung

Die Beschreibung des Versagensverhaltens und die Lebensdauervorhersage von komplex beanspruchten Bauteilen hält immer stärkeren Einzug in die tägliche Praxis der Bauteilauslegung. Oft reichen die klassischen Versagenshypothesen nicht mehr aus, um verlässliche Lebensdauervorhersagen machen zu können. Dies gilt insbesondere für phasenverschobene mehrachsige Belastungszustände, die häufig auch noch durch thermische Beanspruchungen überlagert werden.

Durch die rasante Entwicklung immer leistungsfähigerer Rechnergenerationen ist die Simulation von komplexen mehrachsigen Beanspruchungszuständen am Computer ein immer wichtiger werdendes Hilfsmittel zur Bauteilauslegung geworden. Die Modelle, die solchen Berechnungen zugrunde liegen, stehen und fallen mit der Sorgfalt der experimentellen Bestimmung von Materialparametern und Datensätzen, die für jegliche Rechnersimulation die Basis liefern. Deshalb ist in den vergangenen Jahren die experimentelle Modellierung von komplexen Beanspruchungszuständen immer mehr in den Vordergrund getreten.

Viele mehrachsigen Belastungsvarianten wurden durch überlagerte Axial- und Torsionsbelastung modelliert. Mit dieser Belastungsart können jedoch nicht beliebig viele Beanspruchungszustände nachgebildet werden. So sind z.B. äquibiaxiale Spannungszustände, wie sie häufig bei thermozyklischen Belastungen auftreten, mit dieser Lastkombination nicht möglich. Umgekehrt gibt es viele Versuchsaufbauten, mit denen viele biaxiale Belastungen realisiert werden können, jedoch keine Torsionsbelastungen (über ein Drehmoment) möglich sind. Idealerweise sollten deshalb alle oben angesprochenen mehrachsigen isothermen Belastungsvarianten auf einer Versuchsanlage mit einer Probengeometrie und einer Art der Probeneinspannung durchgeführt werden. Damit werden Einflüsse der Probengeometrie und der Versuchsanlage bei der Korrelation der Ergebnisse ausgeschlossen.

In dieser Arbeit werden isotherme ein- und mehrachsige, sowie thermozyklische Versuche an dem austenitischen Stahl 1.4909 beschrieben.

Hierbei wird die thermozyklische Last durch periodisches, induktives Aufheizen der Rohraußenwand bei gleichzeitiger, kontinuierlicher Wasserkühlung der Rohrrinnenwand erzeugt. Es stellen sich Temperaturgradienten von über 100 K/mm ein. Dadurch entstehen, hauptsächlich an der Rohrrinnenwand, Ermüdungsrisse.

An den isotherm mehrachsigen belasteten Rohrproben soll unter anderem auch der für thermozyklische Versuche typische äquibiaxiale Spannungszustand nachgebildet werden. Dafür wurde, als wesentlicher Punkt dieser Arbeit, ein neuer Versuchsstand entwickelt. Diese Beanspruchungsart ist an Rohren durch überlagerte Längs- (Zug/Druck) und Umfangsbelastung (Innen-/Außendruck) realisiert. Zusätzlich zur Längs- und Umfangsbelastung besteht die Möglichkeit einer zusätzlich überlagerten

Torsionsbeanspruchung über ein Drehmoment. Aufbau, Funktionsweise sowie Meßtechnik, insbesondere die Umfangsdehnungsmessung werden beschrieben.

Als Vergleichsbasis zu den mehrachsigen Versuchen dienen einachsige Dehnwechselfersuche an Rohren und kleinen, runden Voll- und Hohlproben. Dabei soll auch die Übertragbarkeit der Ergebnisse von Versuchen an Rohren auf die leichter handhabbaren Voll- bzw. Hohlproben untersucht werden.

Bei allen Versuchen liegt ein besonderes Augenmerk auf der Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen und deren Beschreibung mit bruchmechanischen Methoden.

Die Versuche sollen überwiegend im LCF-Bereich liegen. Es wird daher für alle Experimente eine dehnungsgesteuerte Versuchsführung gewählt.

2. Kenntnisstand und Grundlagen

2.1. Anlagen zur isothermen mehrachsigen Belastung

Etwa seit Mitte der sechziger Jahre werden zunehmend zyklische mehrachsige Versuche in der Literatur beschrieben. Neben einigen selteneren Varianten, auf die hier nicht näher eingegangen werden soll, finden sich dort hauptsächlich zwei Gruppen von Experimenten. Davon repräsentiert die erste Gruppe Experimente, bei denen das Hauptachsensystem vom Lastverlauf abhängig ist. Die zweite Gruppe beinhaltet Versuche mit festem Hauptachsensystem.

2.1.1. Versuche mit lastverlaufabhängigem Hauptachsensystem

Diese Gruppe wird gekennzeichnet durch Zug-/Torsionsexperimente an zylindrischen Hohl- oder Vollproben. Experimente dieser Gruppe mit unterschiedlichen Belastungsfolgen und Lastkombinationen sind zahlreich in der Literatur beschrieben (s. z.B. /1/, /2/, /3/). Ein wesentliches Ergebnis aus diesen Versuchen ist die Abhängigkeit der Lebensdauer bei Stufenbelastungen von der Reihenfolge der aufgetragenen Belastungsart (Zug-Torsion oder Torsion-Zug) /4/

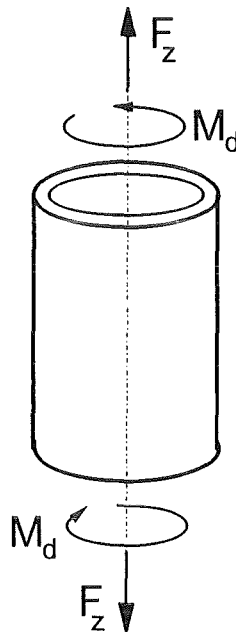


Abb. 1: Zug-/Torsionsbelastung (rotierende Hauptachsen)

2.1.2. Versuche mit festem Hauptachsensystem

In die zweite Gruppe fallen Versuche, für die unterschiedliche Versuchsaufbauten mit unterschiedlichen Probenformen entwickelt wurden. Diese Gruppe lässt sich weiter unterteilen in Versuchsstände mit festen oder mit einstellbaren Lastverhältnissen.

nissen (Lastverhältnis $\lambda = \sigma_1 / \sigma_2$, bzw $\lambda = \epsilon_1 / \epsilon_2$). Nicht veränderbare Lastverhältnisse können einmal durch den Versuchsaufbau bedingt sein, oder aber durch die Probengeometrie (z.B. mehrachsige Belastung im Kerbgrund) /5/. Im folgenden werden einige Beispiele vorgestellt.

2.1.2.1. Biaxiale Versuche mit unterschiedlichen Probengeometrien

Mattavi /6/ stellt einen Versuchsstand vor, bei dem an einer rotierenden Scheibe zyklische biaxiale Belastungen durch Variation der Drehzahl aufgebracht werden. Das Lastverhältnis wird über definierte Kerbradien eingestellt. Mit diesem Versuchsaufbau können allerdings nur biaxiale Zugbelastungen realisiert werden.

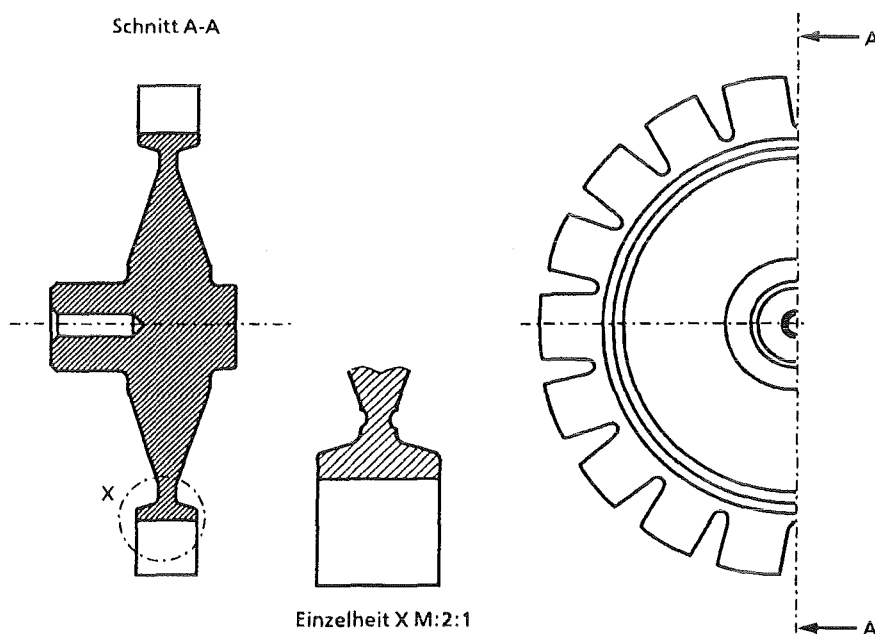
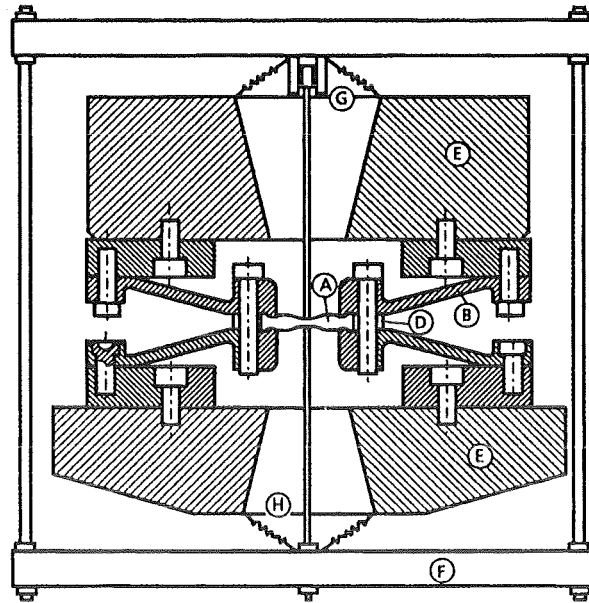


Abb. 2: Biaxiale Belastung an einem Rotor durch definierte Kerbform und Variation der Drehzahl /6/

Miller /5/ beschreibt eine Variante, bei der eine an den Rändern fest eingespannte Kreisscheibe mit äquibiaxialen Zug- und Druckbelastungen beaufschlagt werden kann. Die Krafteinleitung erfolgt über einen Umlenkmechanismus, der die axiale Last einer Zug-/Druckprüfmaschine in Radialkräfte überträgt und an der senkrecht zur Maschinenachse eingespannten Probe aufbringt.

Eine weitere Versuchsanlage für biaxiale Lastaufbringung wird von Nowack et al. /7/ beschrieben. Die Anlage besteht aus zwei senkrecht zueinander stehenden Prüfzylindereinheiten, von denen jede zwei gegenüberliegend angeordnete Prüfzylinder enthält. Mit dieser Anordnung können kreuzförmige Proben kraft-, weg- oder dehnungsgesteuerten biaxialen Belastungen mit variablen Lastverhältnissen unterworfen werden. Jeder Prüfzylinder ist mit einer separaten Kraftmeßdose ausgestattet.

Eine übergeordnete Regeleinheit vergleicht die Kraftmeßwerte und kompensiert so, senkrecht zur Zylinderachse, mögliche auftretende Seitenkräfte.



- A. Probe
- B. Umlenkmechanismus
- C. Montageplatten
- D. Abstandshalter
- E. Aufnahme der Prüfmaschine
- F. Lastrahmen
- G. Wegaufnehmer
- H. Flexible Halterungen

Abb. 3: Äquibiaxiale Belastung an einer Kreisscheibe durch radiale Kräfteinleitung /5/

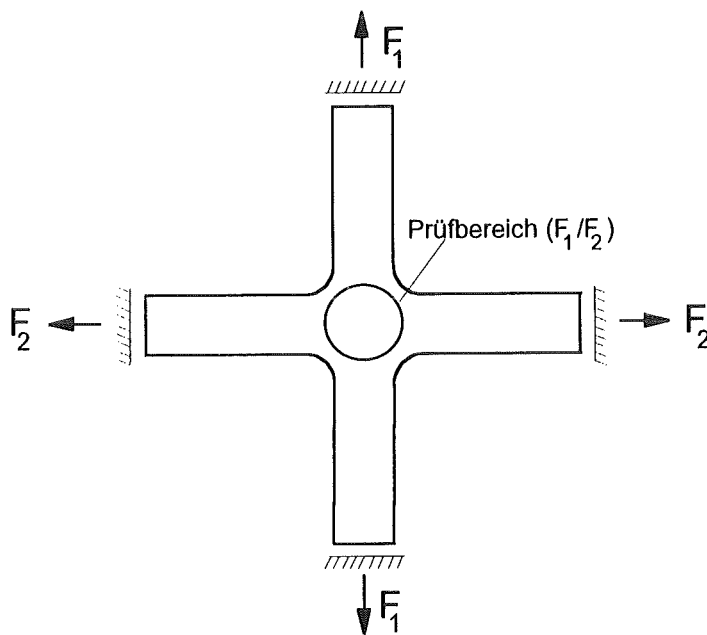


Abb. 4: Biaxiale Belastung bei kreuzförmigen Proben

2.1.2.2. Biaxiale Versuche an Rohrproben

Die meisten biaxialen Anlagen verwenden rohrförmige Proben, die mit einer Längs- und Umfangsbelastung beaufschlagt werden. Die Umfangsbelastung wird durch Innen- und Außendruck an der Rohrprobe erzeugt. Diese Art der Belastung läßt sich relativ leicht realisieren. Bei diesen Anlagen gibt es unterschiedliche Varianten für die Dehnungsmessung und für die zyklische Lastaufbringung in Umfangsrichtung. Die axiale Belastung wird bei allen Versuchsaufbauten mit kommerziellen Prüfmaschinen erzeugt. Die Messung der axialen Dehnung erfolgt über handelsübliche Dehnungsaufnehmer.

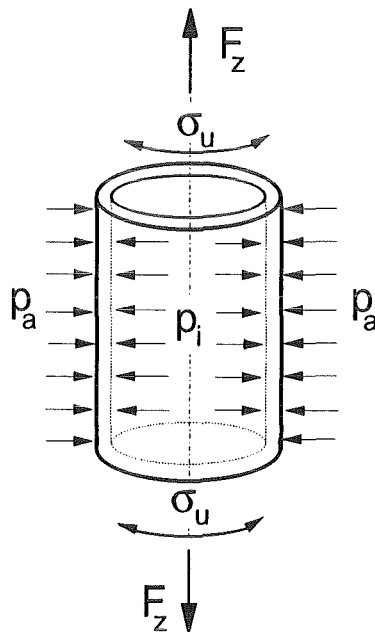


Abb. 5: Biaxiale Belastung einer Rohrprobe durch überlagerte Axial- und Umfangslast (Innen- Außendruck)

Topper et al. /8/ beschreiben eine Anlage, mit der an zwei unterschiedlichen Rohrgeometrien (gleiches Wandstärken-/Radienverhältnis) last- und dehnungsgesteuerte Versuche durchgeführt werden. Die Umfangsbelastung wird mit zyklischem Innen- und Außendruck realisiert. Die Messung der Umfangsdehnung erfolgt über einen im Druckbehälter liegenden halbkreisförmigen Biegebalken, an dessen Enden sich die genau gegenüberliegenden Meßspitzen befinden, die an die Rohrwand gedrückt werden. Abhängig von der Probengeometrie erfolgt die Dehnungsmessung an der Innen- oder Außenseite des Rohres.

Die prinzipiell gleiche Anlage wird auch von Moguerou et al. /9/ beschrieben. Die Messung der Umfangsdehnung erfolgt hier über zwei druckgekapselte, gegenüberliegende induktive Wegaufnehmer an der Rohraußenwand.

Die nachfolgend erwähnten Anlagen arbeiten mit konstantem Außendruck und pulsierendem Innendruck. So beschreibt Rotvel /10/ eine Anlage, mit der ausschließlich

lastgesteuerte Versuche durchgeführt werden können, da keine Dehnungsmessung erfolgt. Bei den Versuchsständen von Lohr und Ellison /11/, sowie Ellyin und Valaire /12/ ist wiederum auch ein dehnungsgesteuerter Betrieb möglich. Die Bestimmung der Umfangsdehnung erfolgt dort ebenfalls aus einer diametralen Messung an zwei gegenüberliegenden Meßpunkten.

2.1.3. Kombination der Anlagengruppen

Um möglichst viele Lastvarianten an einer Probengeometrie versuchstechnisch zu realisieren, war die Entwicklung einer Anlage notwendig, mit der Versuche aus beiden Gruppen kombiniert werden können. Die erste Anlage dieser Art wird ausführlich in /13/ beschrieben. Für den Versuchsaufbau hat sich die Rohrprobe als Probenform durchgesetzt, da sich bei dieser Geometrie Belastungen in Axial- und Umfangsrichtung, sowie Torsionsbelastungen leicht aufbringen lassen. Mit dieser und der im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten Anlage lassen sich beliebig kombinierte zyklische Längs-, Umfangs- und Torsionsbelastungen mit variablen Lastverhältnissen einstellen. Die Versuchsführung ist lastgeregelt (Kraft-, Druck-, Drehmomentregelung), oder dehnungsgeregelt möglich.

Bei dem in dieser Arbeit beschriebenen Versuchsaufbau liegt ein besonderes Augenmerk auf der Bestimmung der Umfangsdehnung aus den gemessenen radialen Verschiebungen der Rohrwand. Bei allen in der Literatur beschriebenen Anlagen erfolgt die Dehnungsmessung in Umfangsrichtung durch zwei gegenüberliegende Wegsensoren, deren Mittelwert aus gemessener radialer Verschiebung Δr bezogen auf den Ausgangsradius r_0 der Probe als Umfangsdehnung ϵ_u definiert wird. Wenn das Rohr sich jedoch nicht homogen verformt, ist die auf diesem Weg bestimmte Umfangsdehnung mit großen Meßfehlern behaftet. Dieser Effekt soll bei den hier durchgeführten Experimenten berücksichtigt werden, da dies ein Einflußfaktor ist, der sich merklich auf die Versuchsergebnisse auswirkt.

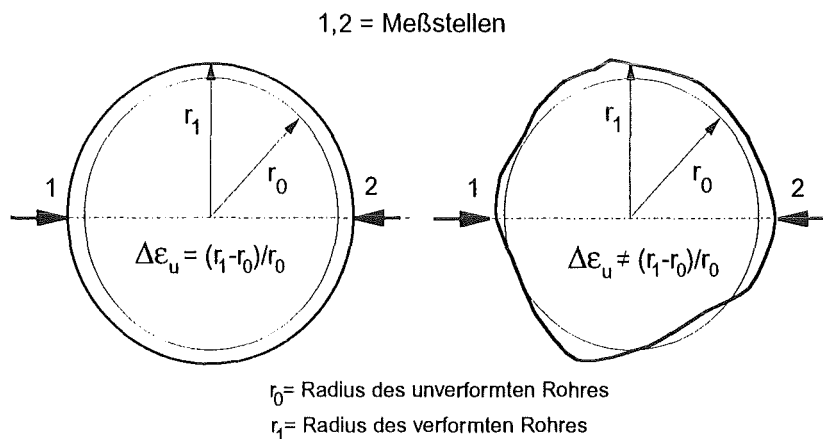


Abb. 6: Bestimmung der Umfangsdehnung aus zwei gegenüberliegenden Wegsensoren, links: homogene Verformung, rechts: inhomogene Verformung.

2.2. Thermoermüdung

Da in dieser Arbeit auch thermozyklische Versuche beschrieben werden, werden an dieser Stelle einige Anmerkungen zur thermischen Ermüdung gemacht.

In der Praxis sind viele Bauteile zusätzlich zu mechanischen Beanspruchungen oft auch thermischen Belastungen ausgesetzt. Allein die thermische Beanspruchung kann dabei die versagensrelevante Größe sein. Ist diese thermische Beanspruchung zyklisch, spricht man allgemein von „Thermoermüdung“. Kennzeichnend für die Thermoermüdung ist eine lokale oder auch globale Behinderung der Bauteilausdehnung, die zu thermisch induzierten Spannungen und Dehnungen im Bauteil führt. Spera /14/ unterteilt die Thermoermüdung in drei Gruppen:

Der ersten Gruppe rechnet er Belastungen zu, die durch eine globale Ausdehnungsbehinderung hervorgerufen werden (z.B. äußere Randbedingungen).

Die zweite Gruppe enthält diejenigen Belastungen, die durch innere Randbedingungen hervorgerufen werden (z. B. Dehnungsbehinderungen durch unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten der beteiligten Komponenten in einem Verbundwerkstoff).

Die dritte Gruppe umfaßt die allein durch inhomogene Temperaturverteilungen (starke Temperaturgradienten) hervorgerufenen inneren Dehnungsbehinderungen, die lokal sehr unterschiedlich sind und zu großen Spannungsgradienten im Bauteil führen. Dieser Gruppe gehören die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten thermozyklischen Versuche an. Die Versuchsanlage ist in Kap 3.2.2. beschrieben.

2.3. Lebensdauervorhersagen

Bei der Auslegung von zyklisch belasteten Bauteilen steht die Vorhersage der Lebensdauer im Vordergrund. Die am meisten verbreitete Methode ist die Auslegung nach der Wöhlerkurve eines Werkstoffes. Darin ist die ertragbare Spannungsamplitude σ_a über der Lastwechselzahl N aufgetragen. Meist wird dabei die Lastwechselzahl bis zum Bruch $N=N_B$ verwendet. Vereinzelt findet man aber auch Ergebnisse mit Lastwechselzahlen bis zum makroskopischen Anriß. Eine der wichtigsten Eigenschaften solcher Lebensdauerkurven ist die Bestimmung von Grenzbelastungen, unterhalb derer es nicht mehr zum Bauteilversagen kommt.

Die Daten einer solchen Kurve sind in aller Regel aus einachsigen Versuchen ermittelt. Die große Mehrheit der auszulegenden Bauteile ist jedoch komplexen mehrachsigen Beanspruchungen unterworfen. Da nicht für jeden beliebigen mehrachsigen Belastungszustand zuerst eine Wöhlerkurve zur Auslegung ermittelt werden kann, müssen dem Konstrukteur Hilfsmittel in die Hand gegeben werden, mit denen er sinnvolle Lebensdauerabschätzungen machen kann.

Im folgenden soll nun ein kurzer Überblick über die gebräuchlichsten Konzepte zur Lebensdauervorhersage ein- und mehrachsiger beanspruchter Bauteile gegeben wer-

den. Dabei werden nur solche Kriterien herangezogen, die als Parameter konstante Spannungs- oder Dehnschwingbreiten beinhalten und auf glatte (ungekerbte) Proben angewendet werden. Der Schwerpunkt liegt dabei im Bereich der Kurzzeitermüdung.

2.3.1. Einachsige Versuche

Für die Lebensdauer eines Bauteils wurden zwei Bereiche definiert. Für große Bruchlastspielzahlen, $N_B > 10^5$ spricht man allgemein von Langzeitermüdung (HCF=High Cycle Fatigue). Darin ist die Spannungsamplitude σ_a die lebensdauerbestimmende Größe. Diesem Bereich werden Bauteilbelastungen zugerechnet, die überwiegend elastisch sind. Die Spannungsamplitude ergibt sich in diesem Bereich aus der elastischen Dehnschwingbreite $\Delta\epsilon_{el}$ und dem Elastizitätsmodul E zu $\sigma_a = E \cdot \Delta\epsilon_{el} / 2$. Mit der Beziehung von Basquin /15/ kann ein Zusammenhang zwischen der Spannungsamplitude $\sigma_a = \Delta\sigma / 2$ und der Bruchlastspielzahl N_B formuliert werden:

$$\sigma_a = E \cdot \frac{\Delta\epsilon_{el}}{2} = \sigma^* \cdot N_B^d \quad (\text{Gl.1})$$

Für kleine Bruchlastspielzahlen, $N_B < 5 \cdot 10^4$ (oft auch $N_B < 10^5$), befindet man sich im Kurzzeitermüdungsbereich (LCF=Low Cycle Fatigue). Hier ist die Bruchlastspielzahl maßgeblich von der plastischen Dehnschwingbreite $\Delta\epsilon_{pl}$ beeinflusst. Dafür lieferten Manson und Coffin /16/, /17/ folgenden formelmäßigen Zusammenhang:

$$\Delta\epsilon_{pl} = D \cdot N_B^b \quad (\text{Gl.2})$$

Bei beiden Gleichungen (Gl. 1 und Gl. 2) handelt es sich um empirisch ermittelte Beziehungen. D , σ^* , d , b sind werkstoffabhängige Parameter.

Da sich der Übergang zwischen LCF und HCF Bereich nicht genau definieren läßt, wurde eine Gleichung formuliert, die beide Bereiche berücksichtigt. Diese Gleichung (Gl. 4) kombiniert die Basquin Beziehung mit der von Manson und Coffin. Dabei wird die Gesamtdehnschwingbreite $\Delta\epsilon_{tot}$ als Funktion der Lebensdauer N_B dargestellt. Mit dem Zusammenhang

$$\Delta\epsilon_{tot} = \Delta\epsilon_{el} + \Delta\epsilon_{pl} \quad (\text{Gl.3})$$

ergibt sich aus Gleichung 1 und 2:

$$\Delta\epsilon_{tot} = 2 \cdot \frac{\sigma^*}{E} \cdot N_B^d + D \cdot N_B^b \quad (\text{Gl.4})$$

Zur groben Abschätzung der Lebensdauer werden manchmal die werkstoffabhängigen Parameter auch durch Daten aus dem Zugversuch ersetzt /15/. Für Gleichung 4 wurde z. B. von Manson aus Versuchsdaten folgender, ebenfalls empirischer Zusammenhang vorgeschlagen:

$$\Delta \varepsilon_{\text{tot}} = 3.5 \cdot \frac{R_m}{E} \cdot N_B^{-0.12} + \varepsilon_{\text{bw}}^{0.16} \cdot N_B^{-0.6} \quad (\text{Gl.5})$$

Dabei ist R_m die Zugfestigkeit und ε_{bw} die wahre Dehnung im Bruchquerschnitt.

2.3.2. Mehrachsige Versuche

Zur Bestimmung der Lebensdauer mehrachsiger belasteter Bauteile wird versucht, diejenigen Parameter heranzuziehen, die den Ermüdungsprozess dominant bestimmen. Dabei ist das Ziel, eine einzige Lebensdauerkurve für alle Beanspruchungsfälle heranziehen zu können. Dies führte zur Formulierung von Kriterien, die eine äquivalente Spannung oder Dehnung betrachten. Dabei bezieht die äquivalente Größe die Komponenten eines mehrachsigen Spannungs- bzw. Dehnungszustandes (Hauptdehnungen $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$) auf eine einachsige Belastung gleicher Lebensdauer. Zum Vergleich von LCF Daten werden im allgemeinen drei verschiedene Ansätze zur Bestimmung einer äquivalenten Dehnung ε_v verwendet, und zwar das Kriterium der größten Scherung (Gl. 6), der oktaedrischen Scherung γ_{max} (Gl. 7) und der maximalen Hauptdehnung ε_1 (Gl. 8). Diese Vergleichsgrößen werden dann in eine der obigen Gleichungen eingesetzt.

$$\varepsilon_v = \frac{\gamma_{\text{max}}}{2} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2}{2} \quad (\text{Gl.6})$$

$$\varepsilon_v = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (\text{Gl.7})$$

$$\varepsilon_v = \varepsilon_1 \quad (\text{Gl.8})$$

Die Kriterien entsprechen, für die Spannungen formuliert, den Hypothesen nach Tresca, von Mises und Rankine. Während das Kriterium nach Gl. 8 selten verwendet wird, werden die beiden anderen (Gl. 6 und 7) von verschiedenen Normen zur Bauteilauslegung vorgeschlagen /18/, /19/, /20/.

Mit dieser Vorhersagemethode sind nicht immer befriedigende Ergebnisse zu erzielen. Vor allem bei nicht proportionaler mehrachsiger Beanspruchung können mit diesem Ansatz erhebliche Abweichungen zwischen Vorhersage und Experiment auftreten.

ten, da zahlreiche Einflußfaktoren, wie z.B. hydrostatischer Anteil, Lage der freien Oberfläche (s. Abb. 8), mit im Spiel sind, die durch die Kriterien nicht berücksichtigt werden /21/, /22/, /23/, /24/, /25/.

Manson und Halford /27/ entwickelten ein äquivalentes Dehnungskriterium, das den hydrostatischen Anteil mit berücksichtigt. Dabei modifizierten sie das Kriterium nach von Mises mit einem zweiten Parameter, dem Mehrachsigenfaktor MF, zu folgendem Ausdruck:

$$\varepsilon_v = MF \cdot \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (\text{Gl.9})$$

In /23/ wird der Mehrachsigenfaktor definiert zu:

$$MF = \begin{cases} TF & \text{für } TF \geq 1 \\ \frac{1}{2 - TF} & \text{für } TF < 1 \end{cases} \quad (\text{Gl.10})$$

mit

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}} \quad (\text{Gl.11})$$

In der Literatur finden sich weitere zweiparametrische Vorschläge, z.B. in /28/, /29/, /30/. All diese Modelle liefern keine befriedigende Korrelationsmöglichkeit für eine große Bandbreite mehrachsiger Belastungszustände.

Findley stellte fest, daß die Lebensdauer hauptsächlich durch die maximale Schubspannung beeinflusst wird /31/; einen zusätzlichen Einfluß hat die dazu senkrecht wirkende Normalspannungskomponente. Brown und Miller /4/ führten ein dehnungsformuliertes Kriterium ein, das sich auf zwei, das Reißwachstum dominant beeinflussende, Parameter stützt. Dies ist einmal die maximale Scherdehnung γ_{\max} (vgl. Gl. 6), die die Reißausbreitung vorantreibt, und zum anderen die dazu senkrecht stehende Dehnungskomponente ε_n , die die Reißfortschrittsrate beeinflusst. Eine verallgemeinerte Form dieses Kriteriums lautet:

$$N_B = f\left(\frac{\Delta\gamma_{\max}}{2}, \Delta\varepsilon_{n,\max}\right) \quad (\text{Gl.12})$$

für $\varepsilon_{n,\max}$ gilt:

$$\epsilon_{n,\max} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{2}$$

(Gl.13)

Eine graphische Darstellung dieser beiden Parameter ist in der von Brown und Miller /4/ eingeführten Γ -Ebene (s. Abb. 7) möglich. Darin können für unterschiedliche mehrachsige Belastungen Linien gleicher Lebensdauer definiert werden.

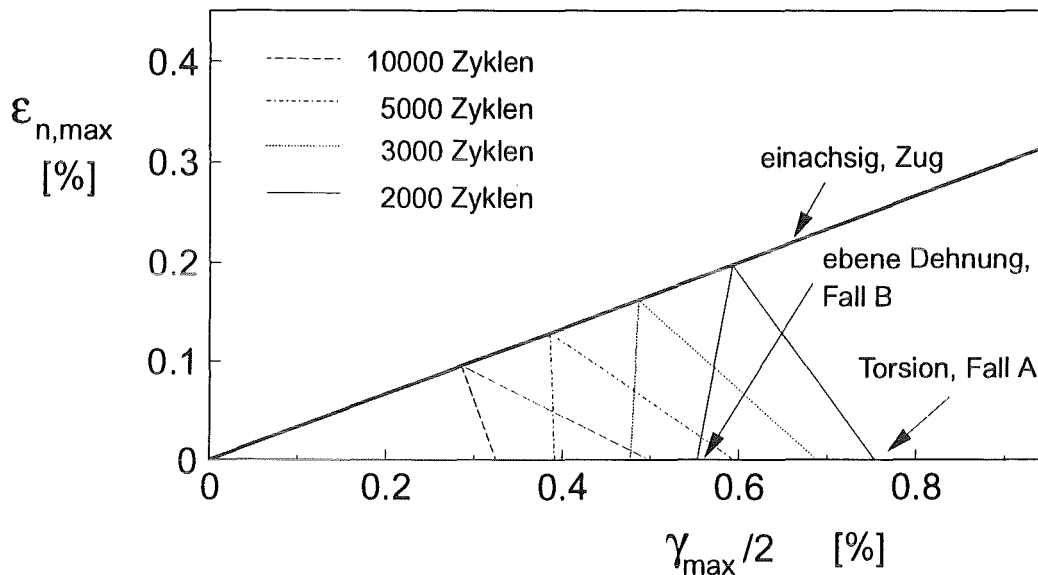


Abb. 7: Γ -Ebene für A 316 nach /9/

In diesem Diagramm liegen Torsion und ebene Dehnung auf derselben Linie, da der gleiche Hauptdehnungszustand vorliegt. Brown zeigte mit experimentellen Untersuchungen an mehreren Werkstoffen, daß diese beiden Belastungsarten zu sehr unterschiedlichen Lebensdauern führen /32/. Brown und Miller machen dafür verschiedene Arten der Rißausbreitung verantwortlich, Fall A und Fall B, wobei die Lage der freien Oberfläche die entscheidende Rolle spielt (vgl. Abb. 7 und 8). Bei Fall A wächst der Riß entlang der Oberfläche und breitet sich nur langsam in die Tiefe aus. Beim gefährlicheren Fall B wächst der Riß schnell in die Tiefe und führt somit zu schnellerem Probenversagen. Dies liefert in der Γ -Ebene unterschiedliche Linien konstanter Lebensdauer für Fall A und Fall B Rißwachstum.

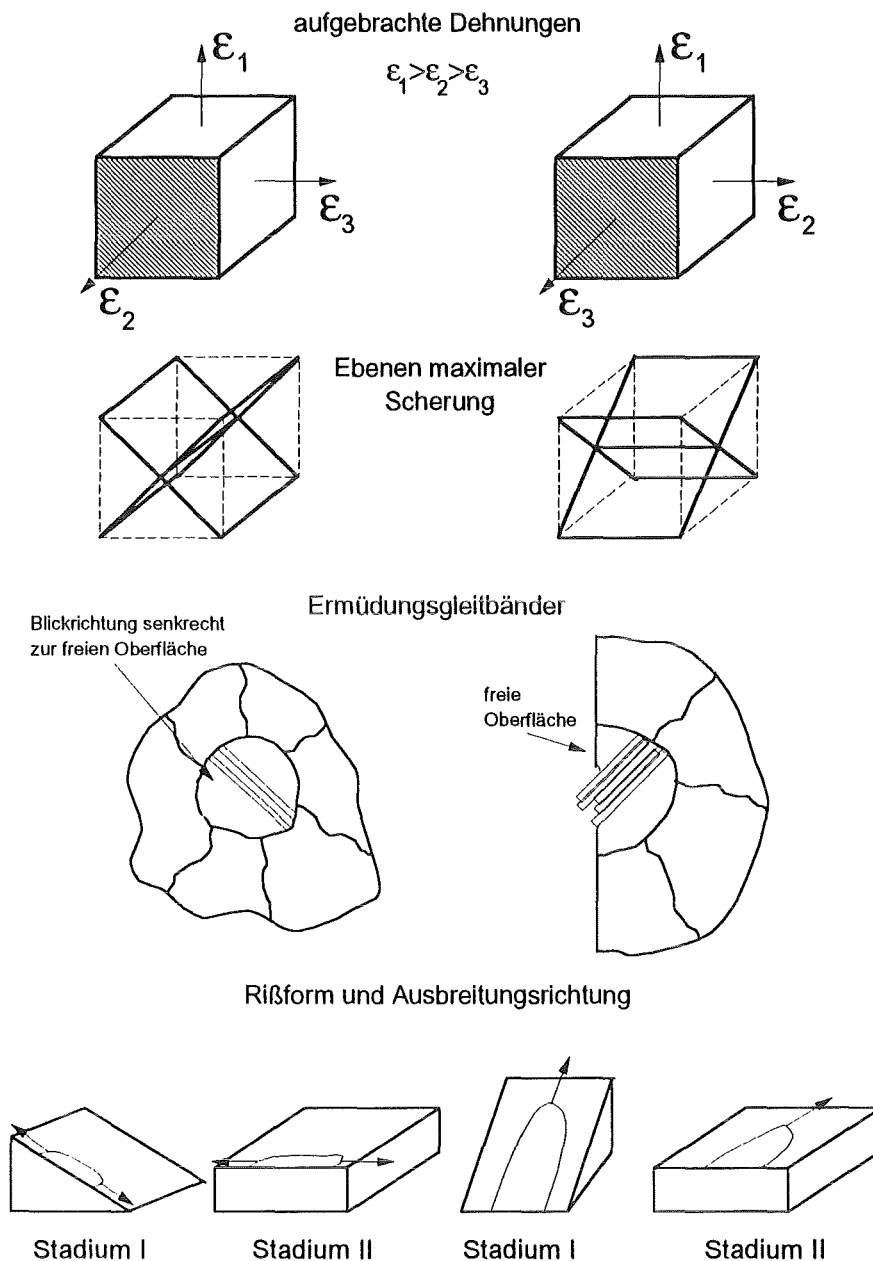


Abb. 8: unterschiedliche Arten der Rißausbreitung nach Brown und Miller /4/

2.4. Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen

2.4.1. Modelle zur Rißentstehung

Die Ermüdung eines Bauteils setzt eine zyklische Wechselbelastung voraus, die lokale Werkstoffplastifizierungen verursacht. Die Wechselplastifizierung ist verantwortlich für die Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen, die schließlich zum Versagen des Bauteils führen können. Für die mikrostrukturellen Vorgänge, die zur Rißbildung führen existieren mehrere Modellvorstellungen, denen allen irreversible Versetzungsbewegungen zugrunde liegen. Dabei stehen Mechanismen im

Vordergrund, die an der Probenoberfläche auftreten, da dort in der Regel auch die Rißentstehung von statten geht.

In den oberflächennahen Bereichen kommt es zur Ausbildung von Ermüdungsgleitbändern (in der Literatur häufig als PSB=„persistent slip-bands“ bezeichnet), die, entsprechend der kristallographischen Lage der einzelnen Körner, mit unterschiedlichen Orientierungen auftreten können. Die Entstehung solcher Gleitbänder ist schubspannungsgesteuert. Daher ist die günstigste Lage zur Aktivierung solcher Gleitbandsysteme unter 45° zur Hauptnennspannung. Bei steigender Nennbeanspruchung werden zunehmend auch anders orientierte Gleitsysteme aktiviert. Sind solche Gleitsysteme aktiviert, bleiben sie vorhanden und treten nach dem Abpolieren der Probe bei erneuter Belastung wieder an die Oberfläche.

In den Ermüdungsgleitbändern kann es als weiteres Phänomen zu Intrusionen (Vertiefungen) und Extrusionen (Erhebungen) an der Probenoberfläche kommen. Forsyth /33/ und Lynch /34/ beobachteten dieses Phänomen besonders bei hohen Dehnschwingbreiten. Nach Cottrell /35/ kommt es zu Extrusionen, wenn entfestigtes Material in Gleitbändern während der Druckphase „herausgedrückt“ wird. Intrusionen entstehen in der Zugphase durch „eingesaugtes“ Material. Beide Mechanismen sind irreversibel und voneinander unabhängig, d.h., in Zug- und Druckphase werden unterschiedliche Gleitsysteme betätigt.

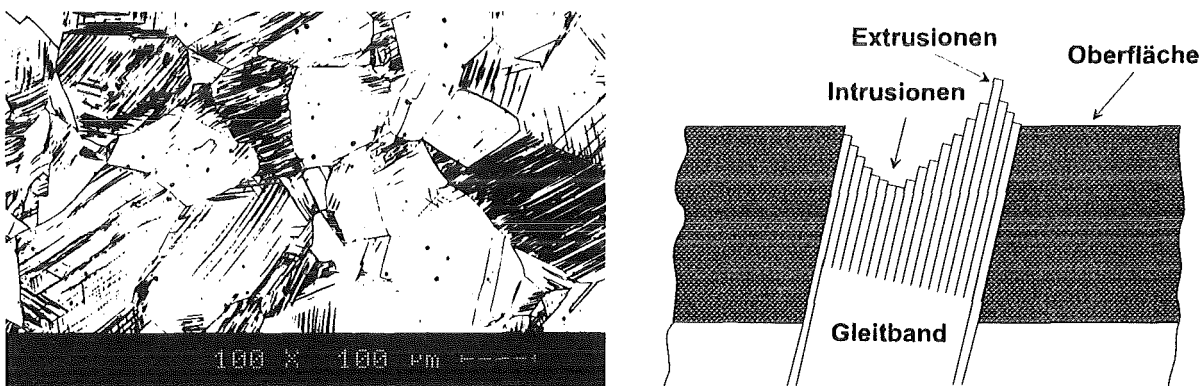


Abb. 9: *links*: Ermüdungsgleitbänder in oberflächennahen Körnern (Versuch W1a), *rechts*: Bildung von Intrusionen und Extrusionen (schematisch)

Weitere Modelle wurden von Hartmann /36/, Wood /37/ und Neumann /38/ aufgestellt. Allen Modellen liegt jedoch die Bildung von Mikrokerben bzw. Mikroporen zugrunde, die zu lokalen Spannungsüberhöhungen führen und somit das Rißwachstum in Gang setzen. Eine kompakte Übersicht über die gängigen Modellvorstellungen ist in /39/ gegeben.

Die Rißausbreitung erfolgt in zwei Stadien, die nach Forsyth /40/ als Stadium I und Stadium II bezeichnet werden. Stadium I wird durch die vorher erwähnten Mechanismen in den Gleitbändern gesteuert und erstreckt sich über ein oder zwei Körner. Im Stadium II verläuft der Riß in etwa senkrecht zur Hauptbelastungsrichtung.

Die Rißausbreitung stellt im LCF-Bereich den größten Teil der Bauteillebensdauer dar, wobei bei kleinen Dehnschwingbreiten Stadium I den größten Teil einnimmt. Bei höheren Dehnschwingbreiten dominiert Stadium II, ist die Belastung hoch genug, verschwindet Stadium I ganz.

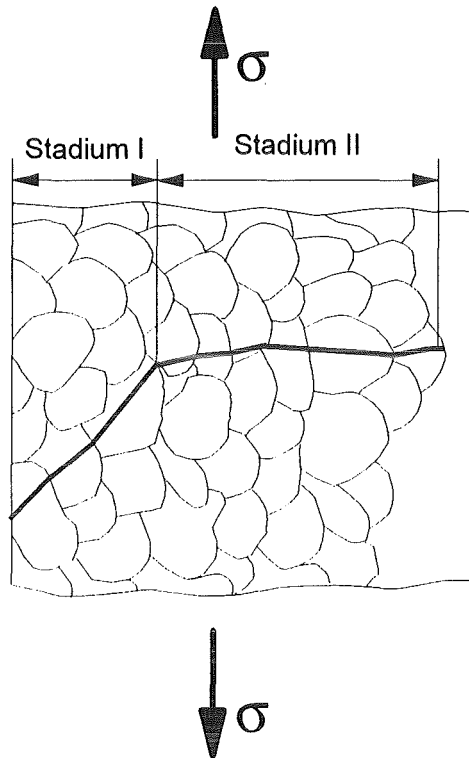


Abb. 10: Stadien der Rißausbreitung (schematisch)

2.4.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung

Die Bruchmechanik beschäftigt sich mit der Beschreibung der Rißausbreitung und umfat zwei große Teilgebiete. Zum einen die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM), mit der das Rißausbreitungsverhalten sich überwiegend elastisch verhaltender (sproder) Werkstoffe beschreibbar ist. Das zweite Teilgebiet nennt sich Fliebruchmechanik (FLBM); hiermit wird das Rißausbreitungsverhalten sich elastisch-plastisch verhaltender (duktiler) Werkstoffe beschrieben.

Die LEBM führt als charakteristische Größe den Spannungsintensitätsfaktor K ein, der das Spannungsfeld vor der Rißspitze beschreibt. Mit diesem Konzept läßt sich für unterschiedliche Werkstoffe eine individuelle kritische Größe K_C definieren, die als Kennwert für einsetzende instabile Rißausbreitung (Bruch) dient. Die Beziehung zwischen K und der anliegenden Spannung σ lautet:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot Y \quad (\text{Gl.14})$$

Hierbei ist a die aktuelle Rißlänge und Y eine die Bauteilgröße berücksichtigende Korrekturfunktion. Bei zyklischer Belastung gilt diese Beziehung für ΔK und $\Delta\sigma$, wobei für die Bestimmung von ΔK häufig nur der positive Bereich des Spannungsverlaufes berücksichtigt wird, da dieser zur Riverlngerung beiträgt. Als charakteristische Kennkurven wurden die da/dN - ΔK Kurven eingeführt, die den Rißfortschritt da/dN pro Lastwechsel über ΔK beschreiben.

Die Anwendbarkeit der LEBM wird begrenzt durch das globale Werkstoffverhalten und das Verhältnis zwischen der Rißlänge und der Größe der plastischen Zone vor der Rißspitze /15/, das heißt, der Riß muß eine bestimmte Mindestgröße besitzen. Ist die Anwendbarkeitsgrenze der LEBM überschritten, muß auf die Methoden der Fliebruchmechanik zurückgegriffen werden.

Die FLBM enthält mehrere Konzepte, mit denen eine Beschreibung der Rißausbreitung erfolgen kann. Am häufigsten werden das J-Integral-Verfahren und das COD-Verfahren (COD=„crack opening displacement“) angewandt. Auf diese Verfahren wird hier nicht näher eingegangen. An dieser Stelle wird vielmehr auf einige Literaturstellen verwiesen, in denen die ganzen Methoden der LEBM und FLBM ausführlich beschrieben sind, /15/, /41/, /42/, /43/, /44/, /45/, /46/.

2.4.3. Kleine Risse

Risse mit einer Länge a , die in der Größenordnung der Abmessungen der Mikrostruktur des Werkstoffs (Korngröße) liegen, werden als „kurze Risse“ bezeichnet. Abweichende Definitionen bezeichnen Risse als kurz, wenn die Länge im Bereich der lokalen Plastifizierung liegt, z.B. Risse innerhalb der plastischen Zone von Kerben, oder Risse deren Länge in etwa der Größe der eigenen plastischen Zone entspricht, oder aber geometrisch kurze Risse ($0.5 < a < 1.0\text{mm}$).

Den Zusammenhang zwischen der ertragbaren Spannungsamplitude und der Rißlänge zeigt das Kitagawa-Takahashi-Diagramm (Abbildung 11) /47/. Darin ist die ertragbare Spannungsamplitude über der Rißlänge aufgetragen. Die Grenzkurve setzt sich aus zwei Geraden zusammen. Die eine Gerade entspricht der Dauerfestigkeit ($\Delta\sigma=2\cdot\sigma_D$), die andere Gerade bildet die Grenzkurve für lange Risse, wobei angenommen wird, daß der Schwellwert ΔK_{th} , unterhalb dem lange Risse nicht mehr wachstumsfähig sind, von der Rißlänge unabhängig ist. Damit gilt für die Beziehung zwischen $\Delta\sigma$ und a :

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi \cdot a \cdot Y}} \quad (\text{Gl.15})$$

Für den Griffith-Riß in einer unendlich großen Platte ($Y=1$) ergibt sich in doppelt-logarithmischer Darstellung eine Gerade mit der Steigung -0.5. Miller /48/ unter-

scheidet den Bereich der kleinen Risse in mikrostrukturell kleine Risse ($a < a_1$) und physikalisch kleine Risse ($a_1 < a < a_2$).

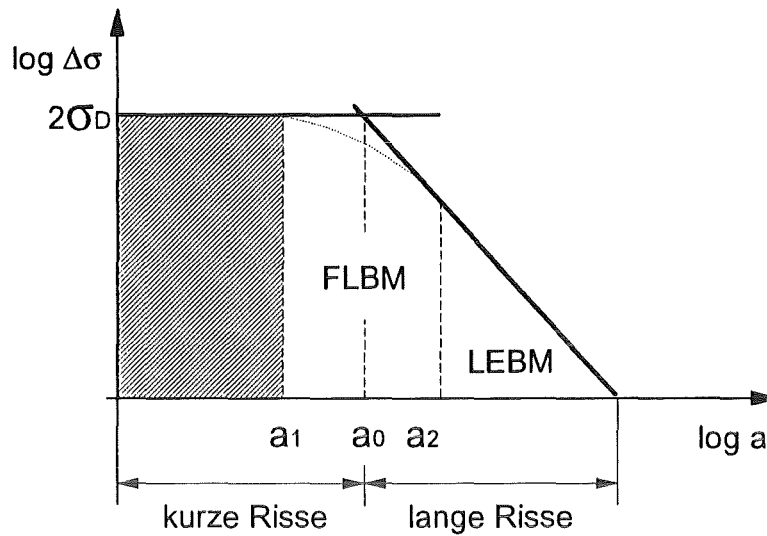


Abb. 11: Kitagawa-Takahashi-Diagramm

Wären beide Geraden an kurzen Rissen verifiziert worden, so gäbe es nach der Interpretation von EL Haddad /49/ eine Rißlänge a_0 , unterhalb der das Bauteil nicht mehr versagen würde. Der Übergang zwischen beiden Grenzgeraden ($a_1 < a < a_2$) folgt in der Realität der gestrichelten Linie. Risse in diesem Bereich zeigen höhere Rißgeschwindigkeiten und sind für ΔK -Werte unterhalb des Schwellwertes bereits wachstumsfähig. In diesem Übergangsbereich streut die Rißgeschwindigkeit stark, mikrostrukturelle Barrieren können auch zum Rißstop führen. Die Anwendung bruchmechanischer Konzepte führt beim Kurzrißwachstum oft zur Unterschätzung des Rißausbreitungsverhaltens. Abbildung 12 zeigt das Verhalten im Vergleich zur da/dN - ΔK Kurve für lange Risse

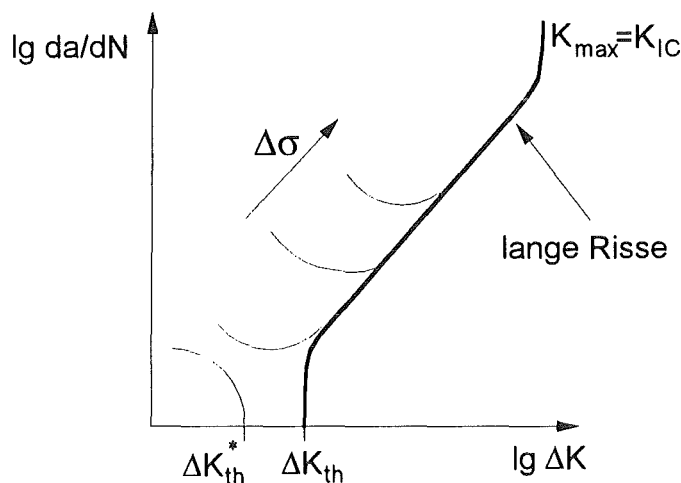


Abb. 12: Wachstumsverhalten kurzer Risse

2.4.4. Bruchflächenmerkmale

Es gibt zahlreiche makroskopische und mikroskopische Bruchflächenmerkmale, nach denen eine Beurteilung eines Ermüdungsbruches erfolgen kann. Zur Übersicht über eine große Bandbreite von Bruchflächenmerkmalen (auch aus Schadensfällen) sei hier wiederum auf einige Literaturstellen verwiesen /50/, /51/, /52/. Auf die wichtigsten mikroskopischen Merkmale soll im folgenden kurz eingegangen werden.

Das charakteristischste mikroskopische Bruchflächenmerkmal sind Schwingungstreifen. Sie entstehen entlang der Rißfront während eines Lastwechsels in Rißausbreitungsrichtung. Am deutlichsten sind sie bei Zugschwellbeanspruchung ausgebildet. Bei Wechselbelastung kommt es oft zur Glättung der Schwingungstreifen beim Berühren der Bruchflächenhälften. Die Ausbildung von Schwingungstreifen auf Ermüdungsbruchflächen ist nicht zwingend. Bei entsprechend hohen Belastungen treten auch andere Bruchflächenstrukturen auf. So bildet sich bei duktilen Werkstoffen oft eine Wabenstruktur aus, bei sprödem Materialverhalten entstehen Spaltflächen auf der Bruchfläche.

Weitere Phänomene sind die sogenannten „tyre tracks“ und die Bildung von Sekundärrissen. „Tyre tracks“ werden verursacht durch aus der Bruchfläche herausgelöste Teilchen, die beim Schließen des Risses in die Bruchfläche eingedrückt werden. Sekundärrisse entstehen entlang von Schwingungstreifen und breiten sich meist senkrecht zur makroskopischen Bruchfläche aus.

Ermüdungsrisse weisen in der Regel transkristallines Wachstum auf. In einigen Fällen kann auch interkristalline Rißausbreitung beobachtet werden, häufig jedoch in Verbindung mit korrosiven Medien.

3. Experimentelles

In diesem Kapitel werden Versuche beschrieben, die an unterschiedlichen Proben-geometrien desselben Werkstoffes durchgeführt werden. Dies sind isotherme mehrachsige und thermozyklische Versuche an Rohrproben, sowie einachsige isotherme Versuche an Rohrproben und an kleinen runden Voll- und Hohlproben.

3.1. Proben

3.1.1. Werkstoff und Halbzeug

Bei dem Probenwerkstoff handelt es sich um den austenitischen Chrom-Nickel Stahl X2CrNiMoN1712 mit der DIN-Bezeichnung 1.4909, bzw. AISI 316 L(N) (amerikanische Norm). Dieser Werkstoff steht in der Kernfusion als Strukturwerkstoff für die erste Wand eines Fusionsreaktors zur Diskussion.

Das Material mit der Chargennummer 028631/32 wurde von der Fa. Remystahl, Hagen erschmolzen und als Rohr- und Plattenmaterial angeliefert. Aus dem Rohrmaterial sind die Proben für die isothermen mehrachsigen Versuche sowie für die thermozyklischen Vergleichsversuche hergestellt. Das Plattenmaterial diente zur Fertigung von kleinen runden Vollproben, die für isotherme einachsige Vergleichsversuche verwendet wurden. Tabelle 1 zeigt die chemische Zusammensetzung.

chem. Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Co	Cu	Nb+Ta+Ti	B	N
Analyse-werte	0.026	0.037	1.69	0.01	0.003	17.34	2.41	12.35	0.029	0.048	0.025	0.0015	0.053
Vgl.-Werte /53/	0.015 -	≤ 0.05	1.6 -	≤ 0.035	≤ 0.02	17.0 -	2.3 -	12.0 -	≤ 0.25	≤ 0.5	-	≤ 0.002	0.06 -

Tabelle 1: chemische Zusammensetzung des Probenmaterials in Masse-%

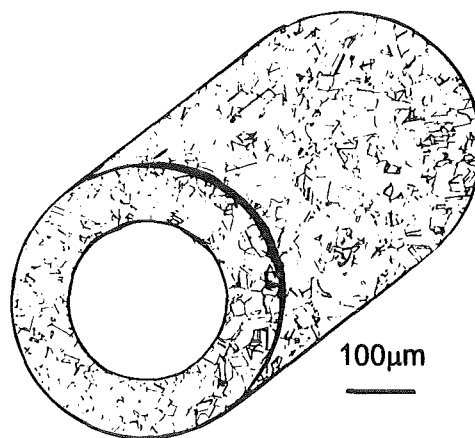


Abb. 13a: Gefüge des Rohrmaterials, Halbzeug: Rohr \varnothing 60x5mm, nahtlos warmgezogen

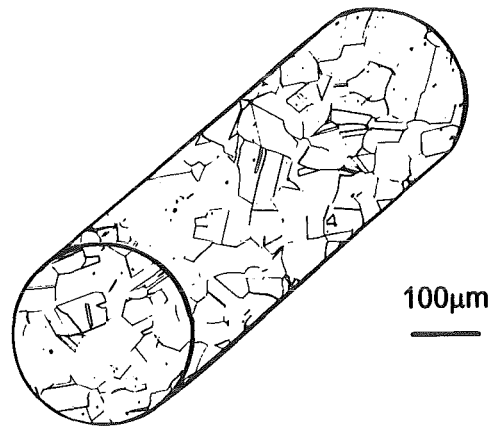


Abb. 13b: Gefüge des Rundmaterials, Halbzeug: Stangen, warmgewalzt \varnothing 22mm

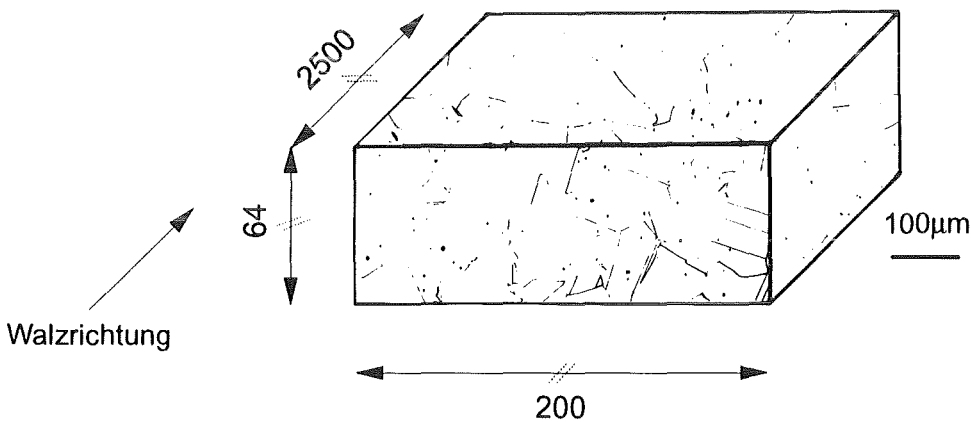


Abb. 13c: Gefüge des Plattenmaterials, Halbzeug: Platte, 64x200x2500mm

Gefügeuntersuchungen ergaben unterschiedliche Korngrößenverteilungen bei Rohr- und Plattenmaterial. Da das Werkstoffverhalten auch von der Korngröße beeinflusst wird, wurde eine Platte vom Hersteller zu Rundmaterial, ebenfalls zur Herstellung von runden Vollproben und Hohlproben, mit möglichst gleicher Korngröße wie bei den Rohren umgeformt. Die Korngröße des Rundmaterials war nach der Umarbeitung zwar kleiner als beim Plattenmaterial, dennoch konnte die Korngröße der Rohre, aus fertigungstechnischen Gründen, nicht ganz erreicht werden. Die Abbildungen 13a-c geben einen Überblick über die Gefügeverteilung der Halbzeuge. Der Gefügestand war lösungsgeglüht und in Wasser abgeschreckt. Der δ -Ferrit Anteil liegt bei etwa 1%.

Beim Rohr- und Rundmaterial ist die Probenentnahme durch die Halbzeuggeometrie vorgegeben. Beim Plattenmaterial erfolgte die Probenentnahme in Walzrichtung.

3.1.2. Werkstoffkennwerte

Zur Ermittlung der Kennwerte für den Zugversuch wurden einachsige Versuche an Vollproben (Plattenmaterial) bei Temperaturen von Raumtemperatur (RT) bis 450°C

durchgeführt. Für Rohr- und Rundmaterial wurden Werte für Raumtemperatur bestimmt. In Tabelle 2 sind diese Daten im Vergleich zu einer anderen Charge gleicher Spezifikation aufgelistet.

	RT	100	150	200	250	300	350	400	450	
E-Modul [GPa]	1) 180(l) 180(u)	-	-	-	-	-	-	-	-	
	2)	-	-	-	-	-	-	-	-	
	3)	185	168	158	147	143	144	149	126	129
	4)	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Rp_{0.2} [MPa]	1) 343(l)	-	-	-	-	-	-	-	-	
	2) 252	-	-	-	-	-	-	-	-	
	3) 203 250	176	147	128	135	136	120	129	127	
	4) 274	231	-	176	-	145	-	132	132	
Rm [MPa]	1) 630(l)	-	-	-	-	-	-	-	-	
	2) 570	-	-	-	-	-	-	-	-	
	3) 550	-	-	-	-	-	-	-	-	
	4) 577	499	-	450	-	430	-	432	429	

1): Rohrmaterial, (l)=Längsrichtung, (u)=Umfangsrichtung

2): Rundmaterial

3): Plattenmaterial

4): Messungen an 1.4909, Chg. Cr-M 11477 nach /54/

fettgedruckt: eigene Messungen, normal: Herstellerangaben

Tabelle 2: Materialeigenschaften des Werkstoffes 1.4909

3.1.3. Probengeometrien

3.1.3.1. Rohrproben für mehrachsige isotherme Versuche

Die Oberfläche des Rohrmaterials war im Anlieferungszustand sehr rau. Daher mußten die Oberflächen nachbearbeitet werden. Die Oberflächen wurden zunächst abgedreht, danach feingedreht, längs geschliffen und poliert. Abbildung 14 zeigt die Probengeometrie für die mehrachsigen Versuche. Die eingeschweißten Stopfen an den Probenschultern dienen zur Aufnahme in den Lastrahmen und zum Anbau von Druckbehälter und Druckleitungen. Zur Probenmitte hin verjüngt sich das Rohr, um ein Versagen an den Schweißnähten zu verhindern. Der Prüfbereich (L) in der Probenmitte ist zylindrisch. In der Probe befindet sich ein Verdrängungskörper zur Reduzierung des Volumens für das Innendruckmedium. Der untere Stopfen läßt sich zur Inspektion der Rohrrinnenwand herausschrauben.

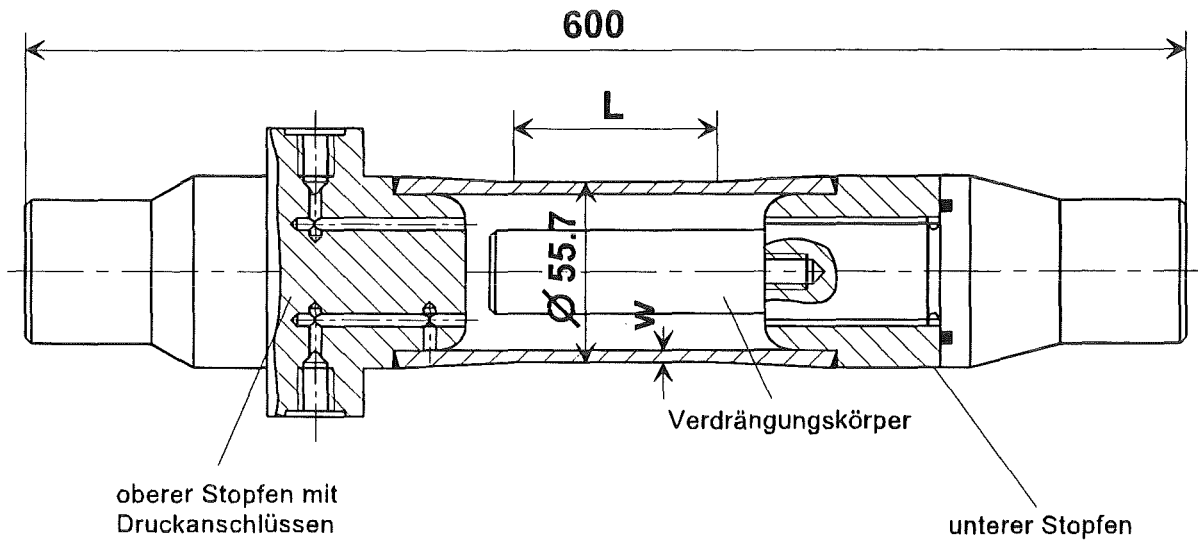


Abb. 14: Probe für isotherme mehrachsige Versuche

3.1.3.2. Rohrproben für thermozyklische Versuche

Die Probe für die thermozyklischen Versuche ist in Abb. 15 dargestellt. Hier entspricht die Prüflänge der beheizten Höhe L.

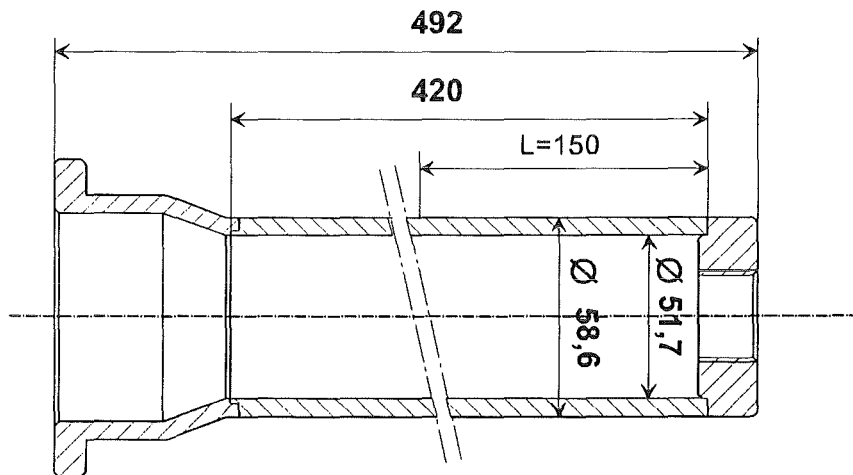


Abb. 15: Probe für thermozyklische Versuche

3.1.3.3. Proben für einachsige isotherme Versuche

Einachsige mechanische Vergleichsversuche wurden außer an Rohrproben (Abb. 16a), an runden Vollproben (Abb. 16b) und Hohlproben (Abb. 16c) durchgeführt. Die Prüflänge ist ebenfalls zylindrisch.

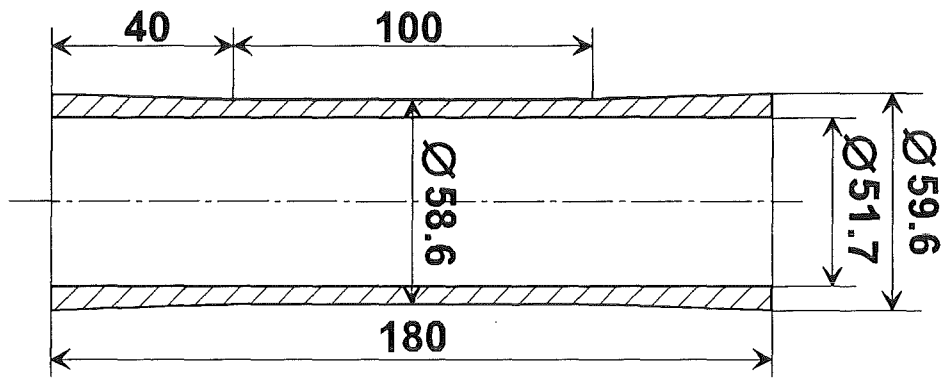


Abb. 16a: Rohrprobengeometrie

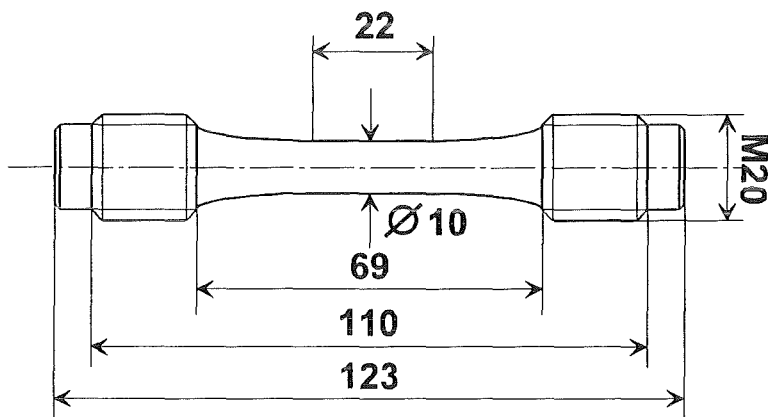


Abb. 16b: Vollprobe

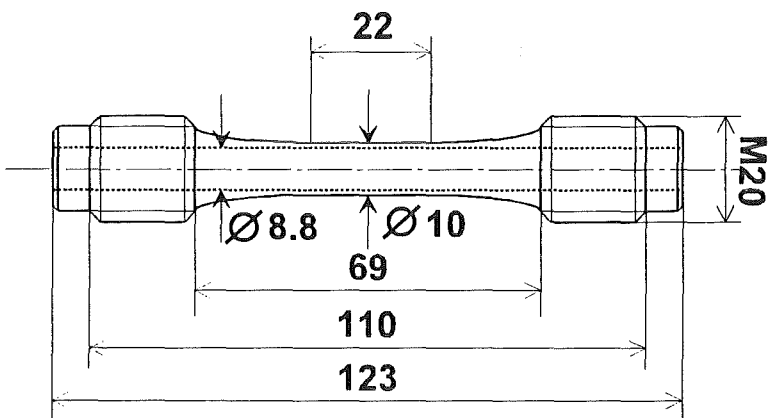


Abb. 16c: Hohlprobe

Bei allen Versuchen war die Oberfläche längs geschliffen und poliert, um Kerbwirkungen an den Drehriefen zu vermeiden.

3.2. Versuchsaufbauten und Durchführung der Vergleichsversuche

Neben den mehrachsigen isothermen Versuchen wurden einachsig isotherme und thermozyklische Versuche durchgeführt. Die Versuchsaufbauten dazu werden nun kurz beschrieben.

3.2.1. Einachsige isotherme Versuche

Bei den Experimenten handelt es sich ausschließlich um zyklische Dehnwechsellversuche, die alle auf servohydraulischen Prüfmaschinen der Firma Schenck /55/ gefahren wurden. Alle Versuche haben als Sollwertvorgabe einen dreiecksförmigen Dehnungsverlauf ohne Mitteldehnung ($\epsilon_m=0$). Die jeweiligen Dehnraten sind bei der Versuchsauswertung mit angegeben. Zur Messung der axialen Dehnung wurde ein mit einer Vollbrücke beschalteter Dehnungsaufnehmer (MTS, Typ 632C) verwendet, der, analog zu den mehrachsigen isothermen Versuchen, mit Federn an der Probe befestigt wurde. Die Steuerung der Versuche erfolgte ebenfalls über einen Prozessrechner. Abbildung 17 zeigt schematisch den Versuchsaufbau.

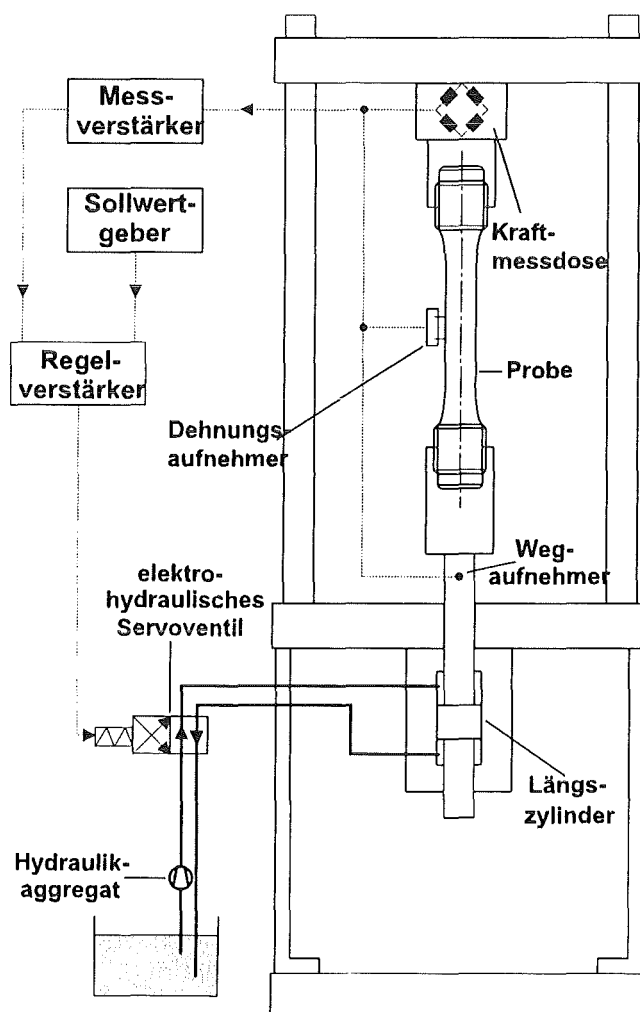


Abb. 17: Anlagenschema der einachsigen isothermen Versuche

Bei den isothermen mehrachsigen Versuchen dient vollentsalztes Wasser als Innendruckmedium. Ebenso wird es als Kühlmedium bei den thermozyklischen Versuchen eingesetzt. Aus diesem Grund wurde bei den Versuchen an Vollproben eine Serie im Wasserbad gefahren, um den Einfluß des Umgebungsmediums „vollentsalztes Wasser“, insbesondere auf Rißentstehung, Rißausbreitung und Lebensdauer abzuklären.

Das Rißwachstum wurde mit Hilfe eines Replica- Folienabdruckverfahrens verfolgt (vgl. Kap. 3.4.3.).

3.2.2. Thermozyklische Versuche

Für diese Versuche steht ein rechnergesteuerter Prüfstand zur Verfügung. Die Anlage wurde in ihrer ursprünglichen Version von Neumann /56/ aufgebaut. Erste Versuche an Rohren aus dem austenitischen Stahl 1.4436 wurden von ihm durchgeführt und ebenfalls in /56/ beschrieben.

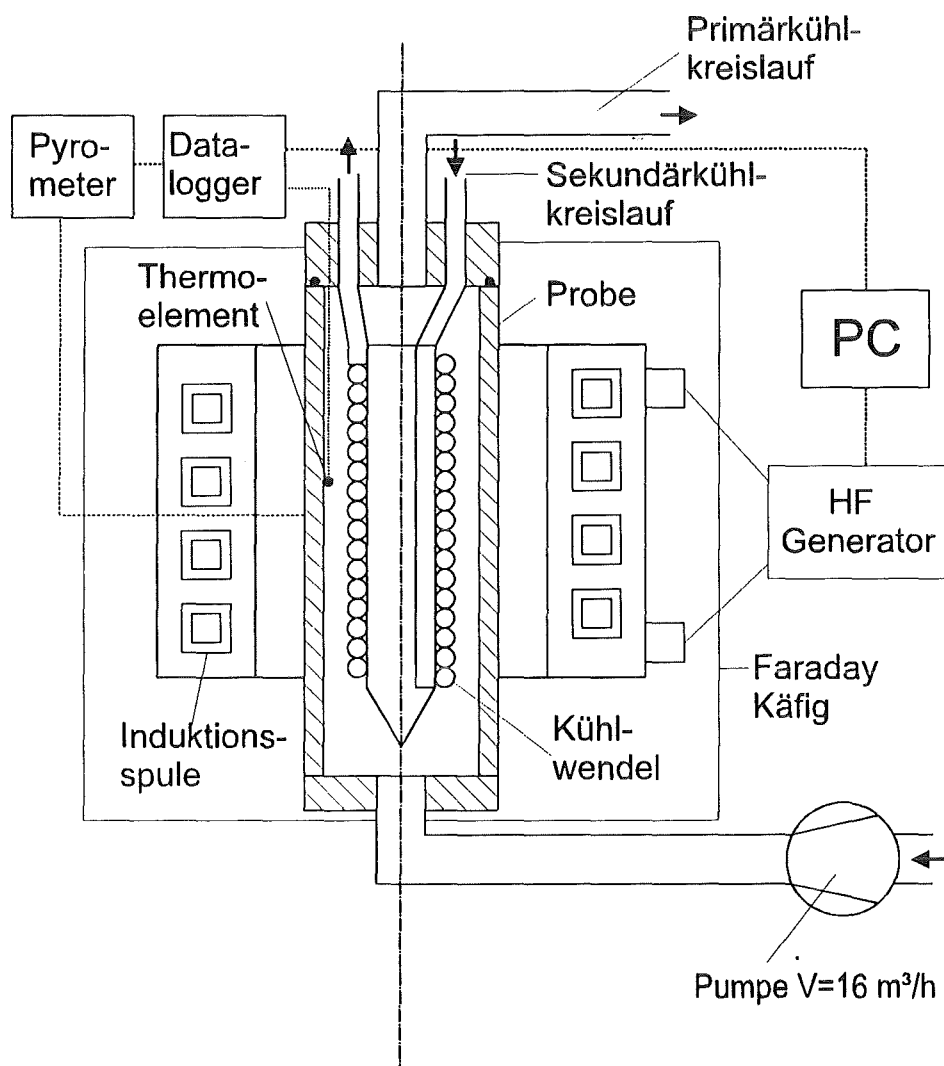


Abb. 18: Anlagenschema, thermozyklischer Versuchsstand

Zum Erreichen steilerer Temperaturgradienten und somit auch größerer Dehnschwingbreiten, was eine wesentliche Forderung für die durchzuführenden Experimente war (im Hinblick auf das Versagen im LCF-Bereich und in etwa gleicher Beanspruchungshöhe wie bei den isothermen Versuchen), mußte der Primärkühlkreislauf neu konzipiert werden. Mit der ursprünglichen Anlagenversion setzte bei Oberflächentemperaturen $>365^{\circ}\text{C}$ ein schlagartiges Verdampfen des Kühlwassers an der Innenwand (Blasensieden) ein. Die Anlage wurde entsprechend überarbeitet und umgebaut. Die Abänderungen sind in /57/ detailliert beschrieben und werden deshalb in dieser Arbeit nicht wiedergegeben. Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abb. 18 dargestellt.

Mit der modifizierten Anlage lassen sich nun bei zyklischer Heizung Temperaturen bis 450°C an der Probenoberfläche realisieren, während die Rohrwand auf unter 100°C gekühlt bleibt.

Dazu wird die Rohrprobe induktiv von außen zyklisch aufgeheizt, die Innenwand kontinuierlich über den Primärkreislauf mit vollentsalztem Wasser intensiv gekühlt. Als Eingabeparameter im Steuerprogramm können Heizdauer und Heizleistung variiert werden. Als Meßgrößen stehen die Temperaturen an Innen- und Außenwand zur Verfügung. Die Temperatur an der Außenwand wird über ein Teilstrahlungs-pyrometer gemessen. Die Messung der Innenwandtemperatur erfolgt über ein Thermoelement. Während die Außenwandtemperatur hinreichend genau bestimmt werden kann, sind zur Genauigkeit der Innenwandtemperatur einige Anmerkungen zu machen:

- Das Thermoelement berührt die Rohrwand und wird gleichzeitig vom Kühlmedium umspült. Die angezeigte Temperatur entspricht eher der Kühlmitteltemperatur als der tatsächlichen Oberflächentemperatur. Zur Abschätzung dieses Fehlers wurde die Thermoelementspitze zum Kühlmedium hin mit Kleber abgeschirmt. Die gemessene Temperatur liegt jetzt über der tatsächlichen Oberflächentemperatur, da nun an dieser Stelle der Wärmedurchgang zum Wasser hin gestört ist. Abbildung 19 zeigt diese beiden „Grenzfälle“ für eine Außenwandtemperatur von $T_{\text{max}}=450^{\circ}\text{C}$.
- Die tatsächliche Innenwandtemperatur liegt zwischen den beiden Grenzwertkurven.
- Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß während der Heizphase (3 Sekunden) das Magnetfeld der Induktionsspule die Thermoelementmessung beeinflusst, so daß eine zuverlässige Temperaturanzeige erst während der Abkühlphase möglich ist.
- Aus finite Elemente-Rechnungen ergab sich durch Anpassen der Wärmeübergangskoeffizienten an die experimentell ermittelten Daten, eine mittlere Innenwandtemperatur von ca. 80°C /58/. Die späteren Berechnungen wurden damit durchgeführt.

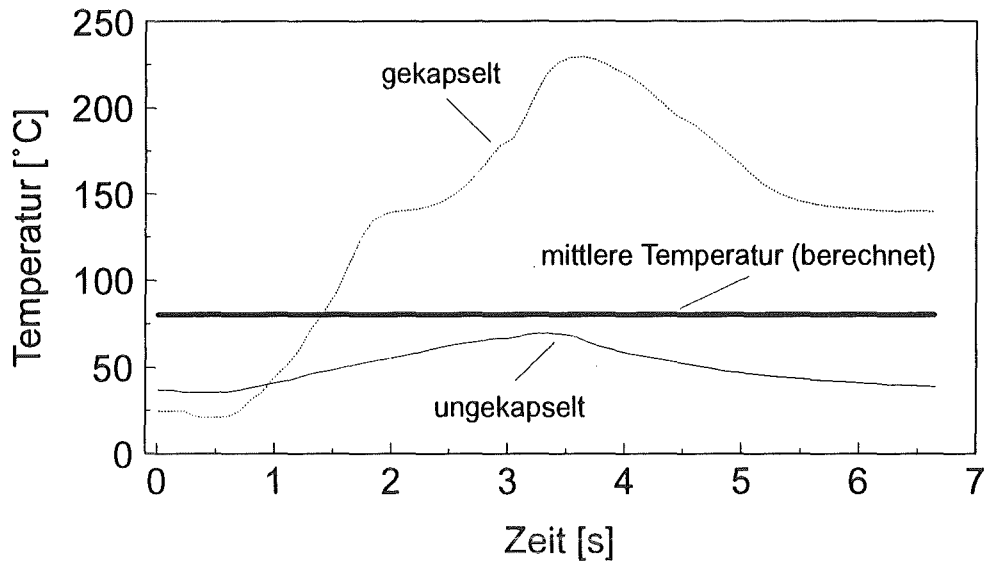


Abb. 19: obere und untere „Grenztemperatur“ an der Rohrwand

Ein Lastzyklus besteht aus einer Aufheiz- und einer Abkühlphase. Das Ende der Aufheizphase ist durch die Heizdauer vorgegeben. Die Aufheizphase beginnt nach einer Abkühlung der Probenoberfläche auf 80°C. Das bedeutet, daß die Dauer der Aufheizphase immer konstant ist. Die Abkühlphase hingegen ist abhängig von der Kühlmitteltemperatur des Primär- und Sekundärkühlkreislaufes. Dabei können Zyklusschwankungen von $\pm 1.5s$ auftreten. Die Dauer eines Zyklus' übersteigt jedoch 10s nicht, d.h., die minimale Versuchsfrequenz liegt bei 0.1 Hz. Abb. 20 zeigt einen typischen Temperatur-Zeit Zyklus.

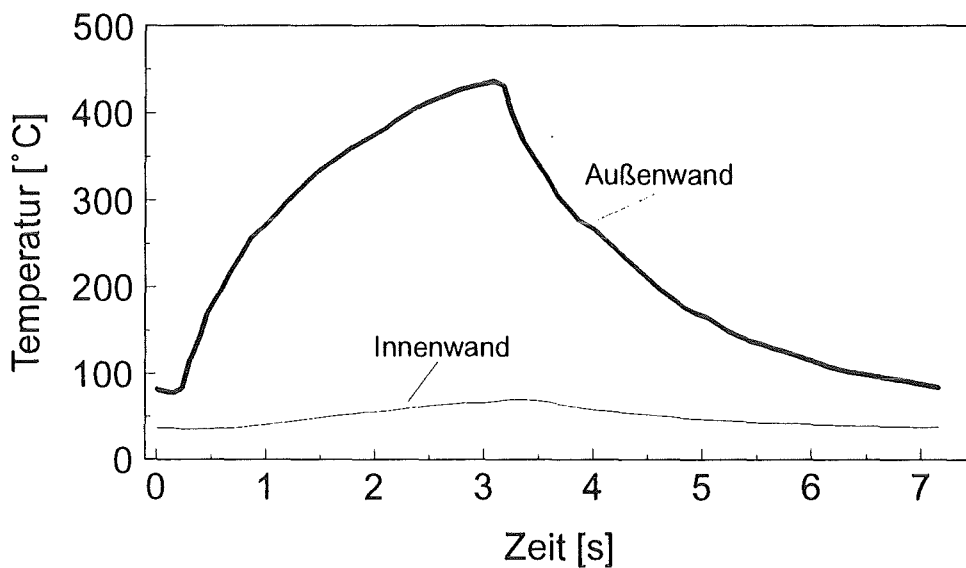


Abb. 20: Temperatur-Zeitverlauf bei thermozyklischer Belastung

Der Versuch wird nach festgelegten Zyklenzahlen angehalten, die Probe wird ausgebaut. Die Probenoberflächen werden mit den in Kap. 3.4.3. beschriebenen Verfahren optisch untersucht.

3.3. Versuchsaufbau der isothermen mehrachsigen Versuche

Die Grundüberlegung zum Versuchsaufbau war die Realisierung von Versuchen mit fester und lastabhängiger Richtung des Hauptachsensystems. In dieser Arbeit wurden Versuche mit festem Hauptachsensystem durchgeführt, es sind aber auch Torsionsversuche mit lastabhängiger Hauptachsenrichtung möglich.

3.3.1. Beschreibung des Versuchsaufbaus

Die mehrachsige Beanspruchung der Probe setzt sich zusammen aus einer Zug/Druck Wechselbelastung in axialer Richtung und einer zyklischen Umfangsbelastung, die durch geregelten Innen- und Außendruck erzeugt wird. Zum Aufbringen dieser Belastung werden mehrere Einzelkomponenten benötigt.

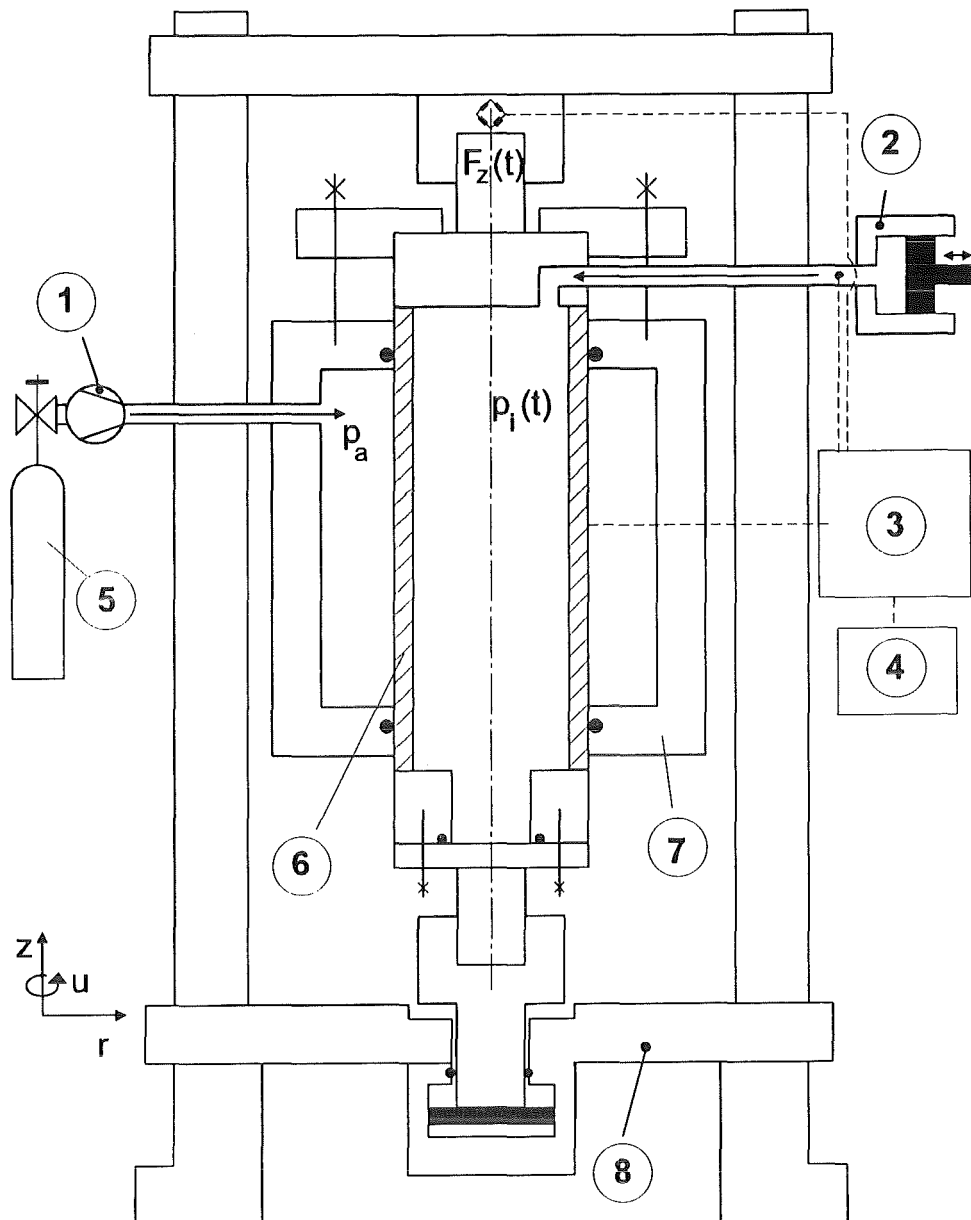
Die axiale Belastung wird über eine servohydraulische Prüfmaschine (Schenck /55/) aufgebracht. Mit dieser Maschine können axiale Kräfte von ± 400 kN erzeugt werden. Zusätzlich sind mit dieser Maschine Torsionsbelastungen von ± 2 kNm möglich.

Der Außendruck wird an der Probe über einen Druckbehälter aufgegeben, der am oberen Probenstopfen befestigt ist und den versuchsrelevanten Teil der Probe umgibt. Das Außendruckmedium ist Stickstoff. Der Stickstoff kommt aus einer handelsüblichen Druckflasche und wird mit einem Hochdruckkompressor (Hersteller: Aminco /59/) auf den erforderlichen konstanten Druck im Druckbehälter geregelt nachverdichtet. Mit dem Kompressor können Drücke bis 500 bar erzeugt werden.

Verantwortlich für die Realisierung der zyklischen Umfangslast ist der Innendruck in der Probe. Dieser wird über einen servohydraulischen Druckübersetzer (Schenck /55/) erzeugt. Als Innendruckmedium wurde, analog zum Kühlmedium der thermozyklischen Vergleichsversuche, vollentsalztes Wasser gewählt.

Mit den beiden servohydraulischen Maschinen sind Versuche in Kraft- (Druck-), Weg- und Dehnungsregelung durchführbar. Die Sollwertvorgabe an die Regelkreise erfolgt über einen Prozessrechner /55/, mit dem auch die Steuerprogramme beider Maschinen synchronisiert werden. Somit lassen sich definierte Phasenverschiebungen und Lastverhältnisse λ beider Belastungsrichtungen zueinander einstellen.

Abbildung 21 gibt einen schematischen Überblick über den Versuchsaufbau.



1. Stickstoffkompressor (Aminco, max. 500bar)
2. Servohydraulischer Druckübersetzer (1-600bar)
3. Meßdatenerfassung ($\epsilon_{u,1}, \dots, \epsilon_{u,6}$; ϵ_z ; $p_a(t)$; $p_i(t)$; $F_z(t)$)
4. PC
5. Stickstoff-Flasche (200bar)
6. Probe
7. Druckbehälter
8. Servohydraulische Prüfmaschine ($\pm 400\text{kN}$, $\pm 2\text{kNm}$)

Abb. 21: Anlagenschema für isotherme mehrachsige Versuche

Der Druckbehälter für den Außendruck wurde speziell für diesen Versuchsaufbau entwickelt. Er besteht aus drei Teilen und einem Haltering (s. Abb. 23, linkes Bild). Im oberen Teil befinden sich die Zu- und Abableitung für das Außendruckmedium. Über dieses Teil wird der Druckbehälter mit dem Haltering an der Probenschulter befestigt. Im mittleren Teil befinden sich die Meßaufnehmer für die Umfangsdeh-

nungsmessung, bestehend aus sechs Wegsensoren, die in das Behältermittelstück eingeschraubt sind. An der Außenwand sind druckfeste Durchgangsschraubungen montiert, die eine Durchführung der Aufnahmeerkabel aus dem Behälter erlauben. Ferner ist das Mittelstück mit einem Deckel versehen, der zur Montage des Axialdehnungsaufnehmers dient und die Probenoberfläche für optische Untersuchungen zugänglich macht. Der untere Teil beinhaltet eine bewegliche Abdichtung, die den Druckbehälter am unteren Stopfen der Probe gegen die Umgebung hin abdichtet. Als Dichtung wurde eine bewegliche Step Seal-Dichtung /60/ mit einem Teflonstützring gewählt, die Relativbewegungen der Probe gegenüber dem Behälter zuläßt. Der Dichtring ist so ausgebildet, daß bei Erhöhung des Druckes p_a im Behälter die Dichtlippen immer mehr an die Kontaktflächen (Probenstopfen und Behälterinnenwand) gedrückt werden. Dies macht es notwendig abzuklären, inwieweit die so erzeugte Reibkraft die axiale Kraft im Versuch beeinflusst.

3.3.2. Reibungseinfluß der Dichtung auf die Längskraft

Der im vorangehenden Abschnitt erwähnte Reibungseinfluß wurde experimentell untersucht. Dazu wurde der Außendruck an der Probe in 50bar Schritten, ausgehend vom Umgebungsdruck bis maximal 200bar, aufgebracht. Zur Vermeidung von plötzlichem instabilen Versagen der Probe wurde der Innendruck immer auf den Wert des Außendruckes nachgeführt ($p_a=p_i=p$). Bei jedem Druckniveau wurde die Probe in axialer Richtung dehnungsgesteuert zyklisiert. Die Dehnschwingbreite lag mit $\Delta \epsilon_{tot} = 0.16\%$ im elastischen Bereich (die Stabilität der Meßaufnehmer bei sich ändernden Drücken wird hier vorausgesetzt. In Kap. 3.3.4. wird sie aber noch genauer untersucht).

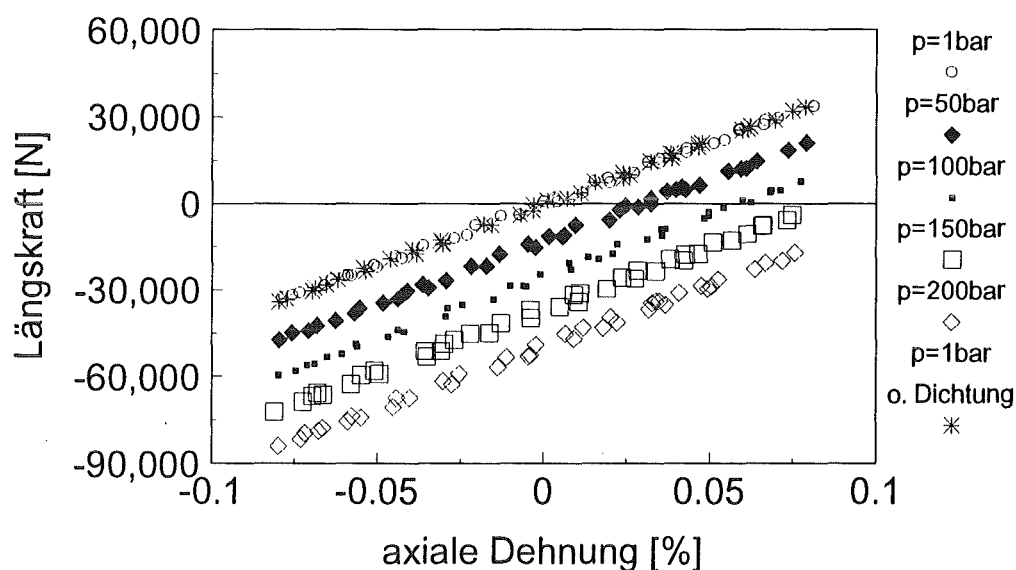


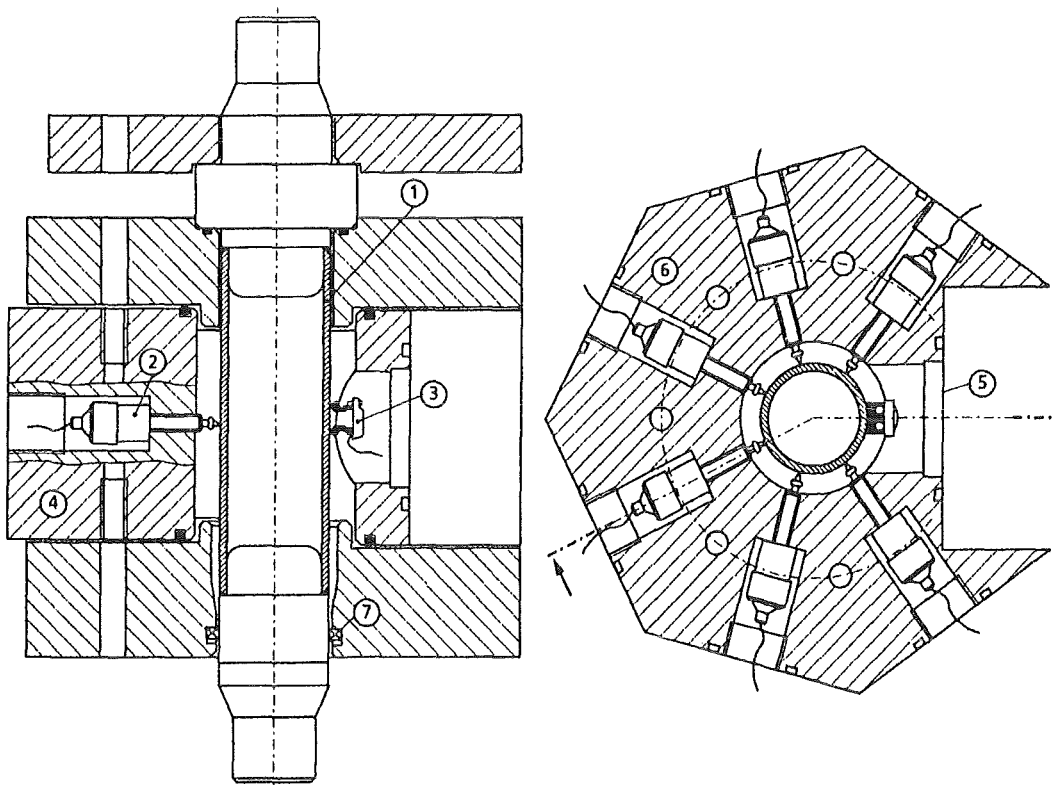
Abb 22: Kraft Dehnungskurven bei unterschiedlichen Drücken

Ist der Einfluß der Reibung auf die Längskraft groß, müssen sich im Kraft-Dehnungsschrieb die Steigungen der Hooke'schen Geraden merklich ändern.

In einem weiteren Schritt wurde die Probe mit ausgebauter Dichtung zyklisiert, um das Verhalten ohne Reibungseinfluß zu testen. In Abbildung 22 sind die Kraft-Dehnungsverläufe dargestellt. Betrachtet man das Diagramm, fällt zunächst eine Parallelverschiebung der Kurven in Richtung der Längskraft auf. Diese parallele Verschiebung der Kurven ergibt sich durch die axialen Anteile von Innen- und Außendruck auf Probe und Probenschulter. Dieser Effekt wird in den späteren Experimenten kompensiert. Die Steigung der Kurven zeigt jedoch keine nennenswerte Änderung. Der Reibungseinfluß der Dichtung auf die Längskraft kann daher vernachlässigt werden.

3.3.3. Dehnungsmessung

Die Messung der Dehnungen stellt einen wichtigen Punkt in der Versuchstechnik dar. Deshalb soll hier näher darauf eingegangen werden.



1. Probe
2. Umfangsdehnungsaufnehmer
3. Axialdehnungsaufnehmer
4. Druckbehälter (Mittelstück mit Meßmimik)
5. Öffnung zur Montage des Axialdehnungsaufnehmers und zur Probeninspektion
6. Schnitt durch Druckbehältermittelstück senkrecht zur Probenachse
7. Abdichtung am unteren Probenstopfen, läßt Bewegungen der Probe in Längsrichtung zu

Abb. 23: Schnitt durch den Druckbehälter mit den eingebauten Aufnehmern

Die axiale Dehnung wird mit einem kommerziellen Dehnungsaufnehmer (Modell: Sandner, Typ: DSA 15/10H) gemessen, der mit Federn an der Probe befestigt wird. Die Umfangsdehnung erfolgt über DC/DC- Wegaufnehmer (Modell: Trans-Tek, Typ 350-300).

In den meisten Arbeiten, in denen ähnliche Versuche beschrieben werden, wird die Umfangsdehnung aus dem Mittelwert zweier gegenüberliegender Wegaufnehmer berechnet, mit der Annahme, daß die Rohrprobe exakt rund bleibt. Dies hat den Nachteil, daß schon bei geringer nicht symmetrischer Verformung des Rohres große Meßfehler bei der Umfangsdehnungsbestimmung auftreten, da lokale Abweichungen der Dehnungen nicht erfaßt werden können (zahlenmäßige Auswertung dazu in Kap. 4.1.). Je mehr Aufnehmer am Umfang positioniert werden, desto exakter kann die Umfangsdehnungsverteilung ermittelt werden. In diesem Versuchsaufbau konnten aus konstruktiven Gründen nicht mehr als sechs Wegaufnehmer am Umfang positioniert werden.

Abbildung 23 zeigt einen Schnitt durch den Druckbehälter, aus dem die Anordnung der Aufnehmer in der Meßebebene ersichtlich ist.

Jedes Aufnehmersignal wird über einen separaten Meßverstärker erfaßt. Bei Versuchen in Dehnungsregelung dient der in einem Additionsverstärker erzeugte arithmetische Mittelwert aus allen sechs Meßsignalen als Regelgröße. Der Mittelwert wird, unter der Annahme eines ideal runden Rohres bekannten Durchmessers, in eine Umfangsdehnung umgerechnet. Dies ergibt einen mittleren Dehnungsmeßwert, der sich von den Ergebnissen mit einzelnen Aufnehmermeßwerten stark unterscheiden kann (vgl. Kap. 3.5.4.).

3.3.4. Stabilität der Dehnungsaufnehmer bei sich änderndem Außendruck

Da sich alle Dehnungsaufnehmer im Druckbehälter um die Probe befinden, müssen die Aufnehmer zunächst hinsichtlich ihrer Stabilität bei sich ändernden Drücken überprüft werden. Dazu wurde im ersten Schritt ein Kalibrierring mit den äußeren Abmessungen der Probe gefertigt und zwischen den Aufnehmerspitzen in den Druckbehälter eingebracht. Danach wurden, ausgehend vom Umgebungsdruck $p \approx 1\text{bar}$, der Behälterdruck in Schritten von 50bar erhöht und die Meßwerte der Aufnehmer bei jedem Druckniveau erfaßt.

Im Diagramm in Abb. 24 sind die Ergebnisse dargestellt. Aufgetragen sind die dem jeweiligen Meßwert entsprechenden Dehnungen über den einzelnen Druckniveaus. Die nicht verbundenen Symbole repräsentieren die Werte der Aufnehmer 1 bis 6, die durchgezogene Kurve den arithmetischen Mittelwert daraus (negative Dehnungswerte im Diagramm). Der Aufnehmer für die axiale Dehnung wurde mechanisch arretiert und ebenfalls in den Druckbehälter mit eingebracht. Seine Beeinflussung durch den Behälterdruck ist vernachlässigbar klein (vgl. Abb. 24). Die Änderung der Umfangs-

dehnung hat ihre Ursache in erster Linie in der elastischen Aufweitung des Druckbehälters, der eine Abnahme der Umfangsdehnung suggeriert.

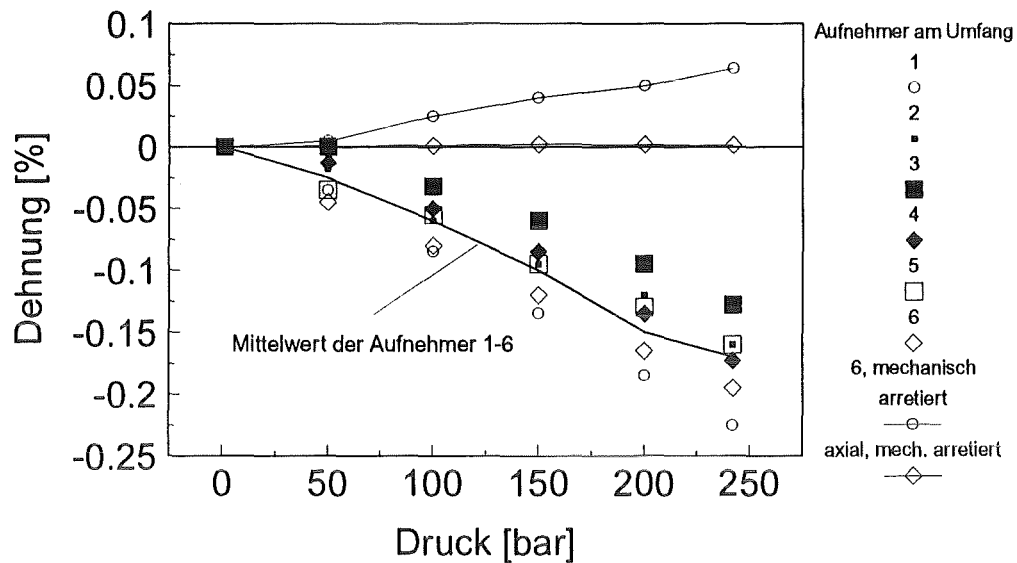


Abb. 24: Änderung der Meßwerte bei verschiedenen Druckniveaus

Um diesen Einfluß zu umgehen, wurden in einem weiteren Versuch die einzelnen Aufnehmer ebenfalls mechanisch arretiert. Die Vorrichtung dazu ist in Abb. 25 abgebildet. Das Resultat aus diesem Versuch war eine wesentlich geringere Abweichung der Meßwerte (Abb. 24, oberste Kurve). Diese verbleibende Abweichung resultiert einmal aus Verschiebungen zwischen Arretiervorrichtung, Aufnehmer und Druckbehälter, zum anderen ist ein Einfluß des Druckes auf den Aufnehmernullpunkt nicht ganz auszuschließen. Da der Einfluß des Druckbehälter-Druckes auf die Wegmessung aber recht klein ist und die späteren Versuche mit nahezu konstantem Behälter-Druck gefahren werden, ist deshalb mit sehr geringen Meßfehlern zu rechnen. Die Meßgenauigkeit der Aufnehmer liegt somit im Bereich der vom Aufnehmerhersteller angegebenen Daten.

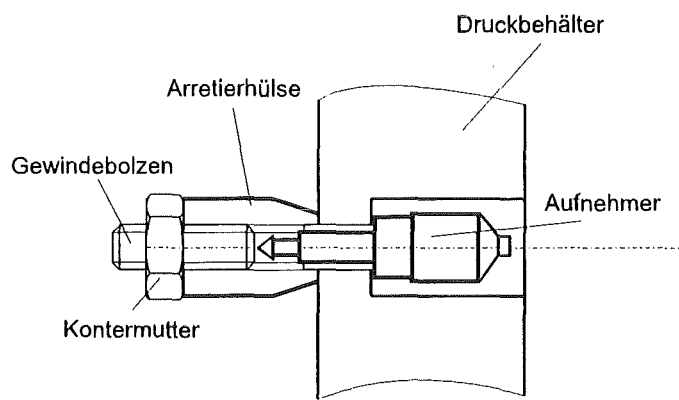


Abb. 25: Arretiervorrichtung für die Umfangsdehnungsaufnehmer

3.4. Durchführung der isothermen mehrachsigen Versuche

3.4.1. Hochfahren der Anlage

Bei der Umfangsbelastung ist der Innendruck zyklisch, der Außendruck konstant. Das bedeutet, daß bei Dehnwechselfersuchen die Anlage vor Versuchsbeginn auf ein bestimmtes Druckniveau hochgefahren werden muß, damit durch den Außendruck auch negative Dehnungen (Stauchungen) realisiert werden können. Das Hochfahren auf dieses Druckniveau bedingt die Kopplung von Innendruck, Außendruck und Axialkraft, damit keine Deformation der Probe vor dem Versuchsbeginn stattfindet.

Die eingebaute Probe befindet sich nach Befüllung und Entlüftung der Innendruckseite in lastfreiem Zustand, $F_z = \varepsilon_z = \varepsilon_u = 0$, $p_a = p_i = p_u = \text{Umgebungsdruck}$ (momentane Regelungsarten der Maschinen sind Kraft- bzw. Druckregelung).

Nun wird der Außendruck an der Probe aufgegeben. Dabei wird das Meßsignal des Außendruckaufnehmers als Sollwert auf den Druckkanal des Innendruckzylinders geführt. Somit steigen Innen- und Außendruck gleichmäßig an.

Durch den steigenden Druck, der auch auf die Rohrstopfen wirkt (vgl. Abb. 27), will sich im Rohr eine Zugspannung aufbauen, die nun durch eine extern aufgebrachte Druckspannung kompensiert werden muß. Dazu wird der Meßwert des Innendruckensors als Sollwertsignal für die Axialkraft vorgegeben. Die jeweiligen Eingangssignale sind so verstärkt, daß die Probe während des Hochfahrens spannungsfrei bleibt. Bei diesen Versuchen bleiben Innen- und Außendruck gleich groß, d.h., $\sigma_r(t) = \sigma_u(t) = 0$ ist erfüllt (Theorie dazu in Kap. 3.5.1.). Die Bedingung $\sigma_z(t) = 0$ ist mit der Abhängigkeit der Axialkraft von Innen- und Außendruck erfüllt.

Bei Erreichen des Außendruckendwertes ($p_a = 207.5 \text{ bar}$) werden die Maschinen, abhängig vom jeweiligen Belastungspfad, in die für den Versuch erforderliche Regelungsart umgeschaltet. Die Anlage ist nun bereit zum Starten des Versuches.

3.4.2. Belastungspfade

Alle Versuche sind in der jeweils interessierenden Belastungsrichtung dehnungsregelt. Der vorgegebene Sollwert besteht aus einem dreiecksförmigen Dehnungsverlauf ohne Mitteldehnung. Die Frequenz beträgt 0.1 Hz. Das Dehnungsverhältnis λ bezeichnet hier das Verhältnis zwischen Umfangs- und Längsdehnung, $\lambda = \varepsilon_u / \varepsilon_z$.

3.4.2.1. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längsrichtung: einachsig, axial $\lambda = 0$

Diese Versuche sind ähnlich zu den einachsigen isothermen Vergleichsversuchen. Während die Vergleichsversuche unter Umgebungsbedingungen durchgeführt wurden ($p_a = p_i = p_u$), gilt hier $p_a = p_i = 207.5 \text{ bar}$.

Regelungsarten: axial: ϵ -Regelung
umfang: P-Regelung

3.4.2.2. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Umfangsrichtung: einachsig, umfang $\lambda = \infty$

Bei diesen Versuchen wird eine reine Umfangsbelastung aufgebracht. Um dies versuchstechnisch zu realisieren, muß der, durch den Innendruck erzeugte, zyklische axiale Lastanteil auf die Probe kompensiert werden. Dazu wird das Meßsignal des zyklischen Innendruckes, wiederum unter Berücksichtigung von Gleichung 16a, als Sollwertsignal so auf den Kraftkanal geführt, daß die Probe in axialer Richtung zu jeder Zeit spannungsfrei bleibt.

Regelungsarten: axial: F-Regelung
umfang: ϵ -Regelung

3.4.2.3. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längs- und Umfangsrichtung: äquibiaxial, $\lambda = 1$

Hier dienen als Sollwerte Dehnungssignale in Längs- und Umfangsrichtung, die in Betrag und Vorzeichen gleich sind.

Regelungsarten: axial: ϵ -Regelung
umfang: ϵ -Regelung

3.4.2.4. Versuche mit Dehnungsvorgabe in Längs- und Umfangsrichtung: biaxial, $\lambda = -1$

Die Sollwertvorgaben sind betragsmäßig gleich, die Vorzeichen sind entgegengesetzt. Diese Belastung entspricht einer reinen Torsionsbelastung, jedoch mit festen Hauptachsen.

Regelungsarten: axial: ϵ -Regelung
umfang: ϵ -Regelung

3.4.3. Anhalten des Versuches - Inspektionsintervall

Zur Untersuchung von Rißbildung und Rißausbreitung werden zunächst die Steuerprogramme angehalten. Alle Meßwerte werden notiert, um nach erneutem Einbau der Probe wieder vom gleichen Zustand aus starten zu können. Danach wird die Anlage durch Ablassen des Außendruckes, in umgekehrter Reihenfolge wie beim Hochfahren, auf Umgebungsbedingungen gebracht, die Probe kann ausgebaut werden.

Die Probenoberflächen werden nun innen und außen optisch untersucht. An der Probenaußenwand wird eine Replica-Technik /61/ angewendet. Dazu wird eine 30 μm dicke Acetatfolie auf die mit Aceton befeuchtete Rohroberfläche aufgelegt. Nach

einer Trockenzeit von ca. 15 min wird die Folie wieder abgezogen und zwischen zwei Objektträgern konserviert. Durch das Anlösen der Folie mit Aceton bildet sich die Oberflächentopographie der Probe auf die Folie ab. Die so erhaltenen Replicas lassen sich gut unter dem Mikroskop auswerten. Die Methode hat gegenüber der direkten Untersuchung der Oberfläche den Vorteil, daß die Untersuchung vom letzten Inspektionsintervall aus rückwärts erfolgen kann, und somit die Unterscheidung zwischen Rissen und anderen Fehlern an der Oberfläche bei niederen Zyklenzahlen erleichtert wird.

Die Innenseite der Probe wird endoskopisch untersucht (der Meßaufbau ist in Abb. 26 dargestellt). Das Mikroskop zur Untersuchung der Folienabdrücke und das Endoskop für die Inspektion der Rohrwand sind an eine Videokamera angeschlossen. Die erhaltenen Bilder lassen sich direkt am Monitor über ein dazwischengeschaltetes Videomeßgerät auswerten. Sie können aber auch über eine Videokarte in einen PC eingelesen werden. Dort erfolgt die Erfassung der Risse (Lage, Länge, Orientierung) über ein Bildverarbeitungssystem (Quantimet 500 der Firma Leica /62/).

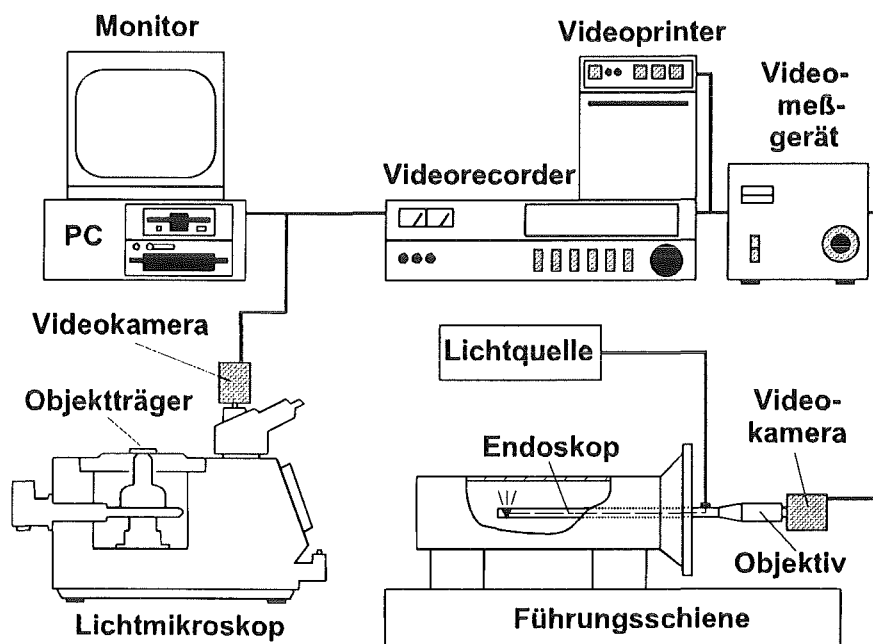


Abb. 26: Rißvermessung (schematisch)

Mit dem Endoskop lassen sich Risse ab einer Länge von etwa 50 µm, mit der Replica-Methode Risse ab ca. 15 µm erkennen.

3.4.4. Probenversagen - Abschalten der Anlage

Das Versagen der Probe tritt ein, wenn ein Riß durch die Rohrwand gewachsen ist. Dann strömt das Innendruckmedium aus dem Probeninnern in den Außendruckbehälter. Durch diese Leckage verschiebt sich der Arbeitsbereich des Kolbens im In-

nendruckzylinder. Dabei wird ein gesetzter Weggrenzwert überschritten, der beide servohydraulischen Maschinen abschaltet. Zusätzlich werden durch das Abschalten der Innendruckanlage zwei Magnetventile betätigt. Das erste schließt die Versorgungsleitung für den Außendruck zwischen Kompressor und Druckbehälter. Das zweite Ventil öffnet eine Abableitung am Druckbehälter, so daß das Außendruckmedium sofort abgeblasen werden kann und damit das Kollabieren der Probe unter Außendruck verhindert wird.

3.5. Bestimmung der elastischen und plastischen Dehnungsanteile mit Hilfe der elastischen Spannungsverteilung im Rohr (isotherme mehrachsige Versuche)

Bei der Auswertung ähnlicher Versuche wird oft geprüft, ob das Verhältnis des Rohrproben-Außendurchmessers d_a zum Innendurchmesser d_i kleiner als 1.2 ist ($d_a/d_i < 1.2$). Ist diese Bedingung erfüllt, wird angenommen, daß die Theorie des dünnwandigen Rohres gültig ist und deshalb Spannungen und Dehnungen ausreichend homogen verteilt sind /63/.

Für die hier vorliegende Probengeometrie ist $d_a/d_i = 1.037$. Da im vorliegenden Fall die Verformungen bis in den plastischen Bereich reichen und, neben der Spannungsverteilung auch die Dehnungsverteilung von Interesse ist, soll im folgenden trotzdem geprüft werden, ob die einfache Theorie des dünnwandigen Rohres zulässig ist.

Zur Bestimmung der Spannungs- Dehnungsverteilung stehen als Meßgrößen die Axialkraft $F_z(t)$, der Innendruck $p_i(t)$ und der Außendruck $p_a(t)$, sowie die radiale Verschiebung an der Außenwand und die Axialdehnung $\epsilon_z(t)$ zur Verfügung. Unter der Annahme eines rund bleibenden Rohres kann daraus die Umfangsdehnung an der Außenwand berechnet werden.

3.5.1. Dickwandiges Rohr

3.5.1.1. Spannungen im elastisch verformten Rohr

In /64/ sind die Gleichungen für die elastische Spannungsverteilung über die Rohrwand angegeben (unter der Annahme konstanter Spannung σ_z über die Rohrwand). Unter Berücksichtigung der Axialkraft (Abb. 27) ergibt sich die in den Gleichungen 16a-c angegebene Spannungsverteilung.

$$\sigma_z(t) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left[\frac{F_z(t)}{\pi} + r_i^2 \cdot p_i(t) + (r_s^2 - r_a^2) \cdot p_a(t) \right] \quad (\text{Gl.16a})$$

$$\sigma_u(t,r) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left[\left[1 + \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right] \cdot r_i^2 \cdot p_i(t) - \left[1 + \left(\frac{r_i}{r} \right)^2 \right] \cdot r_a^2 \cdot p_a(t) \right] \quad (\text{Gl. 16b})$$

$$\sigma_r(t,r) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left[\left[1 - \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \right] \cdot r_i^2 \cdot p_i(t) - \left[1 - \left(\frac{r_i}{r} \right)^2 \right] \cdot r_a^2 \cdot p_a(t) \right] \quad (\text{Gl. 16c})$$

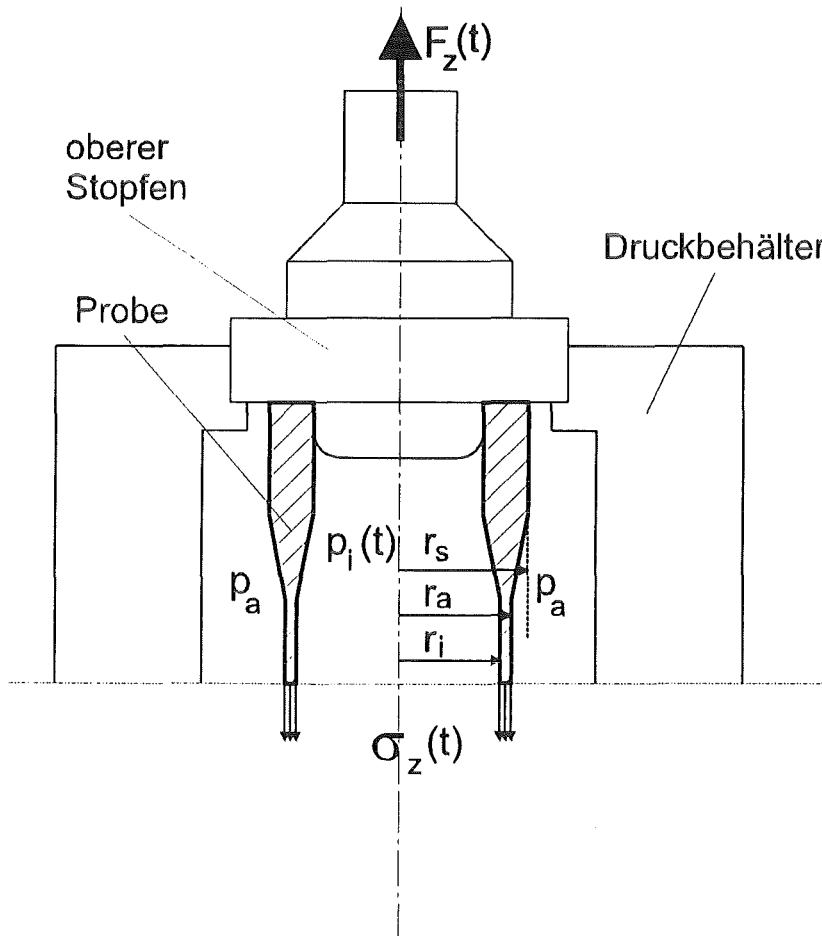


Abb. 27: Kräftegleichgewicht für $\sigma_z(t)$, r_a =Außenradius, r_i =Innenradius, r_s =Radius der beweglichen Abdichtung am unteren Stopfen

Da elastisches Materialverhalten angenommen wird, gelten die Gleichungen 16a-c auch für Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$. In Abb. 28 sind für die verwendete Probengeometrie die axialen, Umfangs- und radialen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_z$, $\Delta\sigma_u$, $\Delta\sigma_r$ aufgetragen, bezogen auf den an der Rohrwand herrschenden Maximalwert der jeweiligen Komponente.

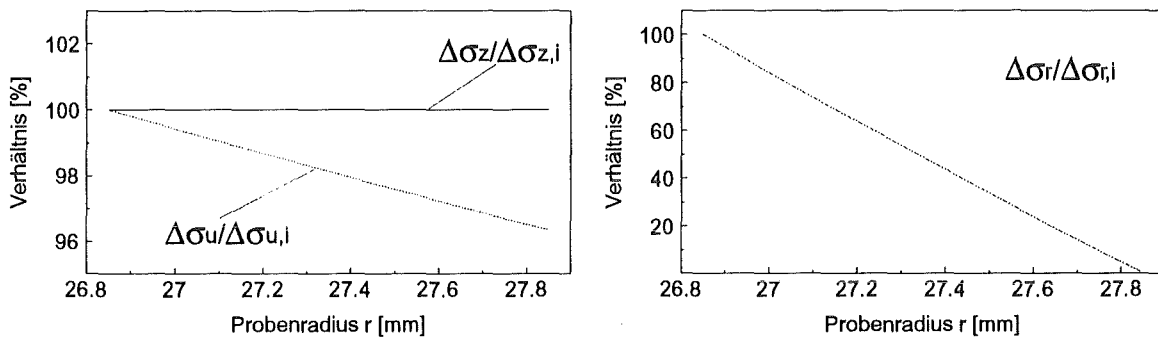


Abb. 28: bezogene Spannungsschwingbreiten in Längs-, Umfangs- und Radialrichtung

Während die axiale Spannung unabhängig vom Probenradius ist, fällt die Schwingbreite der Umfangsspannung an der Außenwand auf 96% des Wertes an der Innenwand ab. Die Radialspannungsamplitude wird an der Außenwand zu Null. Dort entspricht die Radialspannung dem Wert des Außendruckes.

3.5.1.2. Dehnungen in der Rohrwand

Aus den vorangegangenen Betrachtungen ergibt sich, daß die Werte der Umfangs- und Radialspannungen an der Rohrinne wand etwas größer sind als an der Außenwand. Mit Hilfe der ermittelten Spannungsverteilung ist nun der Verlauf der Dehnungskomponenten zu bestimmen. Über das Hooke'sche Gesetz (Gl. 17a-c) lassen sich die elastischen Dehnungsanteile über die Rohrwand ermitteln. Im elastischen Bereich wird für E^* der Elastizitätsmodul E eingesetzt, ν^* erhält den Wert 0.3:

$$\varepsilon_z(t,r) = \frac{1}{E^*} \cdot [\sigma_z - \nu^* \cdot (\sigma_u + \sigma_r)] \quad (\text{Gl. 17a})$$

$$\varepsilon_u(t,r) = \frac{1}{E^*} \cdot [\sigma_u - \nu^* \cdot (\sigma_r + \sigma_z)] \quad (\text{Gl. 17b})$$

$$\varepsilon_r(t,r) = \frac{1}{E^*} \cdot [\sigma_r - \nu^* \cdot (\sigma_z + \sigma_u)] \quad (\text{Gl. 17c})$$

Da die Probe für die Dehnungsmessung meßtechnisch nur von außen zugänglich ist, muß der Verlauf der Dehnungskomponenten über die Wandstärke in Radial- und Umfangsrichtung mit Hilfe der gemessenen Werte bestimmt werden.

Zuerst soll mittels einer Abschätzung gezeigt werden, daß auch bei dünnwandigen Rohren erhebliche Unterschiede bei den Umfangsdehnungen zwischen Innen- und Außenwand bestehen. Danach wird mit einer genaueren Rechnung die Dehnung über die Rohrwand bestimmt.

3.5.1.2.1. Abschätzung der Umfangsdehnung an der Innenwand

Bei der Beaufschlagung eines Rohres mit Innen- oder Außendruck, weicht die Umfangsdehnung an der Innenwand $\epsilon_{u,i}$ von der Umfangsdehnung an der Außenwand $\epsilon_{u,a}$ ab (Abb. 29).

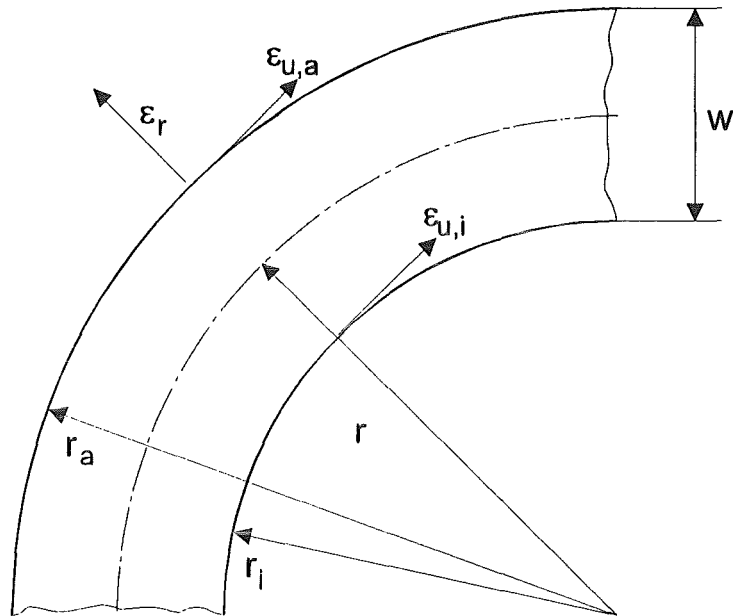


Abb. 29: Dehnungskomponenten in der Rohrwand

Unter der Voraussetzung, daß sich das Rohr homogen verformt, läßt sich die Umfangsdehnung aus der Änderung des Umfangs ΔU über die Änderung Δr des Radius r berechnen (Gl. 18):

$$\epsilon_u = \frac{\Delta r}{r} \quad (\text{Gl. 18})$$

Mit dieser Beziehung läßt sich an jeder beliebigen Stelle in der Rohrwand das zugehörige ϵ_u bestimmen. Voraussetzung ist die Kenntnis der radialen Verschiebung an jeder Stelle der Rohrwand. Da die Verschiebung an der Rohraußenwand bekannt ist, kann die Verschiebung an der Innenwand mit (Gl. 19) bestimmt werden.

$$\Delta r_i = \Delta r_a - \int_{r_i}^{r_a} \epsilon_r dw \quad (\text{Gl. 19})$$

Der Ausdruck im Integral erfordert die Kenntnis der Radialdehnung. Vereinfachend wird dafür angenommen, daß diese proportional zur Umfangsdehnung ist (Gl. 20a).

$$\varepsilon_r = \alpha \cdot \varepsilon_u \quad (\text{Gl.20a})$$

Variiert die Umfangsdehnung wenig, kann sie mit dem Mittelwert an Innen- und Außenwand abgeschätzt werden (Gl. 20b).

$$\varepsilon_r = \alpha \cdot \frac{\varepsilon_{u,i} + \varepsilon_{u,a}}{2} \quad (\text{Gl.20b})$$

Damit ergibt sich die radiale Verschiebung nach (Gl. 21).

$$\Delta r_i = \Delta r_a - \frac{\alpha \cdot (\varepsilon_{u,i} + \varepsilon_{u,a}) \cdot w}{2} \quad (\text{Gl.21})$$

Schließlich erhält man mit entsprechender Umformung von Gl. 21 eine Beziehung zwischen den Umfangsdehnungen an der Innen- und Außenwand (Gl. 22).

$$\varepsilon_{u,i} = \frac{2 + (2 - \alpha) \cdot (w / r_i)}{2 + \alpha \cdot (w / r_i)} \cdot \varepsilon_{u,a} \quad (\text{Gl.22})$$

Der Proportionalitätsfaktor α ist abhängig von der Belastungsart. Für den Idealfall der verschiedenen Belastungen (Gl. 23a-d), wurde α mit Hilfe der Gleichungen 17b,c und 20a bestimmt. Für rein elastisches Materialverhalten ist $\nu^* = 0.3$. Bei rein plastischem Materialverhalten und unter Annahme der Volumenkonstanz gilt $\nu^* = 0.5$.

axial: $\sigma_z \neq 0, \sigma_u = \sigma_r = 0, \Rightarrow \alpha = 1$ (Gl.23a)

umfang: $\sigma_u \neq 0, \sigma_z = \sigma_r = 0, \Rightarrow \alpha = -\nu^*$ (Gl.23b)

äquibiaxial: $\sigma_z = \sigma_u \neq 0, \sigma_r = 0, \Rightarrow \alpha = -2 \cdot \nu^* / (1 - \nu^*)$ (Gl.23c)

biaxial, $\lambda = -1$: $\sigma_z = -\sigma_u \neq 0, \sigma_r = 0, \Rightarrow \alpha = 0$ (Gl.23d)

Für die in Gl. 23a-d beschriebenen Belastungsfälle sind in Abbildung 30a-d die Verläufe von $\varepsilon_{u,a} / \varepsilon_{u,i}$ als Funktion des Verhältnisses Rohrwandstärke zu Innenradius w / r_i , für die Grenzfälle rein elastischen und rein plastischen Materialverhaltens, dargestellt.

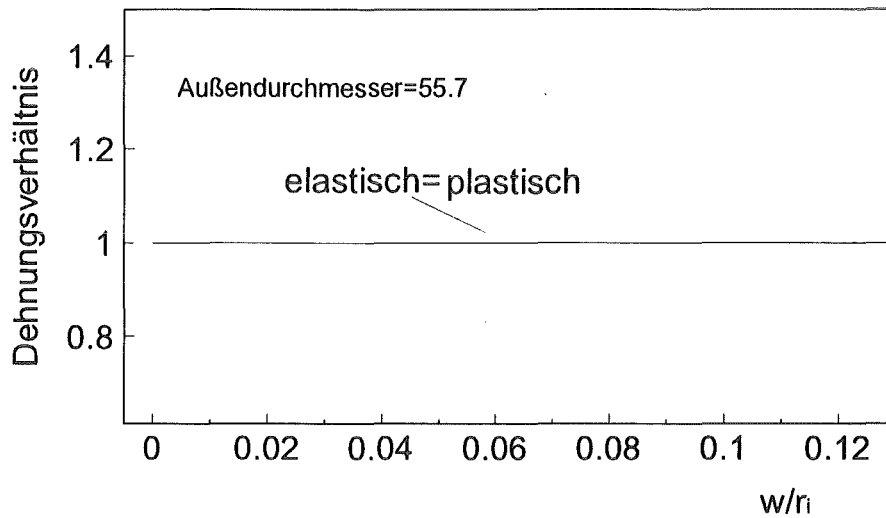


Abb. 30a: Verlauf von $\epsilon_{u,a}/\epsilon_{u,i}$ für beide Grenzfälle, nur axiale Spannung

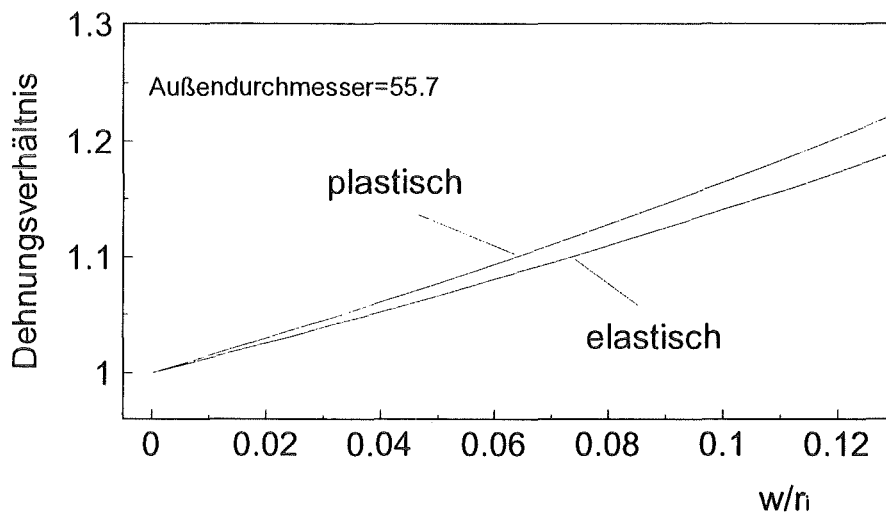


Abb. 30b: Verlauf von $\epsilon_{u,a}/\epsilon_{u,i}$ für beide Grenzfälle, nur Umfangsspannung

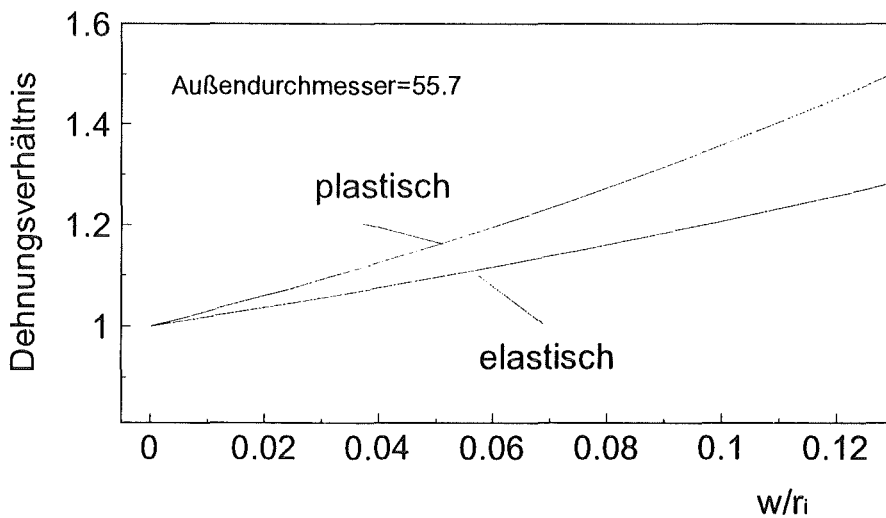


Abb. 30c: Verlauf von $\epsilon_{u,a}/\epsilon_{u,i}$ für beide Grenzfälle, äquibiaxiale Spannungsverteilung

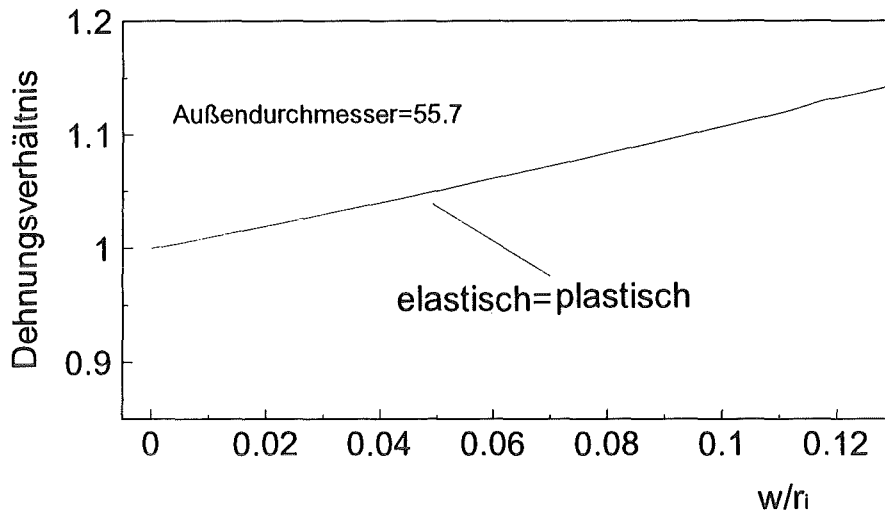


Abb. 30d: Verlauf von $\varepsilon_{u,a}/\varepsilon_{u,i}$ für beide Grenzfälle, biaxiale Spannungsverteilung, $\lambda=-1$

Aus den Verläufen der Abbildungen 30a-d zeigt sich, daß bei der vorliegenden Probegeometrie mit $w/r_i=0.037$ die Umfangsdehnungen an der Rohrrinnenwand, je nach Belastungsart, um 5 bis 10% über dem Wert an der Außenwand liegen. Für eine weitere Zunahme der Wandstärke steigen diese Werte stark an. Bemerkenswert ist, daß trotz des dünnwandigen Rohres erhebliche Unterschiede zwischen den Dehnungen an der Innen- und Außenwand zu erwarten sind.

3.5.1.2.2. Berechnung der Dehnungen an der Rohrrinnenwand

Im vorangehenden Abschnitt wurde gezeigt, daß die gemessene Dehnung an der Rohraußenwand deutlich von der Dehnung an der Innenwand abweicht. Mit der in diesem Abschnitt beschriebenen Vorgehensweise lassen sich die Dehnungen an jeder beliebigen Stelle der Rohrwand berechnen. Die Rohrwand wird dazu in einzelne „Schalen“ unterteilt (Abb. 31). Die Radialdehnung über eine Rohrschale wird als konstant angenommen. Dies ist bei sehr dünnen „Schalen“ hinreichend genau der Fall.

Die Bestimmung der Dehnungen erfolgt nun iterativ, ausgehend von den gemessenen Werten an der Rohraußenwand. Die elastischen Dehnungsanteile (Gl. 17a-c) werden aus der Spannungsverteilung (Gl. 16a-c) berechnet. Aus den gemessenen Gesamtdehnungen in Axial- und Umfangsrichtung an der Rohraußenwand lassen sich die plastischen Komponenten ausrechnen. Unter der Voraussetzung der Volumenkonstanz ergibt sich der noch fehlende plastische Anteil der Radialdehnung aus der Spur des Dehnungstensors (Gl. 24a,b).

$$\varepsilon_{z,pl} + \varepsilon_{u,pl} + \varepsilon_{r,pl} = 0 \quad (\text{Gl.24a})$$

$$\varepsilon_{r,pl} = -(\varepsilon_{z,pl} + \varepsilon_{u,pl}) \quad (\text{Gl.24b})$$

Nun sind alle Größen bekannt, die die „schalenweise“ Berechnung der Umfangs- und Radialdehnungen ermöglichen.

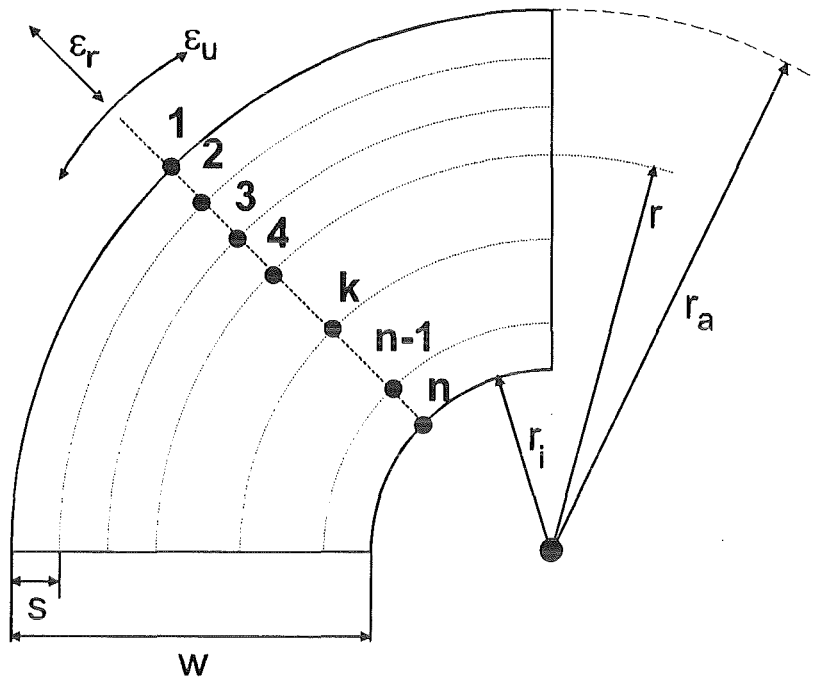


Abb. 31: „schalenweise“ Bestimmung der Umfangsdehnung

Die radiale Verschiebung Δr_2 an der Stelle 2 lässt sich bestimmen aus der Verschiebung Δr_1 an der Stelle 1 und der Radialdehnung über die „Schalendicke“ s (Gl. 26); ferner erhält man den Radius r_2 aus der Differenz von r_1 und s (Gl. 27). Mit diesen beiden Beziehungen ergibt sich die Bestimmungsgleichung 28 für $\epsilon_{u,2}$.

$$\epsilon_{u,1} = \frac{\Delta r_1}{r_1}, \quad \epsilon_{u,2} = \frac{\Delta r_2}{r_2} \quad (\text{Gl. 25})$$

$$\Delta r_2 = \Delta r_1 - s \cdot \epsilon_{r,1} = r_1 \cdot \epsilon_{u,1} - s \cdot \epsilon_{r,1} \quad (\text{Gl. 26})$$

$$r_2 = r_1 - s \quad (\text{Gl. 27})$$

$$\epsilon_{u,2} = \frac{r_1 \cdot \epsilon_{u,1} - s \cdot \epsilon_{r,1}}{r_1 - s} \quad (\text{Gl. 28})$$

Unter Zuhilfenahme von Gleichung 24a lassen sich die benötigten Dehnungskomponenten für die nächste Schale ausrechnen. Somit ergibt sich die Bestimmungsgleichung für ϵ_u in allgemeiner Form zu:

$$\varepsilon_{u,j+1} = \frac{r_j \cdot \varepsilon_{u,j} - s \cdot \varepsilon_{r,j}}{r_j - s} \quad j=1,2,\dots,n-1 \quad (\text{Gl.29})$$

Diese Vorgehensweise benutzt die elastisch berechnete Spannungsverteilung als akzeptable Näherung der realen Spannungen. Sie wird deshalb eine gute Abschätzung liefern.

Der Verlauf der Umfangsdehnschwingbreite für verschiedene Belastungsfälle ist aus Abb. 32 ersichtlich. Den Verläufen liegt die in Tabelle 3 verwendete Probengeometrie zugrunde. Der Wert am Ende der Kurve ($r=27.85\text{mm}$) für das Umfangsdehnungsverhältnis entspricht den Werten in der rechten Spalte von Tabelle 3. Für die äquibiaxiale Belastung liefern beide Methoden die größten Unterschiede zwischen Innen- und Außenwand.

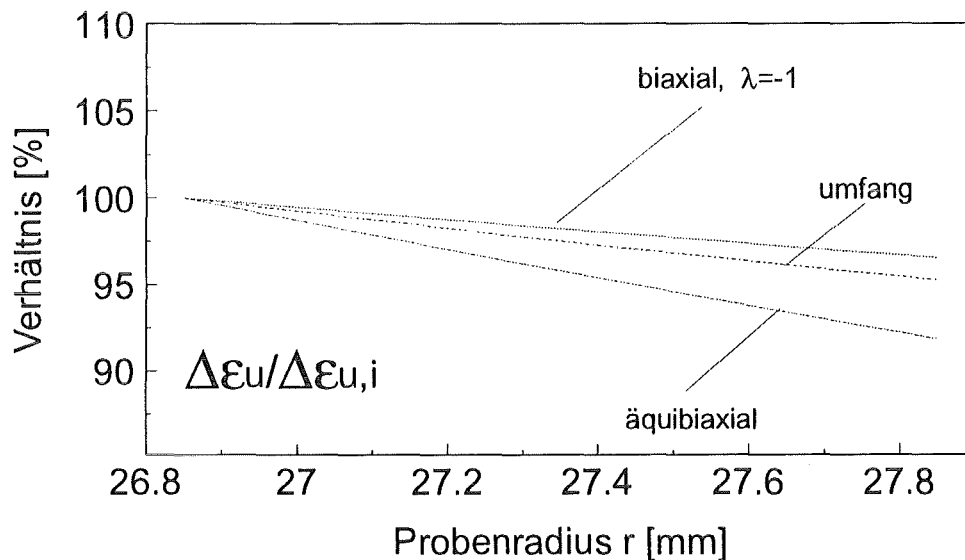


Abb. 32: Umfangsdehnschwingbreiten, bezogen auf den Wert an der Innenwand

3.5.1.2.3. Gegenüberstellung der Methoden

Die beiden vorgestellten Methoden wurden für einige experimentelle Daten verglichen. Tabelle 3 zeigt einen Vergleich der Dehnungsverhältnisse $\varepsilon_{u,a}/\varepsilon_{u,i}$. In den beiden mittleren Spalten sind die über α abgeschätzten Werte für elastisches und plastisches Materialverhalten angegeben, in der Spalte rechts stehen die berechneten Werte. Für reine Umfangslast und äquibiaxiale Belastung liegen die exakten Werte zwischen den Grenzfällen aus der Abschätzung. Bei nur axialer Belastung liegt der berechnete Wert ca. 2%, bei der gegenphasigen biaxialen Last ca. 0.1% über den abgeschätzten Werten. Für die grobe Vereinfachung liefert die Abschätzung recht akzeptable Ergebnisse.

	Abschätzung elastisch	$\varepsilon_{u,a}/\varepsilon_{u,i}$ plastisch	berechnet $\varepsilon_{u,a}/\varepsilon_{u,i}$
axial	1.0	1.0	1.022
umfang	0.9542	0.9470	0.9524
äquibiaxial	0.9346	0.8929	0.9182
biaxial, $\lambda=-1$	0.9643	0.9643	0.9653

Tabelle 3: Verhältnis von $\varepsilon_{u,a}/\varepsilon_{u,i}$ mit Abschätzung und exakt berechnet; alle Werte gelten für Proben mit $\varnothing 55.7\text{mm}$ Außendurchmesser und $w=1\text{mm}$ Wandstärke

3.5.2. Vergleich von dick- und dünnwandiger Rechnung

Da in der Literatur oft die Theorie des dünnwandigen Rohres für die Auswertung verwendet wird, soll im folgenden die vorher dargestellte erweiterte Theorie mit der des dünnwandigen Rohres verglichen werden.

Zunächst wird die Theorie für das dünnwandige Rohr kurz vorgestellt.

3.5.2.1. Dünnwandiges Rohr

Für den dünnwandigen Fall wird mit vereinfachten Formeln gerechnet, bei denen die Abhängigkeit der Spannungsverteilung vom Probenradius vernachlässigt wird. Während der axiale Spannungsanteil gleich bleibt, ergibt sich die Umfangsspannung aus der Projektion der Rohroberfläche auf eine Fläche parallel zur Rohrlängsachse z und den darauf wirkenden Druck- und Spannungsanteilen. Die Projektionsebene wird so gewählt, daß die radialen Lastanteile für die Gleichgewichtsbetrachtung verschwinden (Abb. 33, linkes Bild). Die Radialspannung ist gleich dem arithmetischen Mittelwert aus den an Rohrrinnen- und Rohraußenwand herrschenden Drücken (Abb. 33, rechtes Bild). Die so erhaltenen Spannungsverteilungen sind in den Gleichungen 30a-c angegeben.

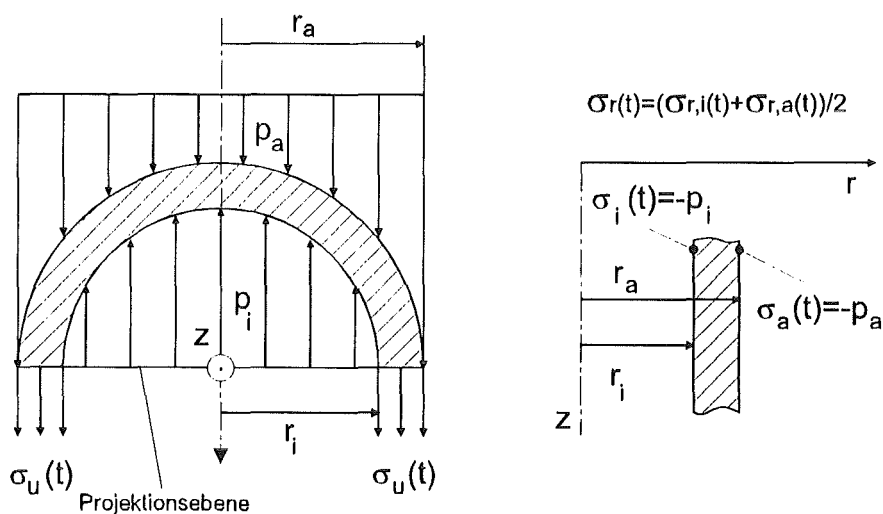


Abb. 33: vereinfachte Gleichgewichtsbedingungen für $\sigma_u(t)$ und $\sigma_r(t)$

$$\sigma_z(t) = \frac{1}{r_a^2 - r_i^2} \cdot \left[\frac{F_z(t)}{\pi} + r_i^2 \cdot p_i(t) + (r_s^2 - r_a^2) \cdot p_a(t) \right] \quad (\text{Gl.30a})$$

$$\sigma_u(t) = \frac{1}{r_a - r_i} \cdot [r_i \cdot p_i(t) - r_a \cdot p_a(t)] \quad (\text{Gl.30b})$$

$$\sigma_r(t) = -\frac{1}{2} \cdot [p_a(t) + p_i(t)] \quad (\text{Gl.30c})$$

Die elastischen Dehnungskomponenten errechnen sich aus den Gleichungen 17a-c, jedoch von r unabhängig. Der plastische Anteil der Radialdehnung wird wiederum aus den Gleichungen 24a,b bestimmt.

Im folgenden Abschnitt wird untersucht, wie sehr dick- und dünnwandige Rechnung voneinander abweichen. Als Beispiel wird der äquibiaxiale Belastungsfall herangezogen, die verwendeten Daten stammen aus Versuch R (vgl. Kap. 4.1.). In Abbildung 34 ist der zeitliche Verlauf der Spannungen für den dick- und dünnwandigen Fall aufgetragen. Die dünnwandige Rechnung entspricht nahezu den dickwandig berechneten Werten an der Stelle $r=(r_a+r_i)/2$. Der Verlauf der dickwandig berechneten Werte zeigt den Verlauf zwischen Innen- und Außenwand. Das jeweils rechte Diagramm zeigt die Abweichung zwischen dickwandiger und dünnwandiger Rechnung in MPa.

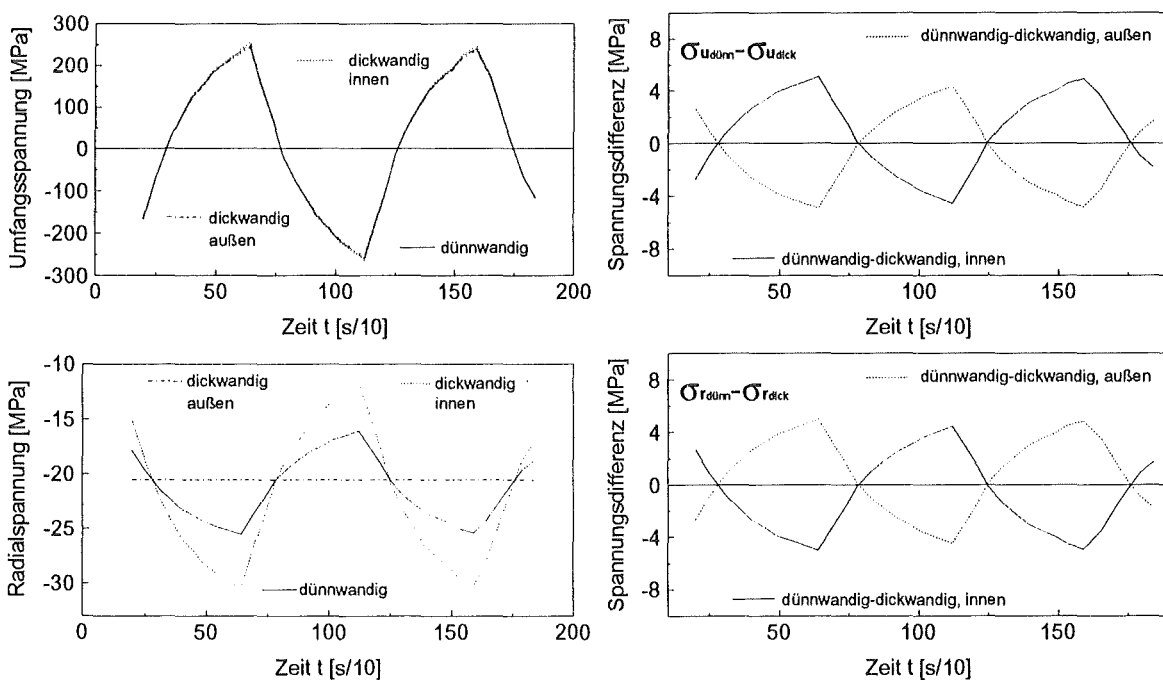


Abb. 34: Spannungsverlauf und Spannungsdifferenz, dick- und dünnwandig, (reine Umfangslast)

Bei beiden Spannungskomponenten beträgt die Abweichung ca. 5 MPa an Innen- und Außenwand.

Da die Radialspannung gegenüber den anderen Spannungskomponenten klein ist, wird im nächsten Kapitel geprüft, ob sie ganz vernachlässigt werden kann.

Bei den Dehnungen (Abbildung 35) sind die Abweichungen größer als bei den Spannungen. Die Abweichung der Umfangsdehnungsschwingbreite beträgt maximal 5%, bei der Radialdehnung sind es ca. 13%. Das bedeutet, daß die Dehnungsverteilung auf jeden Fall aus der dickwandigen Rechnung, auch für das hier vorliegende dünnwandige Rohr, berechnet werden sollte.

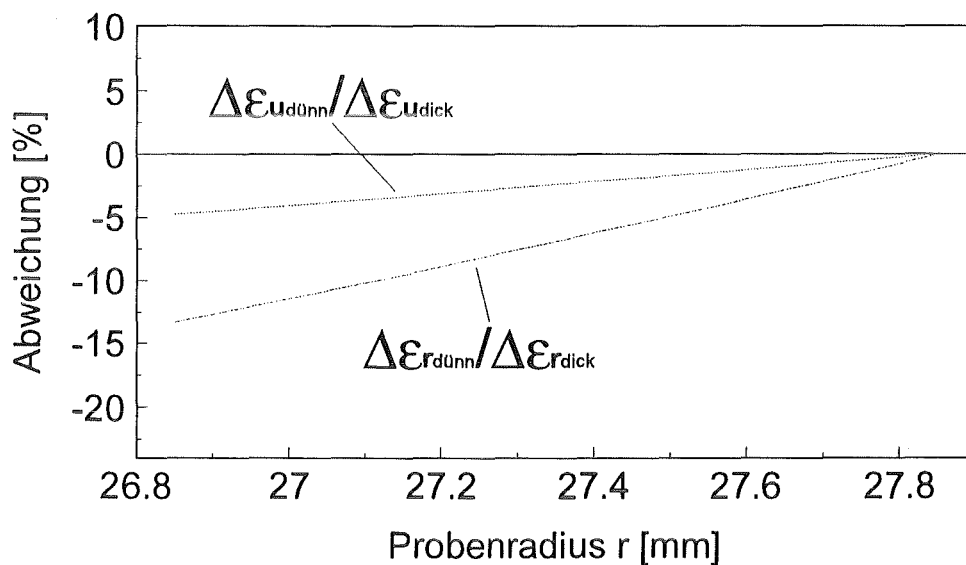


Abb. 35: Dehnungsschwingbreiten bezogen auf dickwandige Rechnung

3.5.3. Bewertung der Radialspannung

Da in den Versuchen biaxiale, sowie einachsige Belastungen in Längs- und Umfangsrichtung erzeugt werden sollen, ist der Einfluß der Radialspannung auf das Lastkollektiv zu bewerten.

Abb. 36 gibt einen Eindruck davon, in welchem Verhältnis die Radialspannungsamplitude zur Längs- und Umfangskomponente steht. Es wurde wiederum der äquibiaxiale Lastfall (Vers.R) gewählt.

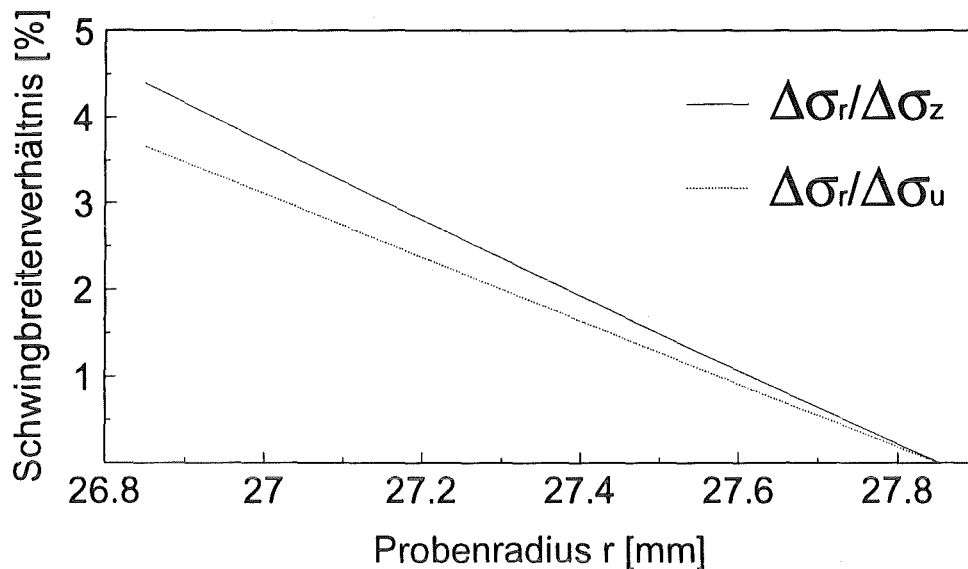


Abb. 36: Spannungsverläufe bezogen auf Umfangskomponente, äquibiaxial

3.5.3.1. Einfluß der Radialspannung auf die Vergleichsspannung

Zur Beurteilung, ob die Radialspannung vernachlässigt werden kann oder nicht, wird zunächst ihre Auswirkung auf die Vergleichsspannung betrachtet. Dies geschieht mit den Spannungskomponenten für das dickwandige Rohr.

Abbildung 37 zeigt den Verlauf der Vergleichsspannungen. Die mit * bezeichnete Komponente ist berechnet unter Vernachlässigung der Radialspannung. Dargestellt ist jeweils der Verlauf über die Rohrwand bezogen auf den Wert an der Innenseite.

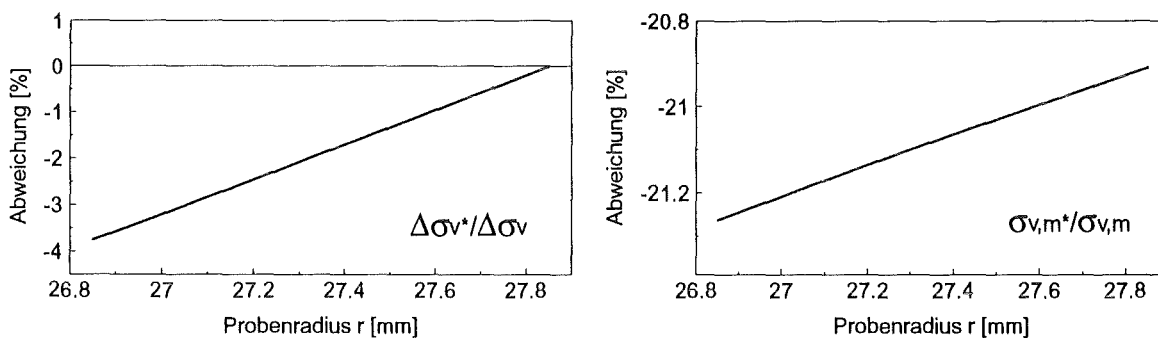


Abb. 37: Abweichung der Vergleichsspannung mit und ohne (*) Radialspannung, äquibiaxial, links: Vergleichsspannungsschwingbreite, rechts: Vergleichsmittelspannung

Die Vergleichsspannungsamplitude wird nach /19/ berechnet. Dabei werden zunächst die deviatorischen Hauptspannungskomponenten $s_i(t)$ aus den berechneten Spannungsverläufen bestimmt (Gl. 31a). Die Hauptspannungsrichtungen 1,2,3 entsprechen den Koordinaten z,u,r. Aus den Spannungsdeviatoren liefert Gleichung 31b die Vergleichsspannung $\sigma_v(t,t')$ nach von Mises in Abhängigkeit von den Zeit-

punkten t und t' . Die Vergleichsspannungsamplitude $\Delta\sigma_v$ ist gleich dem Maximum von $\sigma_v(t,t')$ über alle t und t' (Gl. 31c).

$$s_i(t) = \sigma_i(t) - (\sigma_1(t) + \sigma_2(t) + \sigma_3(t)) / 3 \quad i=1,2,3 \quad (\text{Gl.31a})$$

$$\sigma_v(t,t') = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot [(s_1(t) - s_1(t'))^2 + (s_2(t) - s_2(t'))^2 + (s_3(t) - s_3(t'))^2]} \quad (\text{Gl.31b})$$

$$\Delta\sigma_v = \max_{(t,t')} [\sigma_v(t,t')] \quad (\text{Gl.31c})$$

Für die Berechnung der Vergleichsmittelspannung wird das Kriterium von Sines /65/ herangezogen. Danach wird die Vergleichsmittelspannung $\sigma_{v,m}$ definiert als die Hälfte der Summe von Maximum und Minimum der Spur des Spannungstensors $Sp(\sigma(t))$ über der Zeit t (Gl. 32a,b).

$$Sp(\sigma(t)) = \sigma_1(t) + \sigma_2(t) + \sigma_3(t) \quad (\text{Gl.32a})$$

$$\sigma_{v,m} = \frac{1}{2} \cdot \left[\max_{(t)} [Sp(t)] + \min_{(t)} [Sp(t)] \right] \quad (\text{Gl.32b})$$

In allen Belastungsfällen weicht die Schwingbreite der Vergleichsspannung ohne Radialspannung um weniger als 4% von der Schwingbreite mit Radialspannung ab. Die Vergleichsmittelspannung zeigt z.T. Abweichungen von mehr als 20%. Bei allen Versuchen ändert sich die Vergleichsmittelspannung betragsmäßig jedoch nicht um mehr als 25 MPa. Beispielhaft für dieses Verhalten zeigt Abbildung 38 den Verlauf der Vergleichsspannungsschwingbreite und der Vergleichsmittelspannung für äquibiaxiale Belastung.

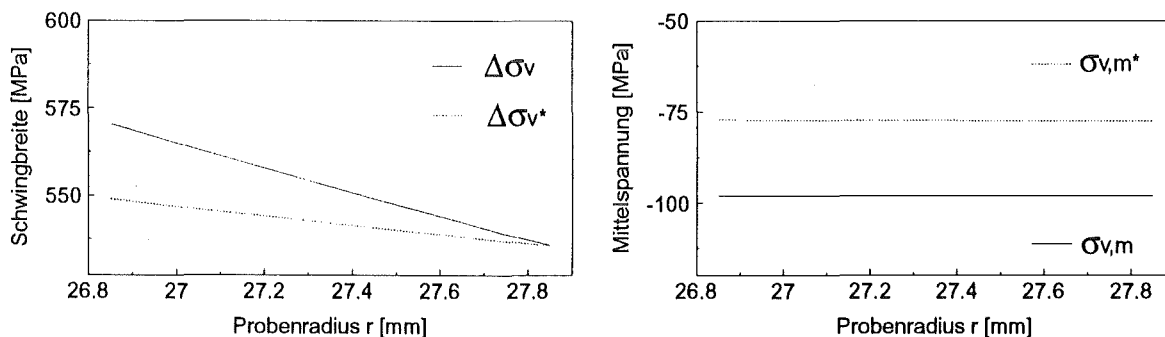


Abb. 38: Vergleichsspannungen mit und ohne Radialspannung, äquibiaxial

Zusammenfassend läßt sich festhalten, daß zur Bestimmung einer effektiven einachsigen Vergleichsspannung die Radialspannungskomponente bei den vorliegen-

den Versuchsbedingungen vernachlässigt werden kann. Zu klären bleibt nun noch der Einfluß der Radialspannung auf die Dehnungskomponenten.

3.5.3.2. Einfluß der Radialspannung auf die Dehnungsverteilung

Die axiale Dehnung wird, wie schon vorher erwähnt, als konstant über die Rohrwand angenommen und nicht von der Radialspannung beeinflusst. Der Einfluß der Radialspannung auf die Bestimmung der Umfangsdehnungskomponenten ist auch verschwindend klein ($<0.1\%$). Somit bleibt nur noch die Auswirkung der Vernachlässigung der Radialspannung auf die Radialdehnungskomponenten zu überprüfen.

Das folgende Diagramm zeigt, für alle vier Belastungsvarianten, die Abweichung der Radialdehnungskomponenten, mit und ohne Berücksichtigung der Radialspannung. Die mit * bezeichneten Schwingbreiten sind wiederum unter Vernachlässigung der Radialspannung berechnet.

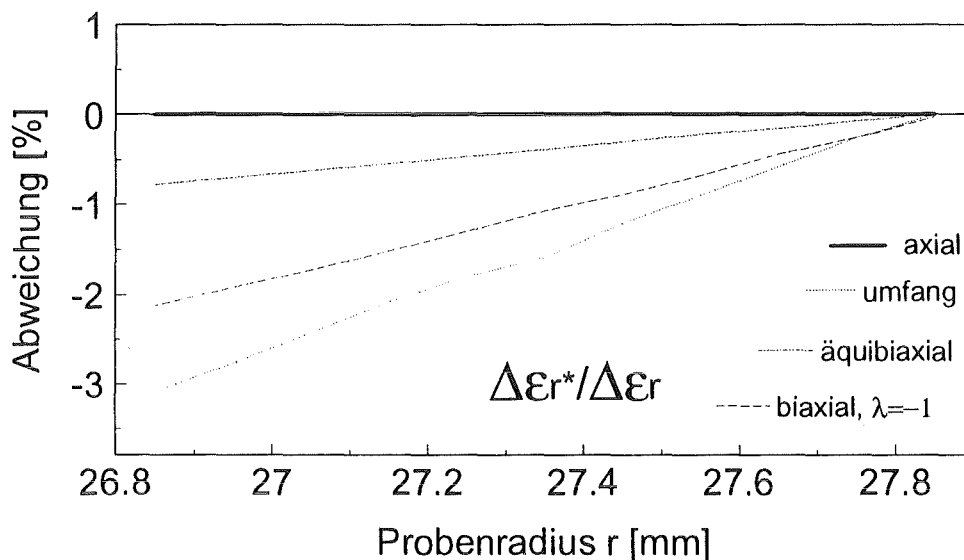


Abb. 39: Verlauf der Radialdehnungen (Komponenten ohne (*) Berücksichtigung der Radialspannung bezogen auf die Komponenten mit Radialspannung)

Bei der Radialdehnung bewirkt die Vernachlässigung der Radialspannung eine Absenkung der Schwingbreite um etwa 3% an der Innenwand.

Zur Bestimmung der Dehnungskomponenten kann somit die Radialspannung ebenfalls vernachlässigt werden.

3.5.4. Bestimmung der Umfangsdehnung aus lokalen Meßwerten

Die Betrachtungen zur Bestimmung der Umfangsdehnung in Kapitel 3.5.1.2. setzen eine homogene Verformung des Rohres voraus. Aus ersten Versuchen hat sich jedoch gezeigt, daß sich, bei vorgegebener mittlerer Umfangsdehnungsschwingbreite, sehr unterschiedliche Verläufe der radialen Verschiebungen an den einzelnen Meß-

aufnehmerpunkten einstellen können. Abbildung 40 zeigt den zeitlichen Verlauf der Meßsignale bei einer vorgegebenen mittleren Schwingbreite von $\Delta\epsilon_{tot} = 0.5\%$ in Umfangsrichtung.

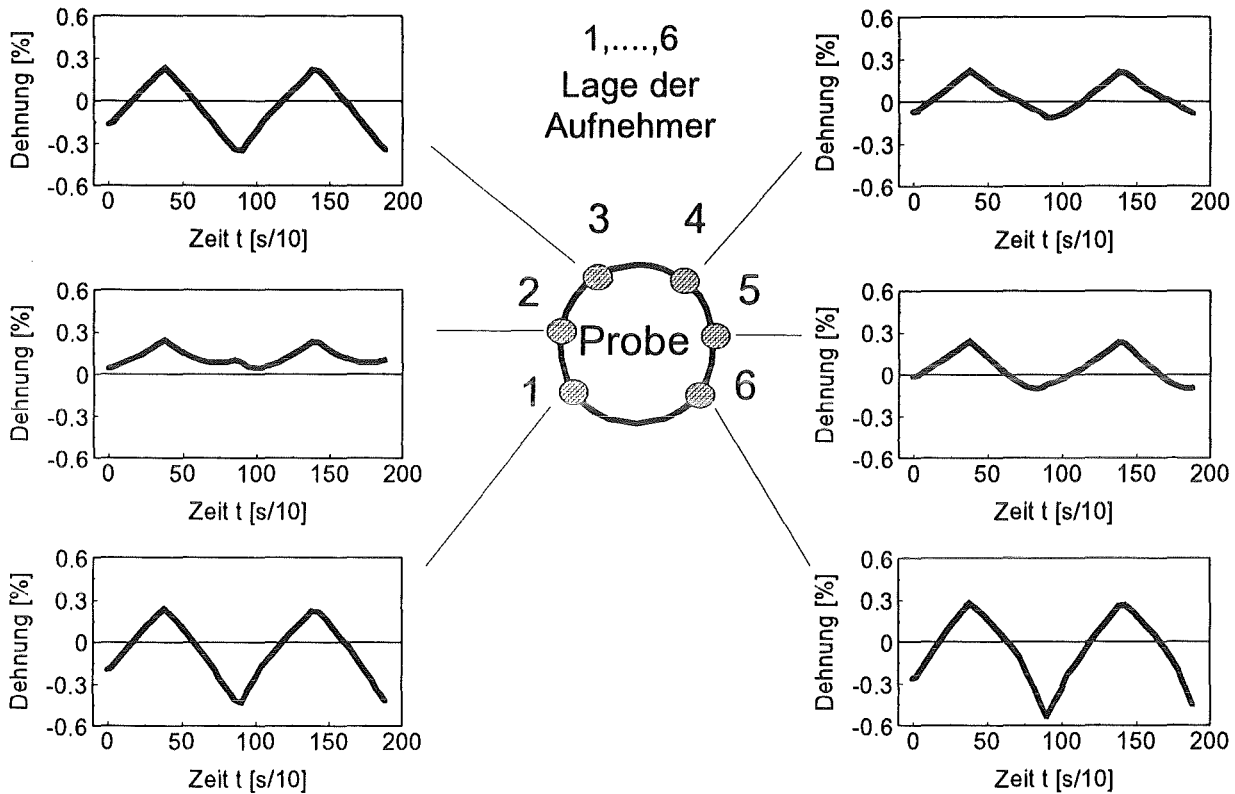


Abb 40: gemessene lokale Umfangsdehnung an den Aufnehmern, (Versuch w) reine Umfangslast

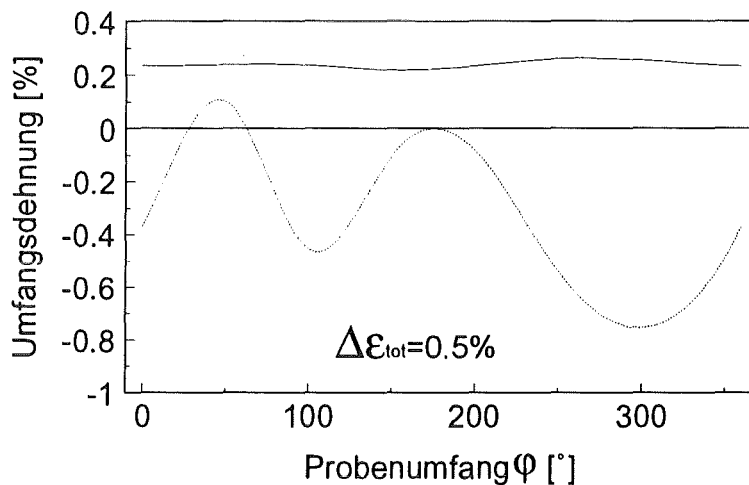


Abb. 41: berechneter Verlauf der maximalen und minimalen Umfangsdehnung über dem Probenumfang (Versuch w)

Bei Gültigkeit der Beziehung $\epsilon_u = \Delta r/r$ für jeden Aufnehmer, ergäbe sich der in Abbildung 41 gezeigte Verlauf der Dehnung über den Rohrumfang. Der Verlauf resultiert

aus einer kubischen Splineinterpolation zwischen den gemessenen radialen Verschiebungen Δr über den Probenumfang (s. nächster Abschnitt).

Da sich das Rohr nicht symmetrisch verformt, was nach den Abbildungen 40 und 41 das reale Verhalten widerspiegelt, kann die Umfangsdehnung ϵ_u nicht mehr exakt durch $\Delta r/r$ ausgedrückt werden, da $\Delta U/U = \Delta r/r$ nicht mehr erfüllt ist. Die Ursache dafür kann man sich an Abb. 42 leicht klar machen. Danach kann das Rohr so deformiert werden, daß Δr sich stark ändert, die integrale Umfangsdehnung, bzw. das tatsächliche ΔU jedoch gleich Null ist.

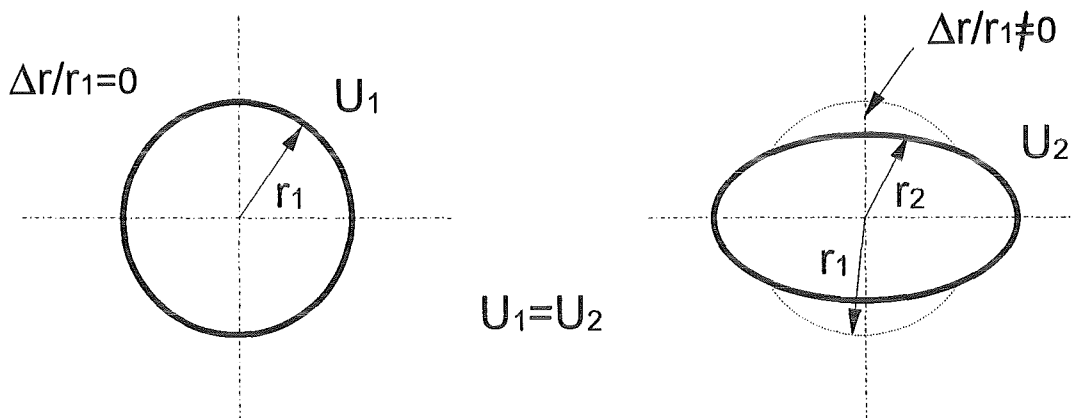


Abb. 42: Verformung ohne Änderung des Umfangs

Das bedeutet zum einen, daß ϵ_u nur über die integrale Umfangsänderung bestimmt werden kann, zum zweiten kann, durch das in Abb. 42 skizzierte Verhalten, eine Biegebelastung in der Rohrwand induziert werden, die dann lokal zu zusätzlichen Dehnungen in Umfangsrichtung führt. Die reale Umfangsdehnung ist eine Überlagerung dieser beiden Fälle. Zur Berechnung dieser beiden Dehnungsanteile ist zunächst die Kenntnis der radialen Verschiebung Δr am Rohrumfang notwendig.

3.5.4.1. Bestimmung der radialen Verschiebung durch Splinefunktionen

Zur Bestimmung der radialen Verschiebungen wird über den Rohrumfang interpoliert. Dabei dient der Abstand zwischen zwei Meßpunkten als Interpolationsintervall. Aus Abbildung 40 ist die Lage der Meßstellen ersichtlich. Die Interpolation beginnt an der Meßstelle 1 und läuft im Uhrzeigersinn mit der Winkelkoordinate φ . Zur Interpolation wird ein periodischer Spline verwendet, um einen stetigen Verlauf zwischen Meßstelle 6 und 1 zu erzeugen. Als Interpolationsfunktionen dienen Funktionen dritter Ordnung, deren Übergangsbedingungen zum nächsten Intervall so gewählt sind, daß keine Unstetigkeitsstellen an den Intervallgrenzen auftreten. Die so erhaltene abschnittsweise definierte Funktion wird als kubische Splinefunktion bezeichnet /66/. Die Splines wurden mit der Splineinterpolationsroutine ISPLNP /67/ berechnet. Die Interpolation liefert somit für die radiale Verschiebung $y(\varphi) = \Delta r$ eine Gleichung

dritter Ordnung (Gl. 33). Die Koeffizienten für die einzelnen Versuche sind im Anhang aufgelistet.

$$\Delta r = y(\varphi) = a_0 + a_1 \cdot \varphi + a_2 \cdot \varphi^2 + a_3 \cdot \varphi^3 \quad (\text{Gl.33})$$

3.5.4.2. Einfluß der Biegung auf die Umfangsdehnung

Die Biegedehnungen im Rohr werden mit Hilfe der Bernoulli-Hypothese /68/ abgeschätzt. Diese setzt voraus, daß ebene Querschnitte eben bleiben. Das bedeutet, daß nach der Verformung sich die äußere Randfaser l_1 um Δl nach l_2 verlängert hat, die Länge der neutralen Faser l_m jedoch gleich bleibt (Abb. 43).

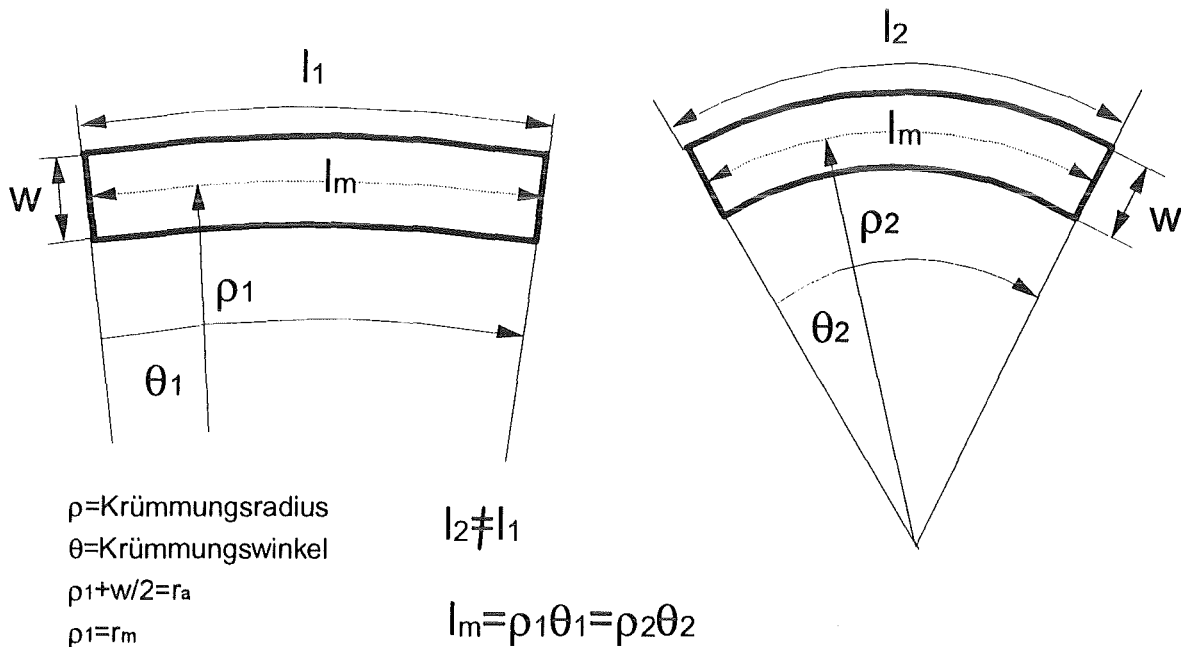


Abb. 43: Biegung in der Rohrwand (links: unverformtes Rohr, rechts: verformtes Rohr), r_m und r_a sind mittlerer, bzw. äußerer Radius des unverformten Rohres

Damit ergibt sich die Biegedehnung in Umfangsrichtung zu:

$$\varepsilon_b = \frac{l_2 - l_1}{l_1} = \frac{\Delta l}{l_1} \quad (\text{Gl.34})$$

Die Größen l_1 und l_2 lassen sich durch die Krümmungswinkel θ_1 , θ_2 und die Krümmungsradien ρ_1 und ρ_2 ausdrücken (vgl. Abb. 43).

$$l_1 = \left(\rho_1 + \frac{w}{2}\right) \cdot \theta_1, \quad l_2 = \left(\rho_2 + \frac{w}{2}\right) \cdot \theta_2 \quad (\text{Gl.35})$$

Für die Krümmung k eines Linienzuges gilt nach /66/

$$k = \frac{r^2 + 2r'^2 - r \cdot r''}{(r^2 + r'^2)^{3/2}} \quad (\text{Gl.36})$$

mit den Abhängigkeiten $r=r_0+y(\varphi)$ und den Vereinfachungen $y \ll r_0$ und $y' \ll r_0$ ergibt sich für die Krümmung k :

$$k = \frac{1}{r_0} - \frac{y''}{r_0^2} \quad (\text{Gl.37})$$

An der Außenwand ($r_0=r_a$) ergibt sich folglich für die in Kap. 3.5.4.1. bestimmte Verschiebung y die Biegedehnung zu

$$\varepsilon_b = \frac{r_m}{r_a} \cdot \left(1 + \frac{w}{r_a} \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{y''}{r_a}\right)\right) - 1 \quad (\text{Gl.38})$$

Die zweite Ableitung $y''(\varphi)$ der kubischen Splinefunktion liefert einen linearen Verlauf der Biegedehnungen. Dies gilt sicherlich nur näherungsweise. Jedoch liefert die Rechnung die Größenordnung der Biegedehnung.

3.5.4.3. Integrale Umfangsdehnung

Die integrale Umfangsdehnung ergibt sich aus der Änderung des Umfanges U_1-U_0 bezogen auf den Umfang U_0 des unverformten Rohres (vgl Abb. 44).

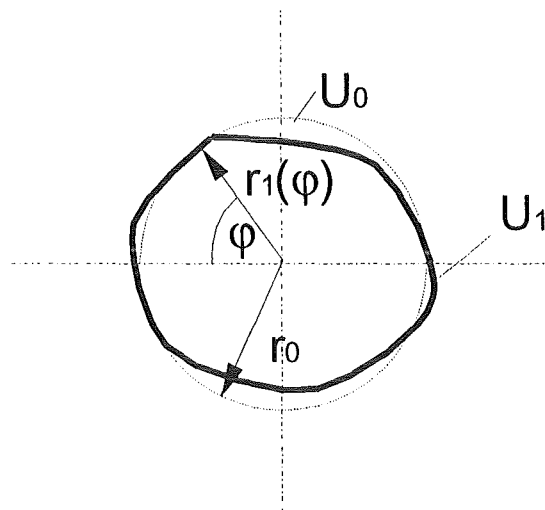


Abb. 44: Bestimmung des Umfanges eines Linienzuges

Zur Berechnung des Umfanges eines Linienzuges, wie er in Abbildung 44 dargestellt ist, gilt nach /66/ in Zylinderkoordinaten:

$$U_1 = \int_0^{2\pi} \sqrt{r_1^2 + r_1'^2} \, d\varphi \quad (\text{Gl.39})$$

Durch die Splineinterpolation für Δr läßt sich die Gleichung mit $r_1=r_0+y(\varphi)$ abschnittsweise definieren zu:

$$U_{1,i} = \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \sqrt{(r_0 + y(\varphi))^2 + y'(\varphi)^2} \, d\varphi \quad i=1,\dots,6 \quad (\text{Gl.40})$$

Die Beziehung $\varepsilon_u = \Delta U/U$ liefert für jeden Interpolationsbereich i einen Ausdruck in integraler Form (Gl. 41).

$$\varepsilon_{u,i} = \frac{\int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \sqrt{(r_0 + y(\varphi))^2 + y'(\varphi)^2} \, d\varphi}{\int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} r_0 \, d\varphi} \quad i=1,\dots,6 \quad (\text{Gl.41})$$

Gleichung 41 ist nur auf numerischem Wege lösbar. Wenn die Abweichung von der Kreisform an jeder Stelle am Rohrumfang klein ist, das heißt $y'(\varphi) \ll 1$, und wenn man postuliert, daß die Rohrmittelachse fest bleibt, kann die integrale Umfangsdehnung durch einfachere Beziehungen berechnet werden. Für U_1 läßt sich dann schreiben:

$$U_{1,i} = \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} r_0 \, d\varphi + \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} y(\varphi) \, d\varphi \quad i = 1,\dots,6 \quad (\text{Gl.42})$$

und für die Umfangsdehnung ergibt sich

$$\varepsilon_{u,i}(\varphi) = \frac{1}{r_0} \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} y(\varphi) \, d\varphi \quad i = 1,\dots,6 \quad (\text{Gl.43})$$

Mit Gleichung 41, bzw. 43 läßt sich die integrale Umfangsdehnung über einen beliebigen Winkel φ am Rohrumfang bestimmen.

3.5.4.4. Maximale Dehnung

Für die tatsächliche Umfangsdehnung $\varepsilon_{i,tats}$ muß die integrale Umfangsdehnung und der Biegeanteil berücksichtigt werden. Es ergibt sich:

$$\varepsilon_{i,tats} = \varepsilon_{u,i}(\varphi) + \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \varepsilon_{b,i}(\varphi) d\varphi \quad i=1,\dots,6 \quad (Gl.44)$$

Diese tatsächliche Umfangsdehnung ist, bei nicht homogener Deformation des Rohres, von der aus den Meßwerten gemittelten Umfangsdehnung verschieden. Abbildung 45 zeigt für Versuch w (s.o.) den Verlauf der Umfangsdehnung, einmal aus den Meßwerten gemittelt und zum Vergleich den Verlauf, der sich aus den Splineinterpolationen mit und ohne Biegeanteil ergibt.

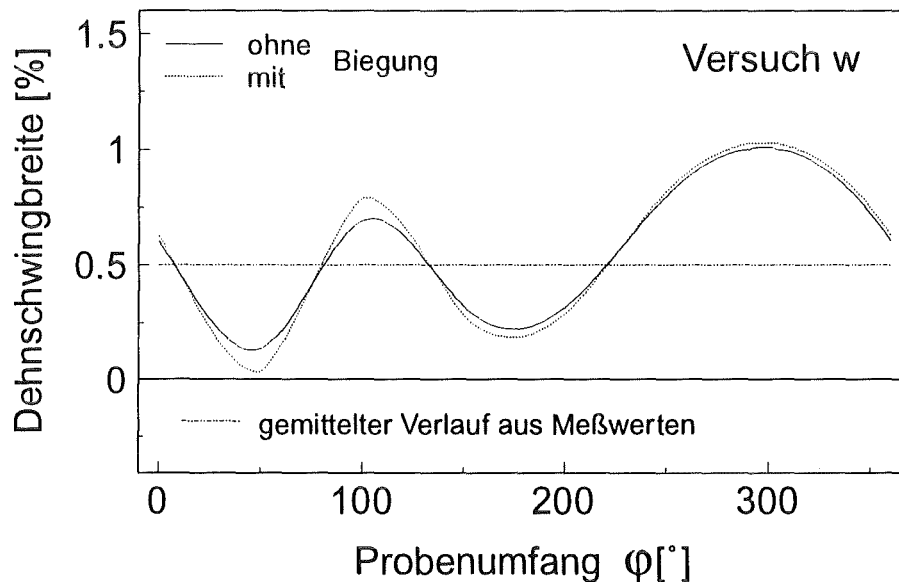


Abb. 45: Vergleich von gemittelter und interpolierter Umfangsdehnung (Versuch w)

4. Versuchsergebnisse und Auswertung

4.1. Isotherme mehrachsige Versuche

4.1.1. Prinzipielles Versagen

In den folgenden Tabellen ist eine Übersicht über die durchgeführten Versuche gegeben. Die plastischen und die gesamten Vergleichsdehnschwingbreiten nach von Mises an Innen- und Außenwand, wurden unter der Annahme homogener Deformation des Rohres aus den Messwerten bei etwa halber Bruchlastspielzahl berechnet.

Versuch	N _B	$\Delta\varepsilon_v$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{v,pl}$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{tot}$ [%] Sollwertvorgabe axial/umfang	$\dot{\varepsilon}_{tot}$ [%/s]	Bemerkungen
z	6241	0.952/0.948	0.643/0.637	1.0/-	0.4	t=2mm
y	6479	0.925/0.924	0.649/0.647	1.0/-	0.4	-
s	35889	0.54/0.54	0.295/0.294	0.6/-	0.12	-
p	46448	0.528/0.526	0.288/0.287	0.6/-	0.12	$p_a=p_i=p_u$
u	219736	0.445/0.445	0.214/0.213	0.45/-	0.09	-

Tabelle 4a: Versuche mit rein axialer Belastung, $\lambda=0$, $p_a=p_i=207,5\text{bar}$, Versuch p wurde unter Umgebungsbedingungen gefahren

Versuch	N _B	$\Delta\varepsilon_v$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{v,pl}$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{tot}$ [%] Sollwertvorgabe axial/umfang	$\dot{\varepsilon}_{tot}$ [%/s]	Bemerkungen
t	37183	0.579/0.551	0.315/0.299	-/0.6	0.12	-
v	62507	0.48/0.457	0.233/0.222	-/0.5	0.1	-
w	27170	0.48/0.462	0.251/0.247	-/0.5	0.1	*)

Tabelle 4b: Versuche mit reiner Umfangslast, $\lambda=\infty$, *)=andere Kontur, vgl. Kapitel 4.1.2.

Versuch	N _B	$\Delta\varepsilon_v$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{v,pl}$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{tot}$ [%] Sollwertvorgabe axial/umfang	$\dot{\varepsilon}_{tot}$ [%/s]	Bemerkungen
R	67930	0.457/0.433	0.213/0.203	0.3/0.3	0.06	-
W	59183	0.455/0.43	0.218/0.208	0.3/0.3	0.06	-
X	55121	0.458/0.433	0.233/0.22	0.3/0.3	0.06	*)
Ü	44983	0.478/0.452	0.25/0.238	0.3/0.3	0.06	-
Ö	46507	0.463/0.438	0.209/0.199	0.3/0.3	0.06	-

Tabelle 4c: äquibiaxiale Versuche, $\lambda=1$

Versuch	N _B	$\Delta\varepsilon_v$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{v,pl}$ [%] innen/außen	$\Delta\varepsilon_{tot}$ [%] Sollwertvorgabe axial/umfang	$\dot{\varepsilon}_{tot}$ [%/s]	Bemerkungen
A3	74734	0.676/0.662	0.414/0.404	0.6/0.6	0.12	-
N	121195	0.568/0.56	0.341/0.338	0.5/0.5	0.1	*)
T	164287	0.562/0.552	0.316/0.311	0.5/0.5	0.1	-

Tabelle 4d: biaxiale Versuche, $\lambda=-1$

Alle Proben versagten durch einen wanddurchdringenden Riß in der Rohrwand. Neben dem versagensrelevanten Riß kam es auch zur Bildung weiterer kleinerer Risse. Das Rißwachstum erfolgte von außen nach innen. In einigen Fällen wurde auch Rißentstehung und Rißausbreitung an der Rohrrinnenwand beobachtet (Abbildung 46). Der Versagensbereich liegt in der Regel an den Stellen höchster lokaler Umfangsdehnung.

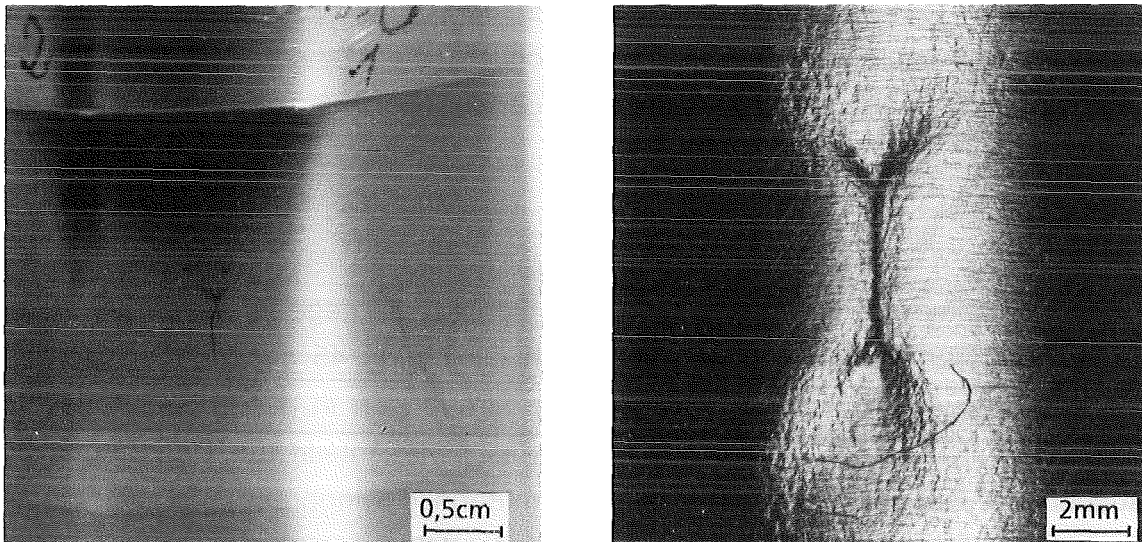


Abb. 46: Versagensrisse an der Rohraußenwand, *links*: Versuch Ö, Rißwachstum von außen, *rechts*: Versuch w, Rißwachstum von innen

Abbildung 47 zeigt die plastischen Vergleichsdehnschwingbreiten über der Bruchlastspielzahl aller in den Tabellen 4 aufgelisteten Versuche. Aus den Versuchsdaten ergibt sich die äquibiaxiale Belastung als gefährlichste Belastungsart (im Hinblick auf Vergleichsdehnung und Bruchlastspielzahl). Die gegenphasige Belastung ist die ungefährlichste. Die einachsigen Versuche (Tabelle 4a,b) liegen zwischen den beiden mehrachsigen Lastvarianten, jedoch näher bei den äquibiaxialen Versuchen.

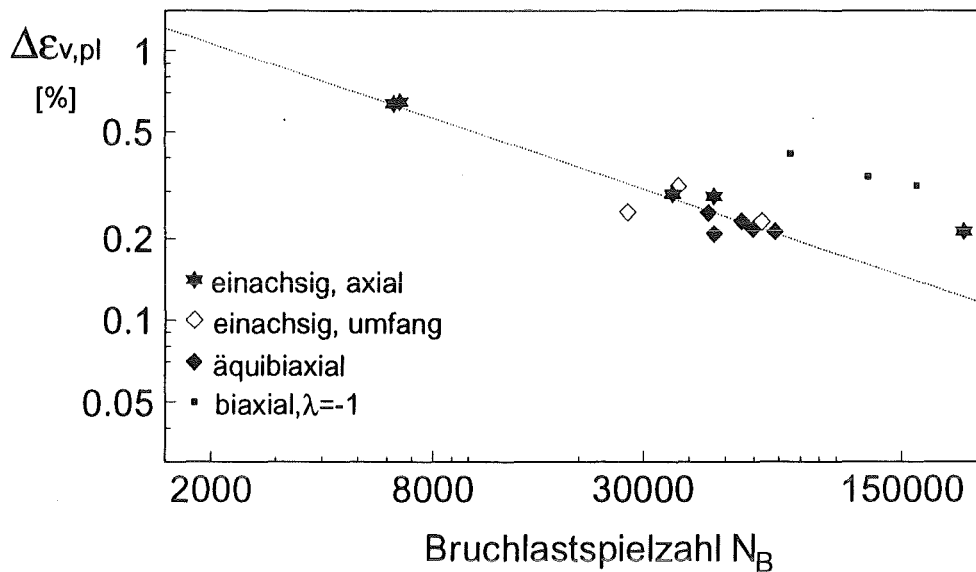


Abb. 47: Lebensdauern in Abhängigkeit von der plast. Vergleichsdehnschwingbreite

Eine Korrelation über die plastische Vergleichsdehnschwingbreite ist nur bei den einachsigen und äquibiaxialen Versuchen möglich. Die Manson-Coffin Beziehung (gestrichelte Linie in Abbildung 47) führt zu folgender Gleichung:

$$\Delta \varepsilon_{v,pl} = 35.19 \cdot N_B^{-0.46} \quad (\text{Gl.45})$$

Unter der Annahme des gleichen Exponenten können die gegenphasigen Versuche mit einem anderen Vorfaktor ($D=76.15$) durch Gleichung 45 beschrieben werden. Neben den allgemein bekannten Gründen für Streuungen in der Lebensdauer bei Ermüdungsversuchen (z.B. unterschiedliche plastische Anteile der Dehnungen bei Versuchen mit gleicher vorgegebener Gesamtdehnschwingbreite), ist bei diesen Versuchen die inhomogene Verteilung der Umfangsdehnungsschwingbreite am Rohrumfang ein weiterer Faktor, der zu Streuungen führen kann.

4.1.2. Einfluß der lokalen Umfangsdehnung

Bei den mit *) unter den Bemerkungen versehenen Versuchen in Tabelle 4b-d handelt es sich um eine anfänglich verwendete Probenvariante. Bei dieser Variante war die Kontur der Probe, im Übergang zwischen dem zylindrischen Probenbereich in der Mitte und den Probenschultern, als Kreisbogen mit einem großen Radius ausgebildet, so daß zur Probenschulter hin die Wandstärke zunächst nur schwach zunimmt. Diese Kontur wurde gewählt, um einen Einfluß auf die Umfangsspannung durch die zur Probenschulter hin zunehmende Wandstärke zu umgehen. Diese Probenkontur erwies sich als sehr empfindlich gegen die Umfangsbelastung, so daß es zu sehr starken lokale Schwankungen der Umfangsdehnschwingbreite kam. Daher

wurden in weiteren Versuchen nur noch Proben verwendet, bei denen der Wandstärkenübergang zur Probenschulter gerade, und somit der Prüfquerschnitt gegen lokale Dehnungsschwankungen unempfindlicher ist.

Abbildung 48 zeigt den Verlauf der lokalen Umfangsdehnschwingbreite, berechnet aus den Splineinterpolationen, wie in Kap. 3.5.4.1. beschrieben. Mit eingezeichnet sind die Bereiche, in denen der versagensrelevante Riß lag.

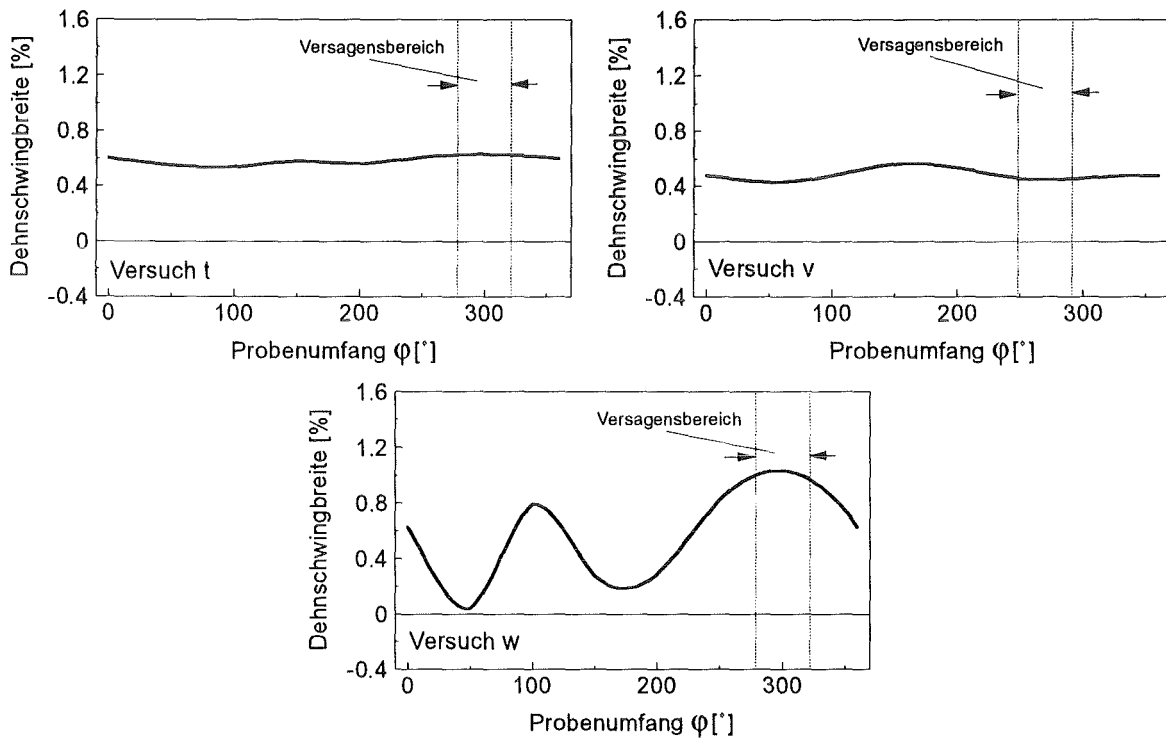


Abb. 48a: Verlauf der Dehnschwingbreite am Probenumfang, reine Umfangslast

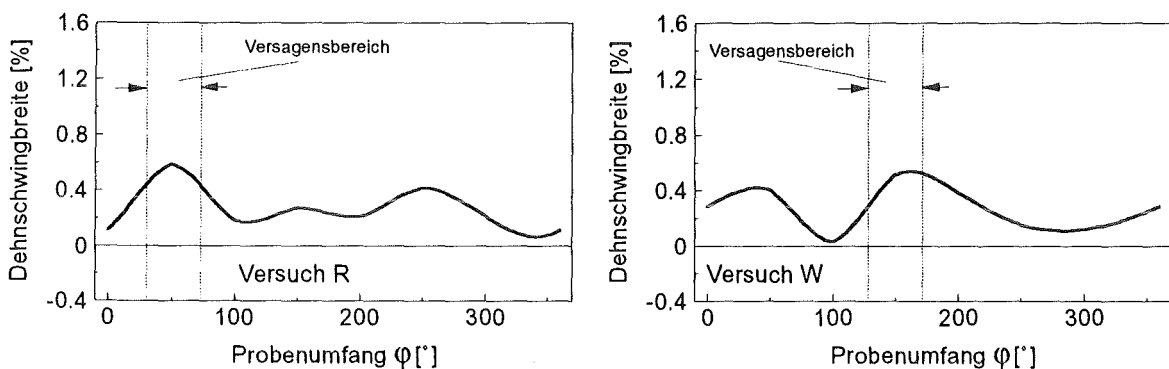


Abb. 48b: Verlauf der Dehnschwingbreite am Probenumfang, äquibiaxial

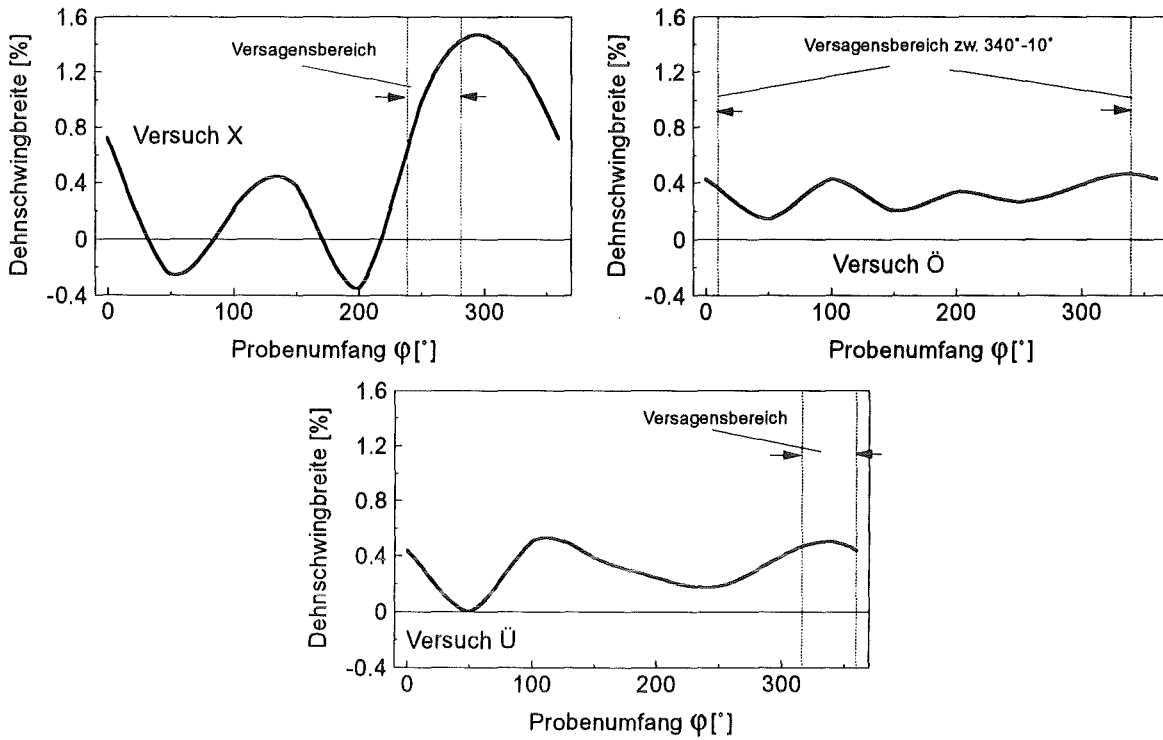


Abb. 48b: Verlauf der Dehnschwingbreite am Probenumfang, äquibiaxial, Fortsetzung

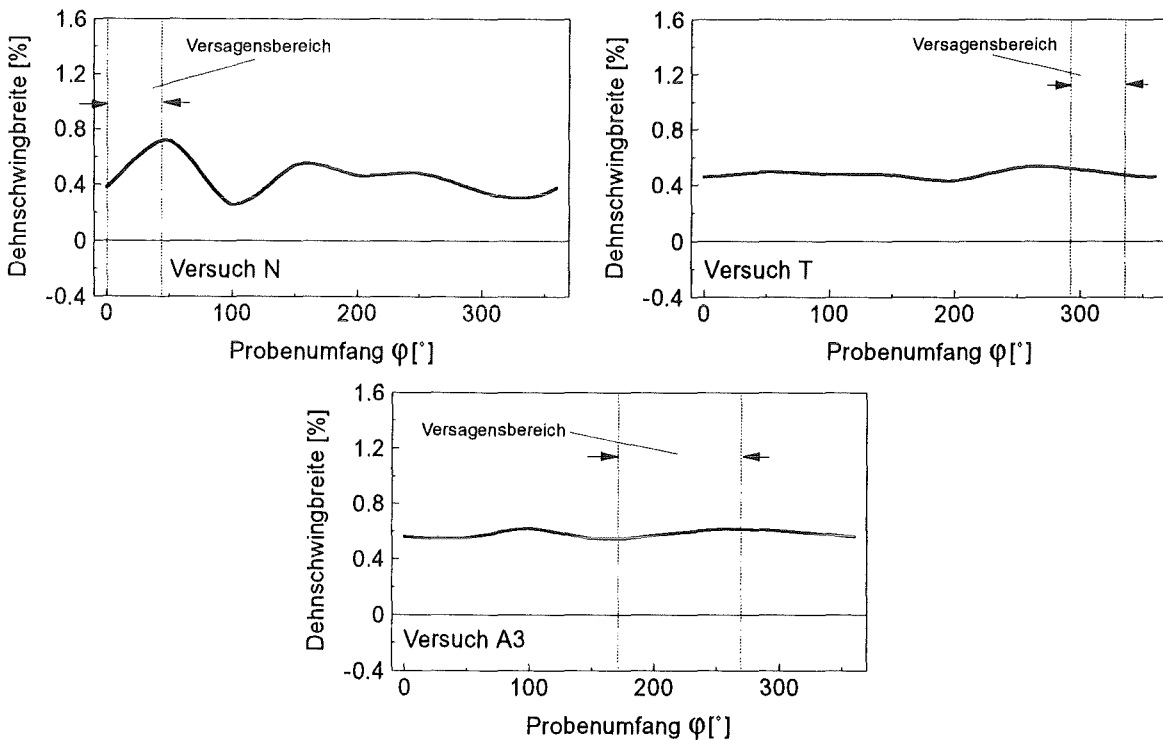


Abb. 48c: Verlauf der Dehnschwingbreite am Probenumfang, biaxial, gegenphasig, $\lambda=-1$

Bei einigen Versuchen wirkt lokal ein Vielfaches der vorgegebenen Dehnschwingbreite. Wie schon erwähnt, liegt in den meisten Fällen im Bereich dieser lokalen Maxima auch die Versagensstelle. Aus den Versuchen hat sich gezeigt, daß sich

zwei Faktoren auf die Homogenität der Verformung auswirken. Einmal die Belastungsart, wobei aus den Diagrammen deutlich wird, daß hier wiederum die äquibiaxiale Last am kritischsten ist. Der zweite Faktor ist die Probenform. Die Verläufe der Versuche w, X, N zeigen sehr deutlich die Instabilität der Proben mit der sanfteren Übergangskontur gegen die auftretende Belastung. Bei Versuch X ist die Verformung sogar so inhomogen, daß die lokale minimale Dehnung zum Zeitpunkt der vorgegebenen maximalen Dehnung kleiner ist als das vorgegebene Dehnungsminimum.

Hier sei nochmals betont, daß die starken Schwankungen der lokalen Umfangsdehnung keine Schwäche dieses Versuchsaufbaus darstellen. Vielmehr wurde bei den bisher bekannten Versuchen dieser Effekt meßtechnisch nicht erfaßt und folglich auch nicht dokumentiert.

4.1.3. Auswirkung der lokalen Dehnung auf die Vergleichsdehnung

Abbildung 49 zeigt eine Korrektur der Lebensdauerdaten mit den Ergebnissen aus Abb. 48a-c. Wie auch in Abb. 47 wurde die plastische Vergleichsdehnschwingbreite nach /19/ mit Hilfe der in Kap. 3.5.1.2.2. vorgestellten Methode bestimmt. Die mittlere Umfangsdehnung wurde jedoch durch die im Versagensbereich maximal auftretende Umfangsdehnung ersetzt.

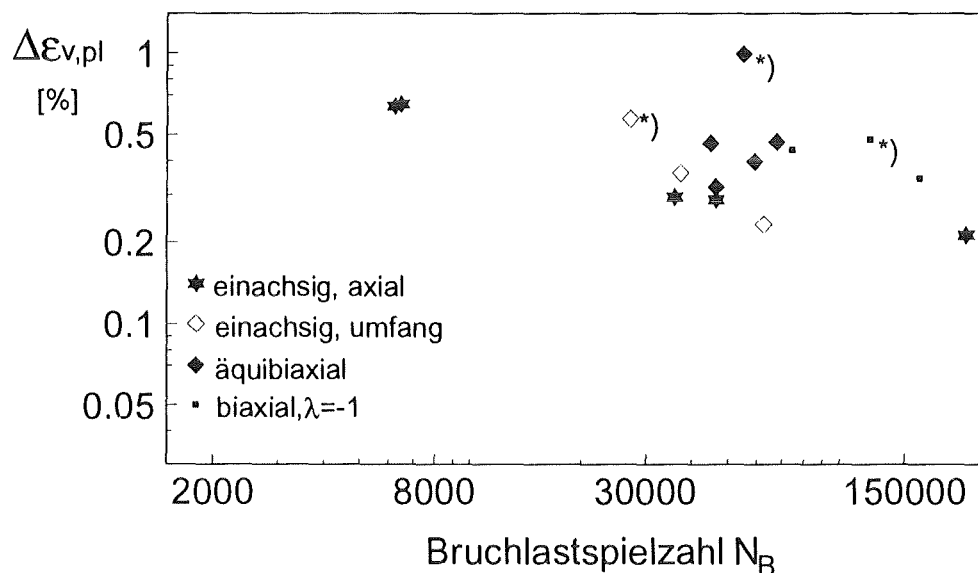


Abb. 49: Lebensdauer in Abhängigkeit von der plast. Vergleichsdehnschwingbreite unter Berücksichtigung der maximalen Umfangsdehnung nach Abb. 48a-c

Obwohl man bei dieser Vorgehensweise zunächst eine bessere Korrelation der Ergebnisse erwarten würde, führt diese Korrektur zu einer stärkeren Streuung der Ergebnisse als in Abb. 47. Die Versuche mit der sanfteren Übergangskontur, wiederum mit *) gekennzeichnet, zeigen, wie zu erwarten, eine deutlichere Abweichung ge-

genüber den anderen Versuchen. Die deutliche Abgrenzung der gegenphasigen Versuche ($\lambda=-1$) verschwindet. Die Versuche liegen tendenziell zwar immer noch über den einachsigen Daten, jedoch voll im Streuband der äquibixialen Versuche.

Die Streuung wird sicherlich beeinflusst durch die Annahme, daß auch bei nicht homogener Verformung des Rohres die Kesselformeln gültig sind. Diese Annahme kann zu größeren Abweichungen der tatsächlichen lokalen zu den berechneten Spannungen führen. Da die elastischen Dehnungsanteile aus den elastischen Spannungen berechnet werden, beeinflusst dies auch die Dehnungsverteilung. Tendenziell liefert diese Korrektur aber ein richtiges Ergebnis.

Die durchgeführte Korrektur kann daher nur qualitativ zeigen, daß bei Verwendung einer gemittelten Umfangsdehnung zur Bestimmung der Vergleichsdehnung, die Homogenität der Verformung des Rohres mitberücksichtigt werden muß, auch wenn, wie bei diesen Versuchen, die gemittelte Umfangsdehnung zu einer besseren Korrelation der Ergebnisse führt.

4.1.4. Rißentstehung und Rißausbreitung

4.1.4.1. Orientierung der Oberflächenrisse

Die Proben wurden zu jedem Inspektionsintervall ausgebaut und mit den in Kap. 3.4.3. beschriebenen optischen Verfahren untersucht. Eine Aussage über die Rißentstehung und das Rißausbreitungsverhalten während des Versuches konnte nicht gemacht werden, da sowohl auf den Folienabdrücken als auch mit der endoskopischen Untersuchung die Risse erst beim letzten Inspektionsintervall, d.h. nach Probenversagen sichtbar wurden.

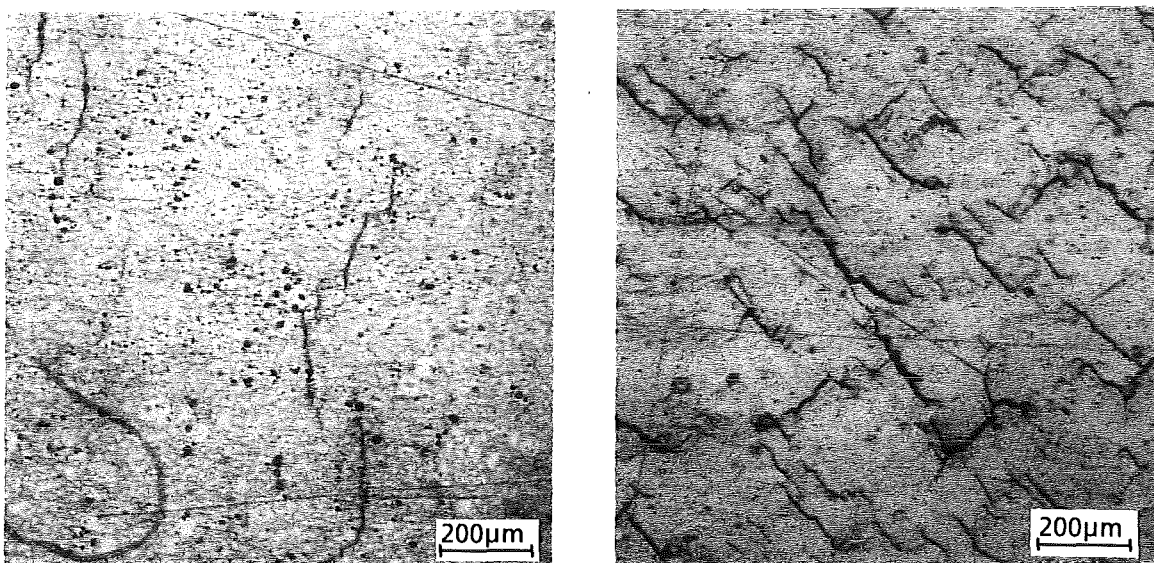


Abb. 50: Orientierung der Risse auf der Probenoberfläche, *links*: äquibiaxial, $\lambda=1$, *rechts*: biaxial, $\lambda=-1$

Daher betrachten die angestellten Untersuchungen die Rißentwicklung zum Zeitpunkt des Probenversagens. Mit Hilfe der Vergleichsversuche soll aber später versucht werden, dennoch eine Aussage über das Ausbreitungsverhalten zu treffen.

Im ersten Schritt wurde die Orientierung der Risse untersucht. Auf den Folienabdrücken waren bei fast allen Versuchen Vorzugsrichtungen der Risse abhängig von der Belastungsart zu erkennen.

Zur Bestimmung einer Winkelverteilung, die alle Rißausbreitungsrichtungen erfaßt, wurde jeder Riß in einzelne Segmente zerlegt und jedem Segment ein Lagewinkel zugeordnet. Der Lagewinkel wird definiert als Winkel zwischen dem Rißsegment und einer Bezugsachse, die senkrecht zur Probenlängsachse liegt. Die ganze Vorgehensweise ist in Abbildung 51 dargestellt.

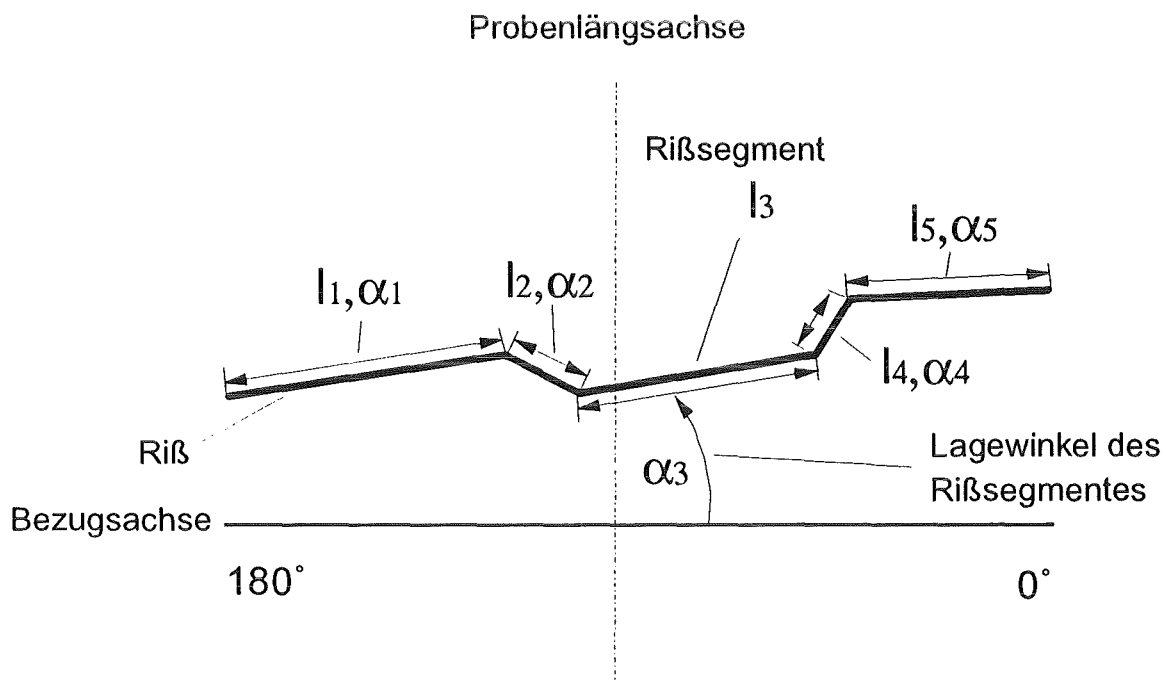


Abb. 51: Bestimmung der Winkellage eines Rißsegmentes

Das Ergebnis dieser Untersuchung ist in den folgenden Abbildungen für einige Versuche in Histogrammform dargestellt. Auf der Abszisse sind die Winkel in Klassen mit einer Breite von 10° in Winkelgraden von 0° - 180° aufgetragen. Die Ordinate stellt die relative Rißlänge in % dar. Sie ist die Summe aller Segmente in einer Winkelklasse bezogen auf die Summe der Längen aller erfaßten Risse.

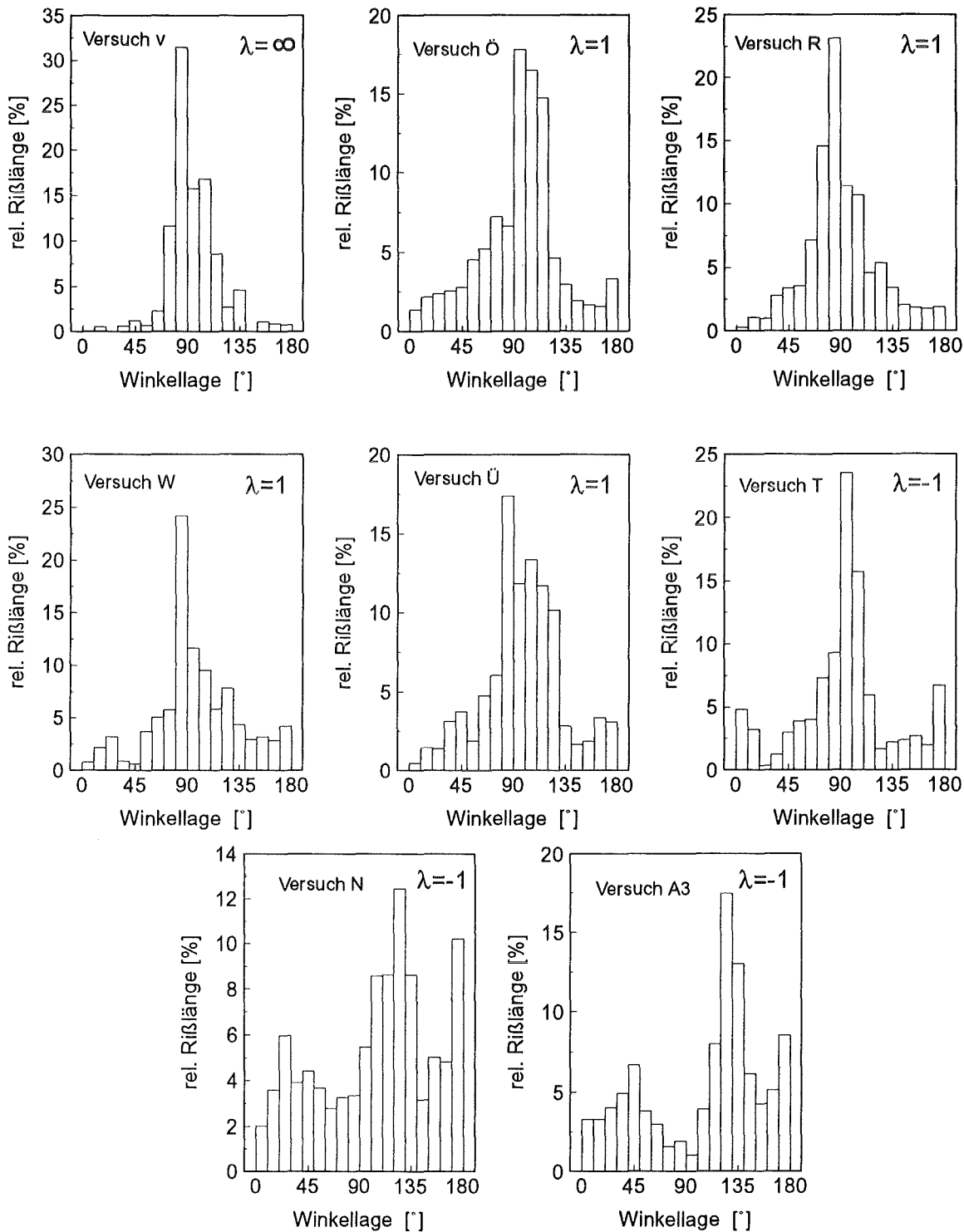


Abb. 52: Winkelverteilungen der Rißsegmente

Bei Versuch v (reine Umfangslast) stellt sich eine Rißverteilung ein, die ihr Maximum erwartungsgemäß senkrecht zur Belastungsrichtung in der 90° Lage aufweist. Die äquibiaxialen Versuche zeigen ebenfalls eine Konzentration der Risse in der 90° Lage, wobei die benachbarten Winkelklassen stärker besetzt sind als im einachsigen Versuch v. Bei den äquibiaxialen Versuchen wäre, nach der Lage der Rißausbreitungsebenen für diesen Belastungsfall /69/, eine gleichmäßigere Verteilung der

Winkelklassen zu erwarten. Das reale Verhalten wird sicherlich durch den inhomogenen Verlauf der Umfangsdehnung verursacht. Ein weiterer Einfluß könnte auf den Herstellungsprozess der Rohrproben zurückzuführen sein. In mehreren anderen Arbeiten (z.B. /70/) wurde festgestellt, daß die Lebensdauer von Ermüdungsproben, die quer zur Walzrichtung entnommen wurden, bei gleicher Belastung geringer ist als bei Proben, die in Walzrichtung belastet wurden. Bei den nahtlos gezogenen Rohren entspricht die Belastung in Rohrumfangsrichtung einer Belastung quer zur Walzrichtung und kann daher günstiger für die Entstehung und Ausbreitung von Rissen sein. Bei der gegenphasigen biaxialen Belastung stellen sich die erwarteten Orientierungen ein, wobei bei Versuch T die 90° Lage am häufigsten ist. Bei Versuch N und A3 ist die 135° Lage bevorzugt. Die Versuche, die in den vorangegangenen Diagrammen nicht aufgeführt wurden, zeigten außer dem versagensrelevanten Riß keine weiteren Risse.

4.1.4.2. Statistische Verteilung der Rißlängen

In einem weiteren Schritt wurde die Verteilung der Rißlängen untersucht. Dabei wurden die Rißlängen einzelner Risse in Klassen mit einer Breite von 25µm eingeteilt und gegen die relative Häufigkeit in % aufgetragen (Anzahl der Risse in einer Rißlängensklasse bezogen auf die gesamte Anzahl aller Risse, wobei hier nicht, wie bei den Winkelverteilungen, die segmentierten Rißlängen herangezogen wurden, sondern die tatsächliche Länge eines Risses). Die wiederum in Form von Histogrammen dargestellten Ergebnisse (Abb. 53) geben einen guten Überblick über die Häufigkeit der vorkommenden Rißlängen.

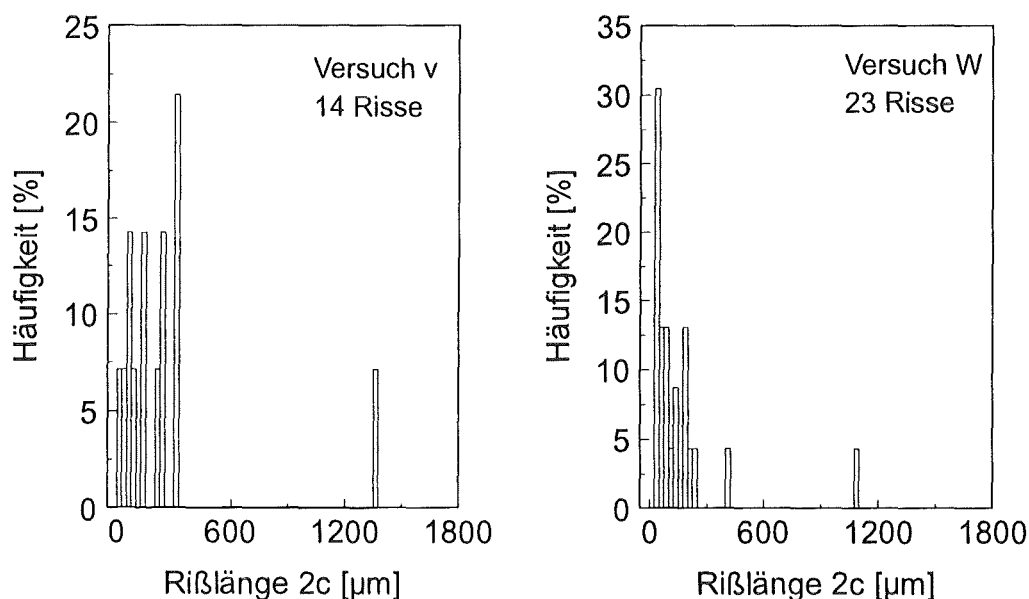


Abb. 53: Rißlängenhäufigkeiten der mehrachsigen Versuche nach Probenversagen

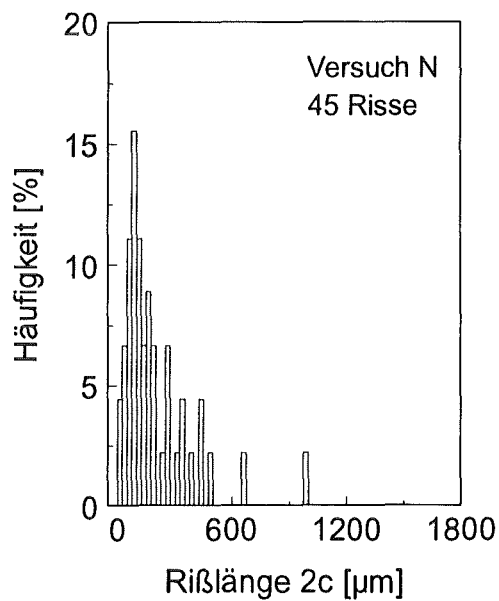
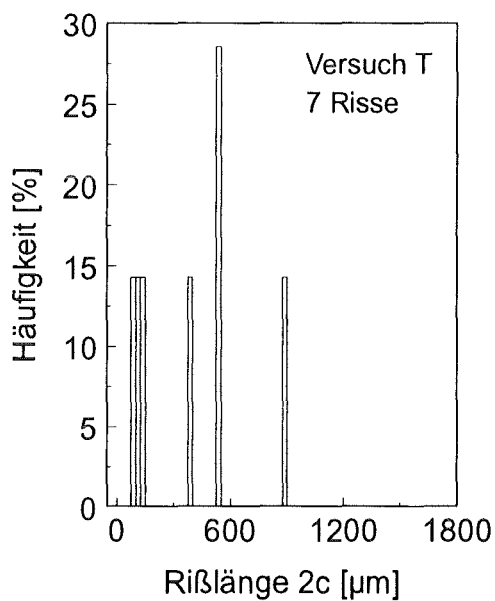
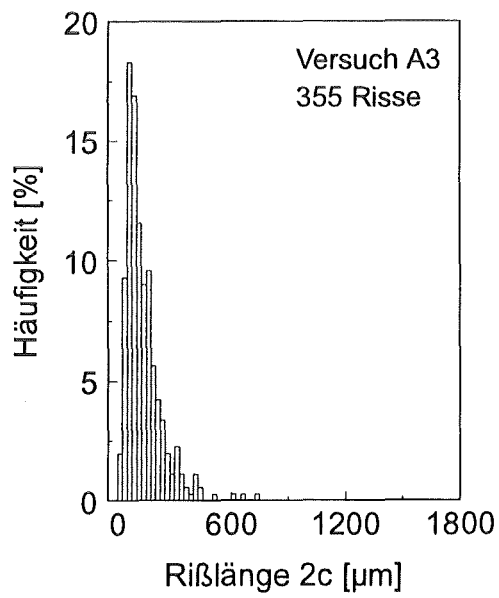
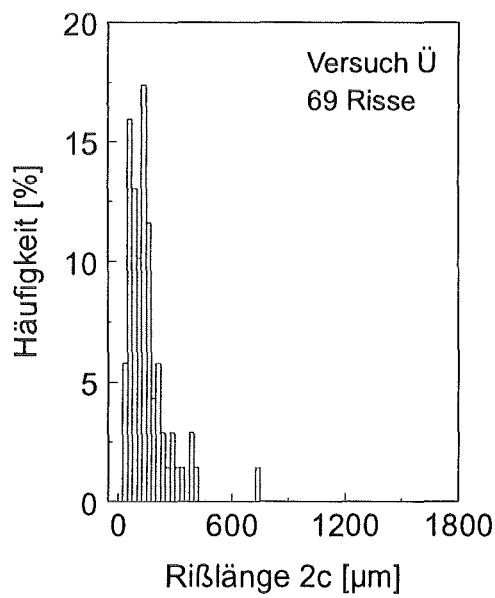
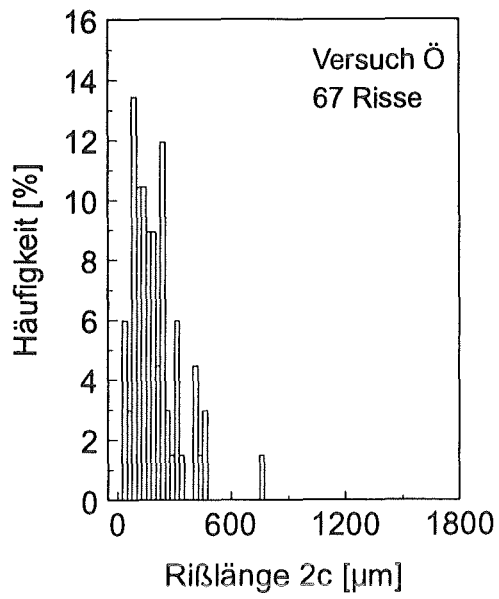
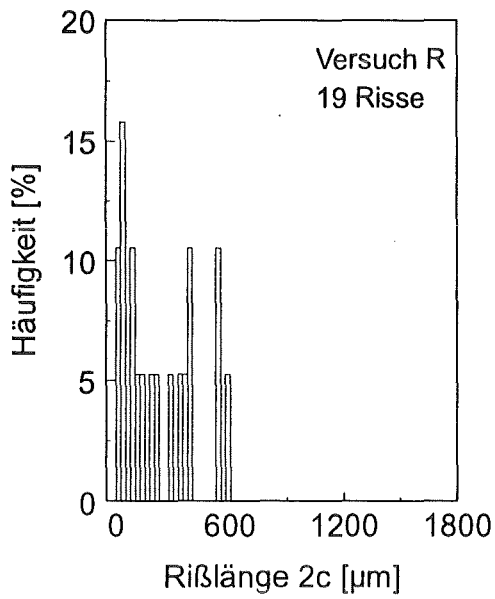


Abb. 53: Rißlängenhäufigkeiten der mehrachsigen Versuche nach Probenversagen, Fortsetzung

Bei allen Versuchen sind die unteren Riklassen beim Probenversagen besetzt, d.h. die Phase der Rißentstehung ist bis zum Probenversagen nicht abgeschlossen. Parallel dazu breiten sich Risse aus. Versuche mit wenigen Rissen (<20) zeigen eher eine gleichmige Verteilung der Häufigkeiten und sind daher weniger repräsentativ, während bei den anderen ein Häufigkeitsmaximum bei kleineren Rißlängen liegt und die höheren Klassen eher schwächer besetzt sind. Dieses Verhalten der Rißentwicklung wurde auch schon bei anderen ein- und mehrachsigen Ermüdungsversuchen beobachtet /56/, /71/ und kann als typisch bezeichnet werden.

Oft gilt das Interesse der Häufigkeit der Risse bis zu einer bestimmten Größe. Dies lässt sich am besten durch Verteilungsfunktionen beschreiben, die aus den Histogrammen erstellt werden können.

Zur Erstellung einer Verteilungsfunktion werden die Summenhäufigkeiten der Rilngensklassen aus den Histogrammen bestimmt und über der Rißlänge (Quantil) aufgetragen. Danach lautet die Verteilungsfunktion F bis zu einem bestimmten Quantil x_k :

$$F(x_i) = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{n_{\text{ges}}}, \quad n = \text{Anzahl der Risse} \quad (\text{Gl.46})$$

Dieser Ausdruck lässt sich in integraler Form schreiben zu:

$$F(x) = \int_0^x f(x) dx \quad (\text{Gl.47})$$

hierbei ist $f(x)$ die Verteilungsdichte der jeweiligen Verteilung.

In der Regel lässt sich die Rißentwicklung durch eine Lognormalverteilung beschreiben. Die Verteilungsdichte für die Lognormalverteilung lautet:

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot p_2 \cdot x} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(x) - \ln(p_1)}{p_2} \right)^2} \quad (\text{Gl.48})$$

Das Quantil x ist gleich der Oberflächenrißlänge $2c$, p_1 und p_2 sind die freien Parameter der Verteilungsfunktion. Die folgenden Diagramme zeigen die Verteilungsfunktionen $F(2c)$ der mehrachsigen Versuche. Die Parameter p_1 und p_2 wurden mit einem numerischen Verfahren ermittelt, welches die Abstandskvadrat

$F(x)$ und $F(x_i)$ minimiert. Die freien Parameter sind im Anhang tabelliert. Als Punkte sind die experimentellen Werte mit eingezeichnet.

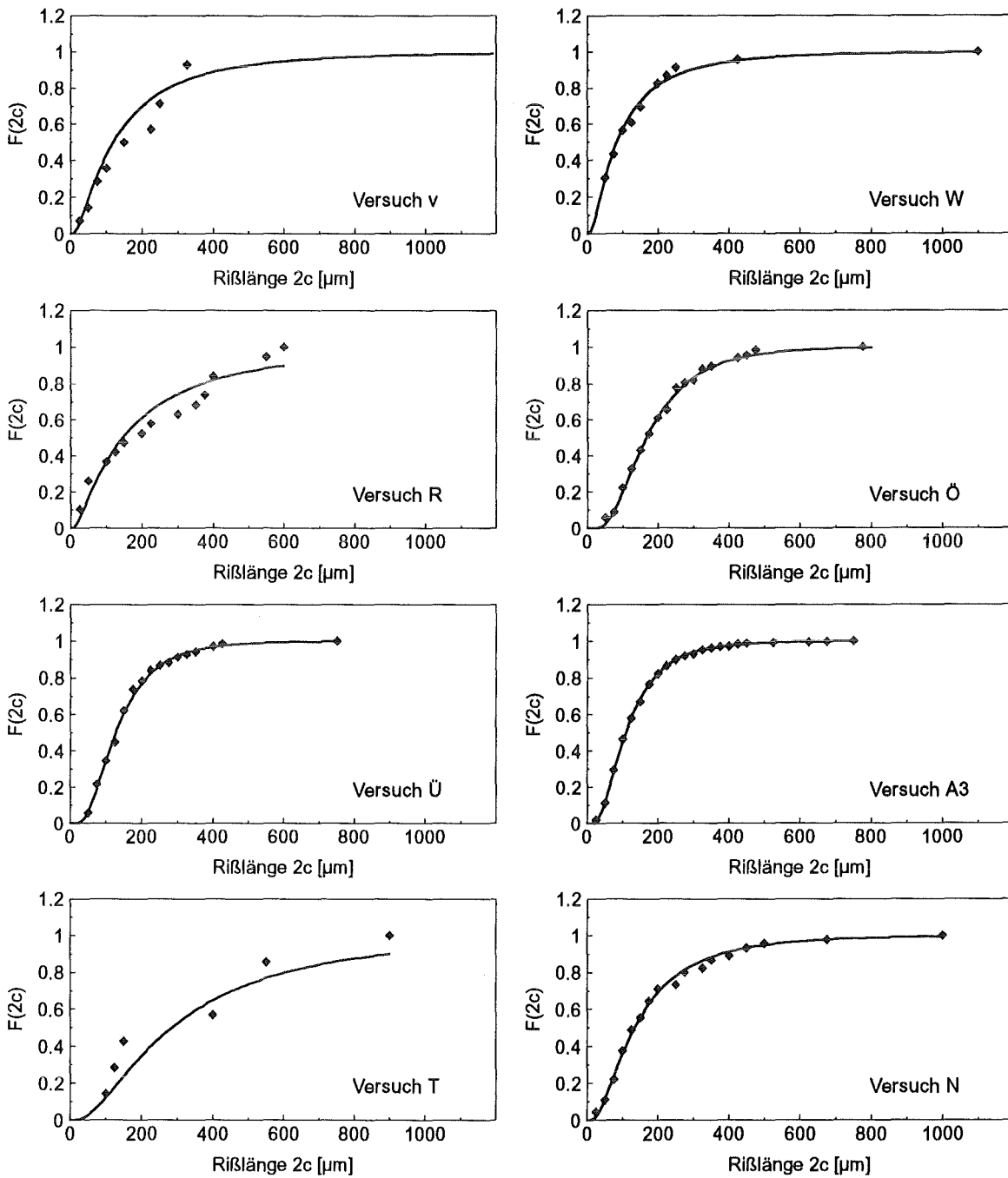


Abb. 54: Verteilungsfunktionen $F(2c)$ aus den Summenhäufigkeiten

Es zeigt sich, daß die Versuche mit mehr als etwa 20 Rissen die Annahme einer Lognormalverteilung bestätigen. Für Versuche mit geringerer Rißanzahl eignet sich die Verteilung nicht.

4.1.5. Metallographische und fraktographische Untersuchungen

Von den einzelnen Proben wurden nach Beendigung des Versuches Probenstücke herauspräpariert und metallographisch untersucht. Die Schlibfbilder aller präparierten Proben zeigen über die Wandstärke starke Verformungslinien bei allen vier Belastungsvarianten. In den oberflächennahen Bereichen ist die Bildung von Ermüdungsgleitbändern zu erkennen (Abb. 55). Abbildung 56 zeigt die Stadien der Ermüdungsrißausbreitung bei Versuch N.

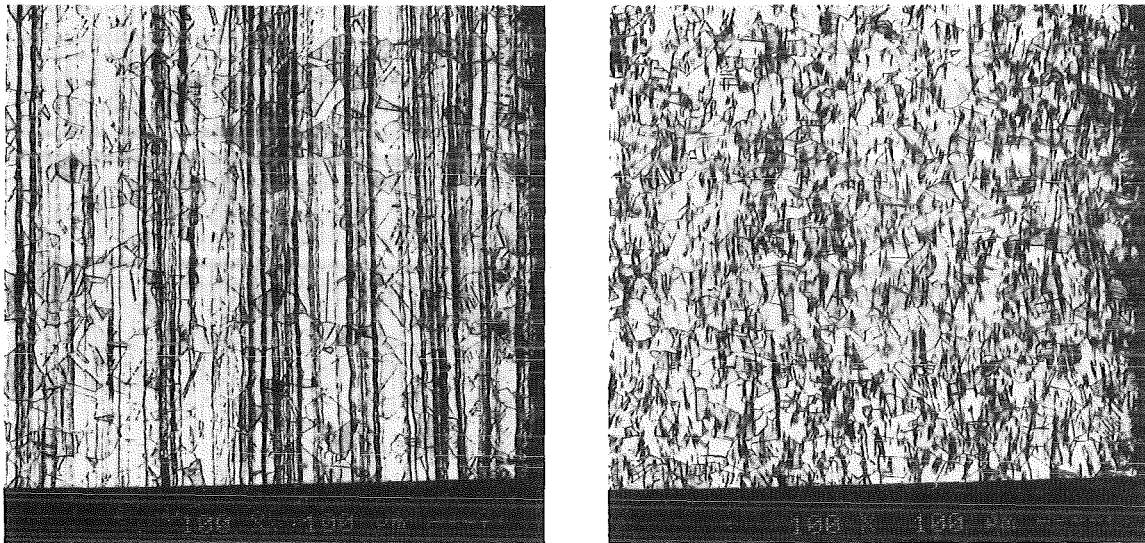


Abb. 55: Verformung im Gefüge, *links*: Versuch T, Schliff längs der Rohrwand, *rechts*: Versuch N, Schliff quer zur Rohrwand

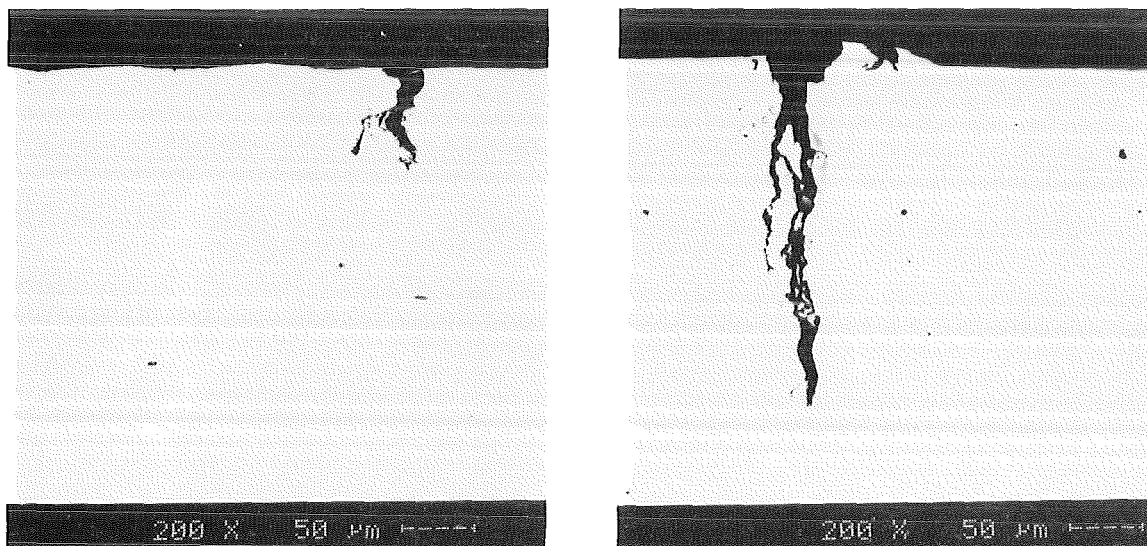


Abb. 56: Ermüdungsrisse bei Versuch N, *links*: Stadium I, *rechts*: Stadium II

Zur Analyse der Bruchfläche wurden nach Versuchsende die Versagensrisse aus der Probe herausgesägt und geöffnet. Alle Bruchflächen zeigten halb elliptisches Ermüdungsrißwachstum. In einigen Fällen konnte der Bruchursprung mit Hilfe des

Lichtmikroskopes schon bei geringer Vergrößerung (ca. 10 bis 20-fach) bestimmt werden.

Zur genaueren Untersuchung der Bruchmorphologie wurden rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen durchgeführt. Die Aufnahmen erfolgten unter einem Kippwinkel von 30° nach rechts.

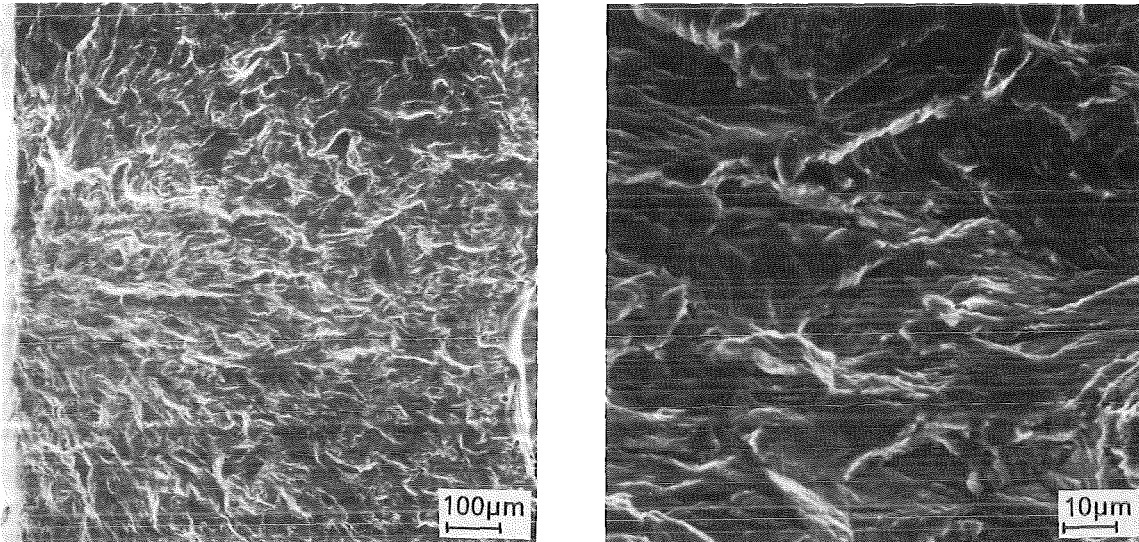


Abb. 57: Bruchursprung, links: Vers. v, rechts: Vers. s

Bei den äquibiaxialen und den einachsigen Versuchen zeigen sich deutlich ausgebildete Schwingungstreifen in Rißausbreitungsrichtung. Sie sind sichtbar, wenn die Rißlänge in Tiefenrichtung etwa ein viertel bis ein drittel der Wandstärke erreicht hat. Ihr Abstand wird mit zunehmender Rißlänge größer.

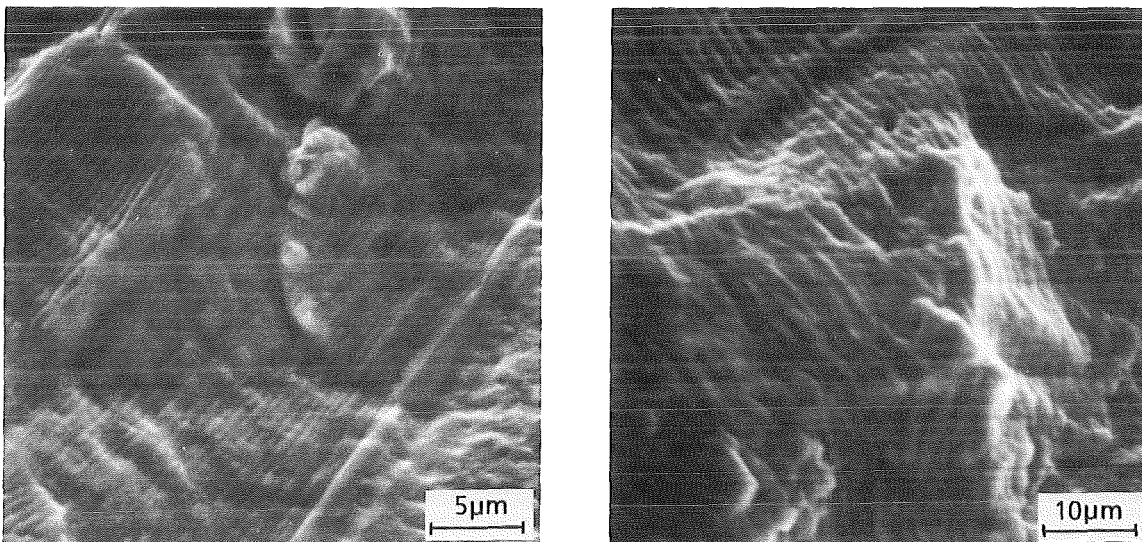


Abb. 58: Schwingungstreifen, links: Vers. t, rechts: Vers. W

Die gegenphasige biaxiale Belastung hinterläßt auf der Bruchfläche keine eindeutig feststellbare Rißausbreitungsrichtung. Die Bruchfläche ist durch Scherlippen zerklüf-

tet und läßt keine Schwingungstreifen erkennen. Bei einigen Versuchen wurden Sekundärrisse senkrecht zur Bruchfläche gefunden. Die folgenden Bilder zeigen die vorhergenannten Merkmale.

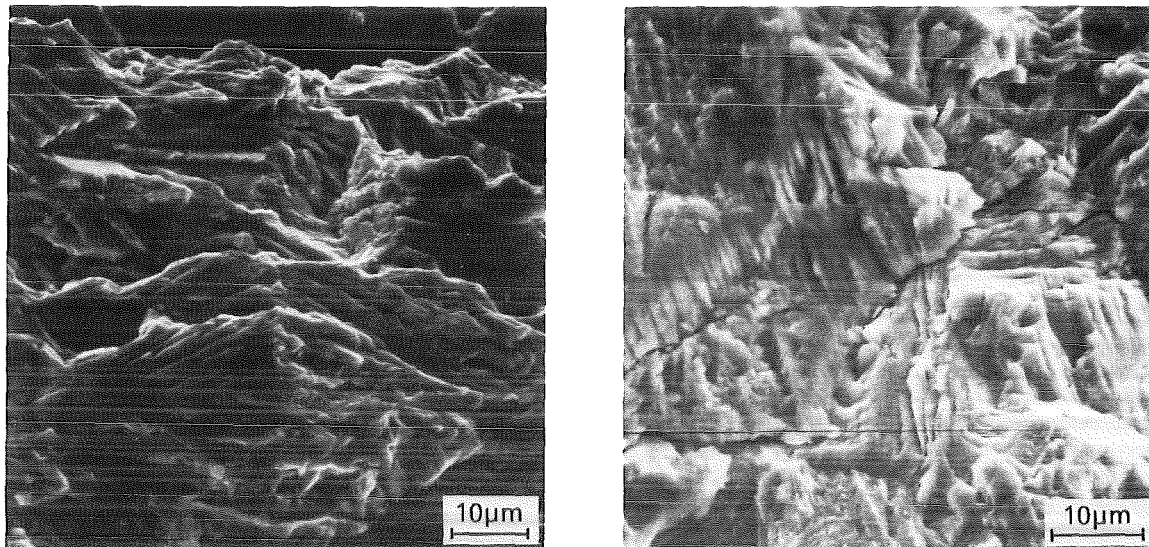


Abb. 59: Scherlippen, links: Vers. A3, rechts: Vers. T, mit Sekundärrissen

4.2. Isotherme einachsige Versuche

Zum Vergleich mit den mehrachsigen Versuchen wurden Ermüdungsversuche an Rohr- und Vollproben, zur Schaffung einer breiten Basis von einachsigen Daten, durchgeführt.

Aus Gründen der Handhabbarkeit sollten die einachsigen Versuche an kleinen, runden Vollproben durchgeführt werden. Deswegen war ein weiteres Ziel der experimentellen Untersuchungen die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus Versuchen an Vollproben auf Versuche an Rohren, besonders im Hinblick auf die unterschiedliche Korngrößenverteilung bei den einzelnen Halbzeugen. Um einen eventuellen Einfluß der Probengeometrie mitzuerfassen, wurden aus Rundmaterial gefertigte Vollproben zu Hohlproben mit demselben Wandstärken-/Radienverhältnis wie bei den Rohren für die einachsigen Versuche umgearbeitet. Bei allen Versuchen wurde die Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen verfolgt.

4.2.1. Prinzipielles Versagen

Eine Übersicht über alle Versuche mit Bruchlastspielzahl, Dehnschwingbreite und Belastungsgeschwindigkeit ist in Tabelle 5a-d gegeben. Alle Proben versagten durch einen dominant gewordenen Ermüdungsriß in etwa senkrecht zur Belastungsrichtung. Das Probenversagen bei N_B ist definiert durch das Abschalten der Prüfmaschine über die Weg- oder Dehnungsgrenzen. Das bedeutet, daß ein Riß den Pro-

benquerschnitt so geschwächt hat, daß der Regelkreis der Maschine instabil wird, und die Maschine über die Grenzwerte hinausfährt.

Versuch Nr.	Probe Nr.	N _B	Δε _{tot} [%]	Δε _{pl} [%]	Ė _{tot} [%/s]	Frequenz f [Hz]	Bemerkungen
12	-	6778	1.0	0.624	0.1	0.05	-
14	-	8832	1.0	0.608	0.1	0.05	-
16	-	6600	1.0	0.604	0.1	0.05	-
31	-	8385	1.0	0.584	0.1	0.05	Oberfläche gedreht
13	-	19334	0.8	0.464	0.1	0.0625	-
15	-	17870	0.8	0.46	0.1	0.0625	-
18	-	16704	0.8	0.464	0.1	0.0625	-
30	-	17858	0.8	0.468	0.1	0.0625	Oberfläche gedreht
25	-	70050	0.6	0.298	0.1	0.83	-
29	-	46901	0.6	0.297	0.1	0.83	Oberfläche gedreht
32	-	161924	0.4	0.112	0.1	0.125	Oberfläche gedreht

Tabelle 5a: Übersicht über die Versuche, Rohrmaterial

Versuch Nr.	Probe Nr.	N _B	Δε _{tot} [%]	Δε _{pl} [%]	Ė _{tot} [%/s]	Frequenz f [Hz]	Bemerkungen
VPPL3	C16	2702	1.4	1.02	0.1	0.0357	-
VPPL2	A34	5595	1.2	0.848	0.1	0.0385	-
VPPL1	A35	7425	1.0	0.696	0.1	0.05	-
L3a	C5	5320	1.0	0.688	0.1	0.05	-
L3b	C14	7963	1.0	0.688	0.1	0.05	-
L3d	A8	8344	1.0	0.68	0.1	0.05	-
L3e	A11	7012	1.0	0.672	0.1	0.05	nicht poliert
W3a	A6	9219	1.0	0.68	0.1	0.05	Wasserbad
W3b	A7	9319	1.0	0.682	0.1	0.05	Wasserbad
W3c	C11	5539	1.0	0.678	0.1	0.05	nicht poliert
1TVP3a	B15	8404	1.0	0.672	0.1	0.05	-
L2b	A17	15459	0.8	0.528	0.1	0.0625	-
L2c	C4	17245	0.8	0.516	0.1	0.0625	-
W2a	A3	11619	0.8	0.536	0.1	0.0625	Wasserbad
W2b	A4	11251	0.8	0.536	0.1	0.0625	Wasserbad
L1b	A28	34752	0.6	0.352	0.1	0.83	-
L1c	C2	26857	0.6	0.362	0.1	0.83	-
W0	A26	25289	0.6	0.362	0.1	0.83	Wasserbad
W1a	C1	24898	0.6	0.356	0.1	0.83	Wasserbad
W1d	B28	29505	0.6	0.36	0.1	0.83	Wasserbad
1TVP0.75e	B6	57082	0.5	0.256	0.1	0.1	-
1TVP0.5b	B22	188949	0.4	0.17	0.1	0.125	-
1TVP0.5c	B21	222154	0.4	0.168	0.1	0.125	-

Tabelle 5b: Übersicht über die Versuche, Vollproben, Plattenmaterial

Versuch Nr.	Probe Nr.	N _B	$\Delta\varepsilon_{\text{tot}}$ [%]	$\Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ [%]	$\dot{\varepsilon}_{\text{tot}}$ [%/s]	Frequenz f [Hz]	Bemerkungen
1TVR3e	2/10	6870	1.0	0.672	0.1	0.05	-
1TVR3g	2/27	7165	1.0	0.668	0.1	0.05	-
1TVR3h2	1/24	7462	1.0	0.664	0.1	0.05	-
1TVR2a	2/03	15365	0.8	0.524	0.1	0.0625	-
1TVR1a	2/06	43925	0.6	0.301	0.12	0.1	-
1TVR0.75a	2/16	93492	0.5	0.262	0.1	0.1	-
1TVR0.75f	2/23	75904	0.5	0.272	0.1	0.1	-
1TVR0.5a	2/17	204968	0.4	0.16	0.1	0.125	-
1TVR0.5b	2/21	137108	0.4	0.172	0.1	0.125	-

Tabelle 5c: Übersicht über die Versuche, Vollproben, Rundmaterial

Versuch Nr.	Probe Nr.	N _B	$\Delta\varepsilon_{\text{tot}}$ [%]	$\Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ [%]	$\dot{\varepsilon}_{\text{tot}}$ [%/s]	Frequenz f [Hz]	Bemerkungen
1TH3e	4/23	7394	1.0	0.636	0.2	0.1	-
1TH3d	4/14	4972	1.0	0.664	0.2	0.1	-
1TH3b	3/24	7084	1.0	0.654	0.2	0.1	-
1TH2b	1/30	8478	0.8	0.464	0.16	0.1	-
1TH2a	4/24	8974	0.8	0.466	0.16	0.1	-
1TH2d	2/26	16000	0.8	0.438	0.16	0.1	-
1TH1b	2/24	22049	0.6	0.308	0.12	0.1	-
1TH1d	3/22	27028	0.6	0.315	0.12	0.1	-
1TH1a	1/27	27543	0.6	0.304	0.12	0.1	-

Tabelle 5d: Übersicht über die Versuche, Hohlproben, Rundmaterial

Die einachsige Schwingbreite der Gesamtdehnung $\Delta\varepsilon_{\text{tot}}$ wurde dreiecksförmig mit der Dehnrage $\dot{\varepsilon}_{\text{tot}}$, bzw. mit der Frequenz f vorgegeben. Die tabellierte plastische Dehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}$ wurde bei etwa $N_B/2$ mit der gemessenen Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ berechnet ($\Delta\varepsilon_{\text{pl}} = \Delta\varepsilon_{\text{tot}} - \Delta\sigma/E$).

Zum Test des Oberflächeneinflusses auf die Bruchlastspielzahl, wurde bei den Rohren pro untersuchter Dehnschwingbreite eine Probe mit gedrehter und nicht polierter Oberfläche gefahren. Ein Einfluß auf die Lebensdauer macht sich erst bei Dehnschwingbreiten $\leq 0.6\%$ bemerkbar.

In Abb. 59 sind die plastischen und gesamten Dehnschwingbreiten über der Bruchlastspielzahl aufgetragen.

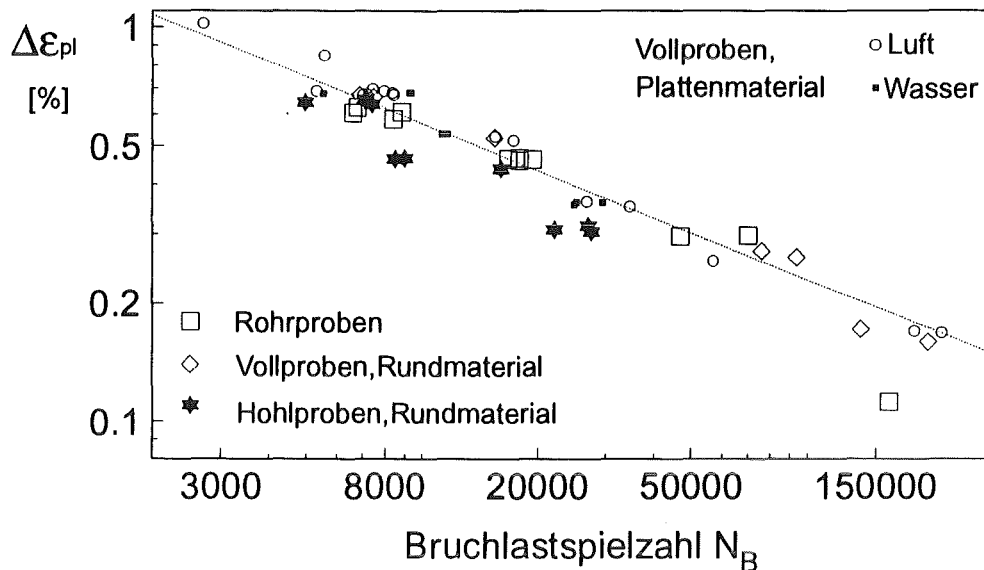


Abb. 60: Lebensdauern der einachsigen Versuche

Alle Versuche liegen in einem relativ engen Streuband. Die Hohlprobenversuche weichen in der Lebensdauer zum Teil um einen Faktor 2 von den übrigen Versuchen ab. Diese Streuung ist im Rahmen solcher Versuche durchaus üblich. Das bedeutet, daß bezüglich der Lebensdauer eine Korrelation der Versuche gegeben ist. Die Beschreibung der Beziehung zwischen Bruchlastspielzahl und plastischer Dehnschwingbreite ergibt nach Manson-Coffin, durch lineare Regressionsanalyse (bis zu einer Bruchlastspielzahl von 10^5), folgenden Zusammenhang:

$$\Delta \varepsilon_{pl} = 21.503 \cdot N_B^{-0.394} \quad (\text{Gl. 49})$$

Die Gleichung ist im obigen Diagramm als gestrichelte Linie eingezeichnet.

4.2.2. Wechselverfestigungsverhalten

Bei der Auftragung der Spannungsmaxima und -minima über der Bruchlastspielzahl (Wechselverfestigungskurven) werden jedoch Unterschiede zwischen den einzelnen Probengeometrien und Halbzeugen (Korngrößen) deutlich. Dazu zeigt Abbildung 61 einen Vergleich der Zugwechselverfestigungskurven aller einachsigen Probenvarianten am Beispiel von $\Delta \varepsilon_{tot} = 0.8\%$ Dehnschwingbreite. Die vollständigen Wechselverfestigungskurven für den Zug- und Druckbereich befinden sich im Anhang (Abb. 99a-d).

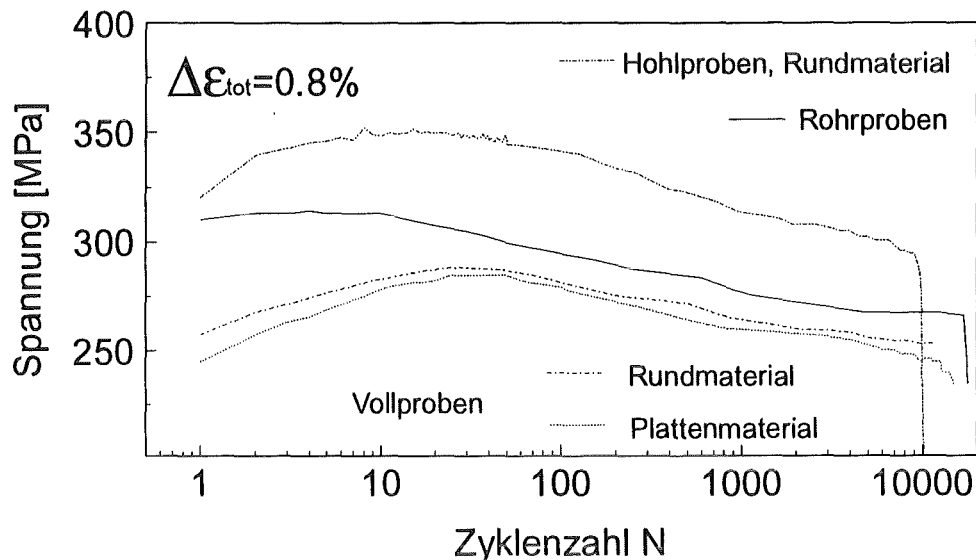


Abb. 61: Vergleich zwischen Rohr-, Rund- und Plattenmaterial

Die **Rohre** zeigen eine schwache Verfestigungsphase, die nach maximal 50 Lastspielen abgeschlossen ist. Anschließend folgt eine Entfestigungsphase, die bis zum Probenversagen anhält. Ein Sättigungszustand ist nicht zu erkennen.

Bei den **Vollproben** tritt eine ausgeprägtere Verfestigungsphase auf, die ebenfalls nach etwa 50 Zyklen beendet ist. Sonst zeigen beide Halbzeugvarianten (Rund- und Plattenmaterial) qualitativ das gleiche Verhalten wie die Rohre. Betragsmäßig unterscheiden sich die Kurven aller drei Halbzeugvarianten insofern, daß mit abnehmender Korngröße die maximalen Spannungswerte ansteigen. Dies kann ein korngroßenabhängiger Effekt sein, wie er auch aus der Literatur bekannt ist (Hall-Petch Beziehung) und für den (z.B. nach [72]) folgender Zusammenhang gilt:

$$\sigma_F = \sigma_0 + c_1 \cdot \sqrt{H} + c_2 \cdot \frac{1}{\sqrt{d_k}} \quad (\text{Gl.50})$$

Dabei ist σ_F die Fließspannung, σ_0 die für die Bewegung von Versetzungen erforderliche Spannung. Der zweite Term berücksichtigt die Behinderung durch bereits vorhandene Versetzungen (H =Versetzungsdichte), im letzten Term geht die Korngröße ein (d_k =mittlerer Korndurchmesser). Bei c_1 und c_2 handelt es sich um werkstoffabhängige Parameter.

Es sind noch weitere Einflüsse auf das Wechselverfestigungsverhalten zu beobachten. Dies zeigt sich an der Kurve für die **Hohlproben**. Bei qualitativ nahezu gleichem Verhalten wie bei den Vollproben aus dem Rundmaterial liegen die maximalen Spannungswerte deutlich über denen der Vollproben aus gleichem Halbzeug (vgl. Abb. 61). Da das gleiche Gefüge vorliegt wie bei den Vollproben (Rundmaterial), gibt es dafür zwei mögliche Erklärungen:

Einmal könnte ein geometrieabhängiger Effekt, wie er auch schon in anderen Arbeiten (z.B. /73/, /74/) festgestellt wurde, eine Rolle spielen. Allerdings kann die Höhe der Abweichung der Spannungsmaximalwerte (nahezu 100 MPa) nicht allein durch Geometrieeffekte hervorgerufen werden, zumal die zylindrische Prüflänge der Proben lang genug ist, um einen homogenen Spannungszustand zu gewährleisten. Den größeren Einfluß hat wahrscheinlich die Probenherstellung, bei der die Probe vermutlich über die ganze Wanddicke (0.59 mm) kaltverfestigt wurde. Daher können die WV-Kurven für die Hohlproben nur zu qualitativen Vergleichen herangezogen werden.

Im Bezug auf das Wechselverfestigungsverhalten sind also die Ergebnisse von Vollproben nur bedingt auf Rohrproben übertragbar. Das unterschiedliche WV-Verhalten zeigt deutlich, daß die Verwendung der plastischen Dehnschwingbreite als Korrelationsgröße für die Bruchlastspielzahl sinnvoll ist, wogegen eine Korrelation mit den Spannungsamplituden zu größeren Streuungen führen würde.

4.2.3. Rißentstehung und Rißausbreitung

4.2.3.1. Statistische Auswertung

Das Entstehen und die Ausbreitung von Ermüdungsrissen an der Probenoberfläche wurde ebenfalls mit den eingangs beschriebenen optischen Verfahren untersucht.

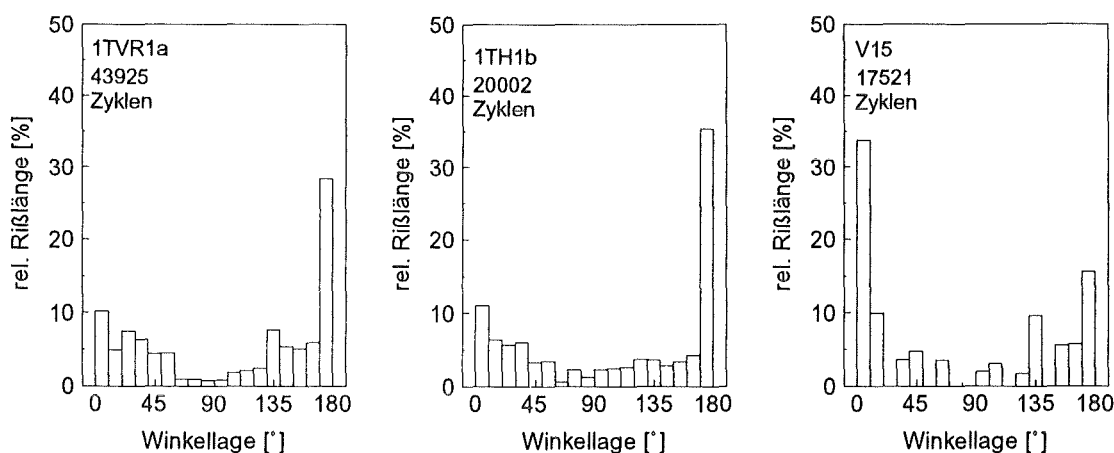


Abb. 62: Orientierung der Rißsegmente, *links*: Vollprobe, *mitte*: Hohlprobe, *rechts*: Rohr

Alle Versuche zeigten die Bildung von einem bzw. mehreren Ermüdungsrissen an der Probenoberfläche. Hier waren die Risse über alle Inspektionsintervalle hinweg sichtbar, daher konnte die Rißentwicklung bis zum Probenversagen verfolgt werden. Bei allen Versuchen konnte mit steigender Dehnschwingbreite eine Zunahme der Rißbildung beobachtet werden. Unterhalb einer gewissen Grenzdehnschwingbreite entstand insgesamt nur ein erkennbarer Riß, der dann auch zum Versagen der Pro-

be führte. Diese Grenzdehnschwingbreite lag bei den Vollproben bei 0.5%, bei den Rohren waren es 0.6%. Die Vorzugsrichtung der segmentierten Risse lag bei allen Versuchen und Inspektionsintervallen erwartungsgemäß in der 0° bzw. in der 180° Lage (Abb. 62).

Rißentstehung und Rißausbreitung traten über die gesamte Versuchsdauer gleichzeitig auf. Mit fortschreitender Zyklenzahl nimmt die Rißausbreitung zu. Vereinzelt wurde auch Rißstopverhalten beobachtet.

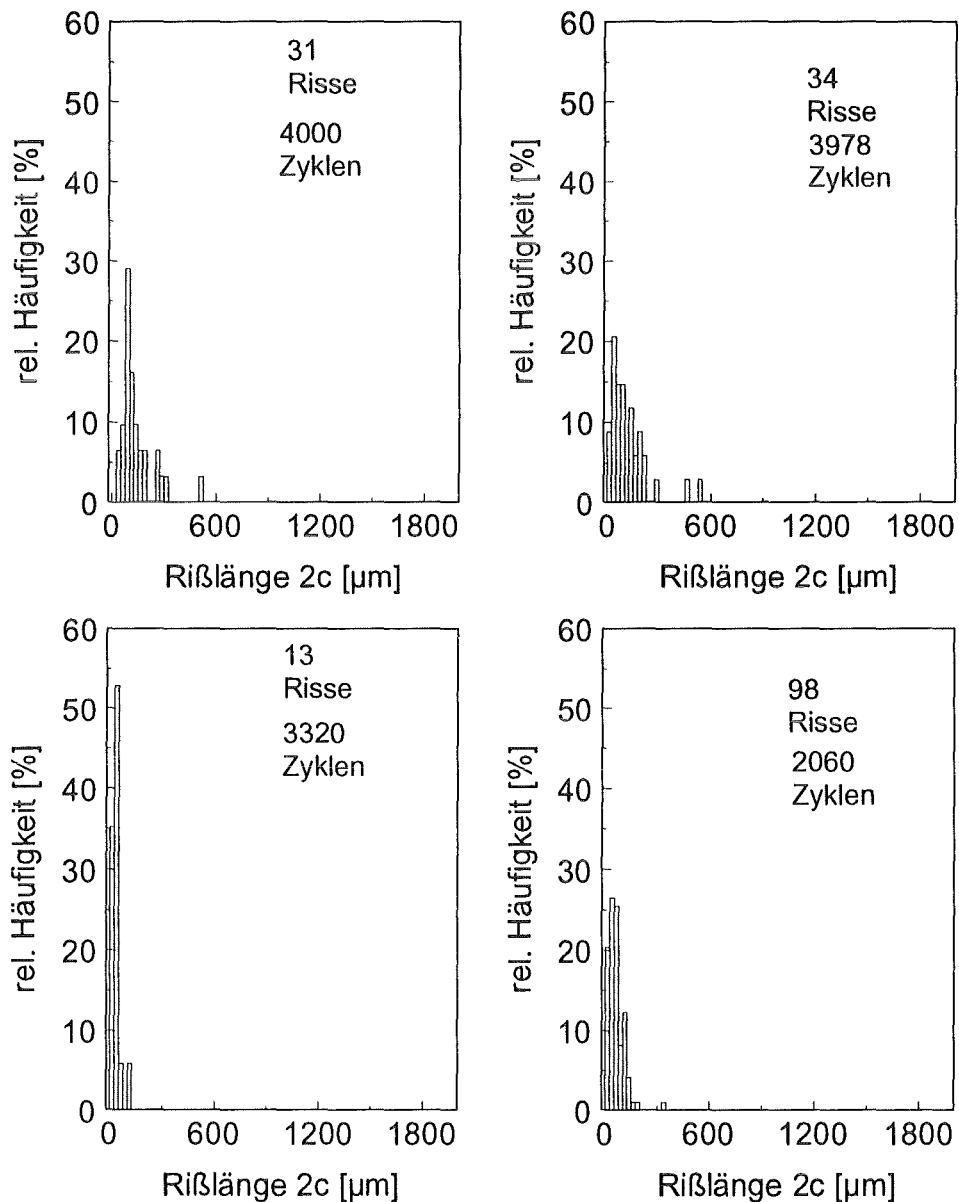


Abb. 63: Vergleich der einzelnen Halbzeugvarianten (etwa bei $N_B/2$), *oben links*: Vollproben, Plattenmaterial (L3d), *oben rechts*: Vollproben, Rundmaterial (1TVR3a), *unten links*: Rohre (V16), *unten rechts*: Hohlproben, Rundmaterial (1TVH3d)

Dies läßt sich wiederum anhand von Histogrammen veranschaulichen. Die Klasseneinteilung entspricht der Einteilung der zuvor beschriebenen mehrachsigen Ver-

suche. Zur Darstellung wurden beispielhaft die Versuche mit einer Dehnschwingbreite von 1.0% herangezogen. Jedes Histogramm repräsentiert dabei ein bestimmtes Inspektionsintervall. Die Ergebnisse gelten jedoch auch für die Histogramme der übrigen Schwingbreiten. Diese sind ausführlich in /71/, /75/, /76/ dargestellt.

Abb. 63 zeigt für die einzelnen Halbzeugvarianten aus Gründen der Übersichtlichkeit nur ein Inspektionsintervall (etwa bei $N_B/2$). Dies ist für vergleichende Betrachtungen zunächst ausreichend. Die restlichen Histogramme (alle Inspektionsintervalle) für 1.0% befinden sich im Anhang (Kap. 8.2.2.).

Die **Vollproben** beider Halbzeugvarianten zeigen das gleiche Verhalten. Der Phase der Rißentstehung wird eine ausgeprägte Rißausbreitungsphase überlagert, wobei weiterhin die unteren Rißlängenklassen stark besetzt bleiben. Die maximalen Rißlängen liegen zwischen 2 und 3.6 mm (bei Versuchsende). Die **Hohl- und Rohrproben** zeigen eine etwas stärkere Rißbildungsphase über die gesamte Versuchsdauer. Die maximale Rißlänge liegt bei beiden Probenvarianten bei nur etwa 500µm.

Aufgrund dieser Beobachtungen läßt sich vermuten, daß die Probengeometrie mehr als die Korngröße die Rißbildung und Rißausbreitung beeinflusst. Die stärkere Neigung zur Rißausbreitung bei den Vollproben wird am deutlichsten anhand der Verteilungsfunktionen der Rißlängenhäufigkeiten (Abb. 64a-c). Die Verteilungsfunktionen sind, wie in Kap. 4.1.4. beschrieben, durch Lognormalverteilungen an die experimentell ermittelten Daten angepaßt.

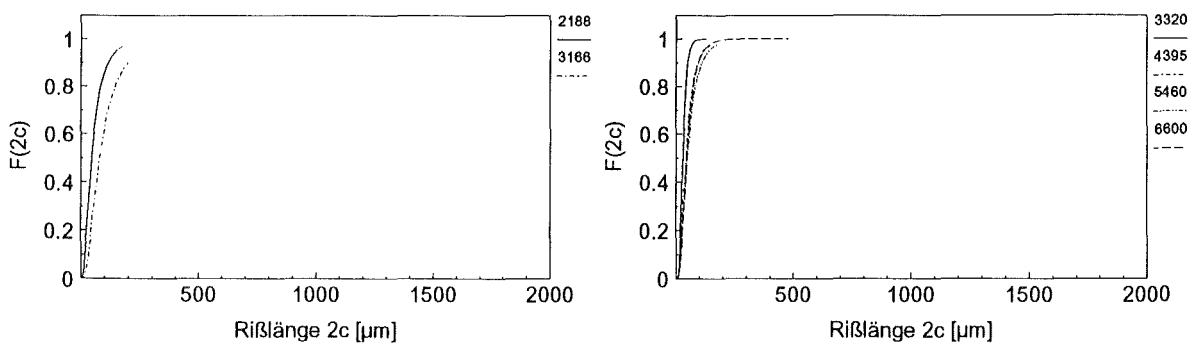


Abb. 64a: Verteilungsfunktionen, links: Hohlproben (1TH3e), rechts: Rohre (V16)

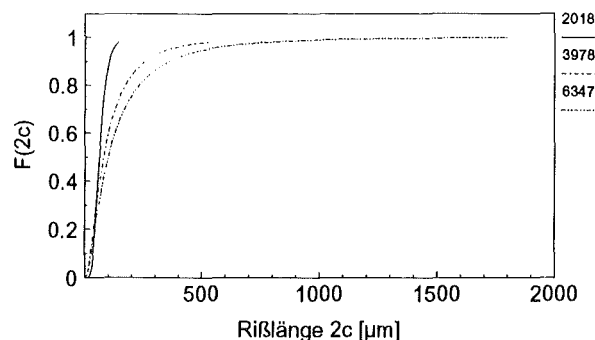


Abb. 64b: Verteilungsfunktionen, Vollproben, Rundmaterial (1TVR3a)

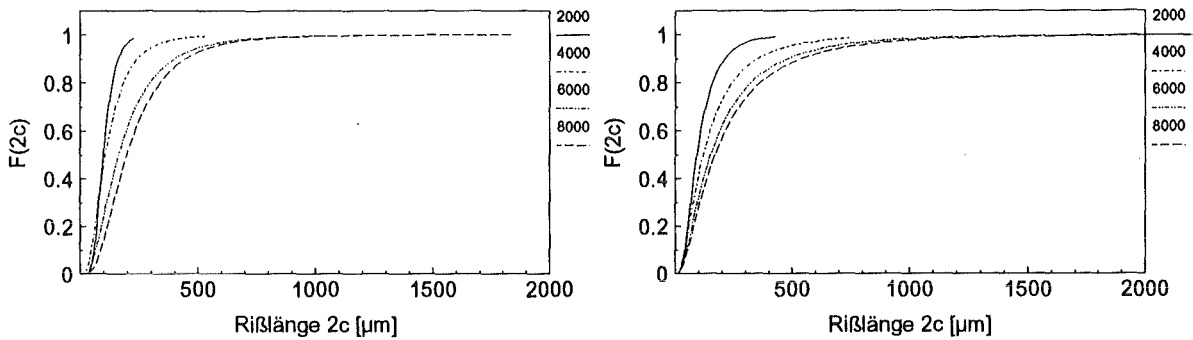


Abb. 64c: Verteilungsfunktionen, Vollproben, Platte (L3d), links: Luft, rechts: Wasser (W3a)

4.2.3.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung

Abb. 65a-c zeigt die Entwicklung der Rißlänge zufällig ausgewählter, jedoch das Verhalten repräsentativ beschreibender Risse in Abhängigkeit von der Zyklenzahl und der Gesamtdehnschwingbreite. Bei allen Probenvarianten läßt sich eine dehnschwingbreitenabhängige Ausbreitung der vorhandenen Risse feststellen. Bei den Versuchen an Vollproben aus Rundmaterial und den Versuchen an Plattenmaterial im Wasserbad überlappen sich die Bereiche bei 0.8% und 1.0% Dehnschwingbreite. Die Versuche im Wasserbad zeigen einen schnelleren Rißfortschritt bei 0.8% und 0.6% Dehnschwingbreite. Ferner liegt bei dieser Versuchsreihe der Rißentstehungszeitpunkt bei niedrigeren Zyklenzahlen als bei den Versuchen an Luft. Verglichen mit den übrigen Versuchen geht dies jedoch in der Streuung unter. Der Rißentstehungszeitpunkt bei den Vollproben aus Rundmaterial ist deutlich zu höheren Zyklenzahlen verschoben. Die Versuche an Hohl- und Rohrproben weisen erkennbar niedrigere Rißlängen als die Vollprobenversuche auf, was wiederum auf einen Einfluß der Probengeometrie hinweisen könnte.

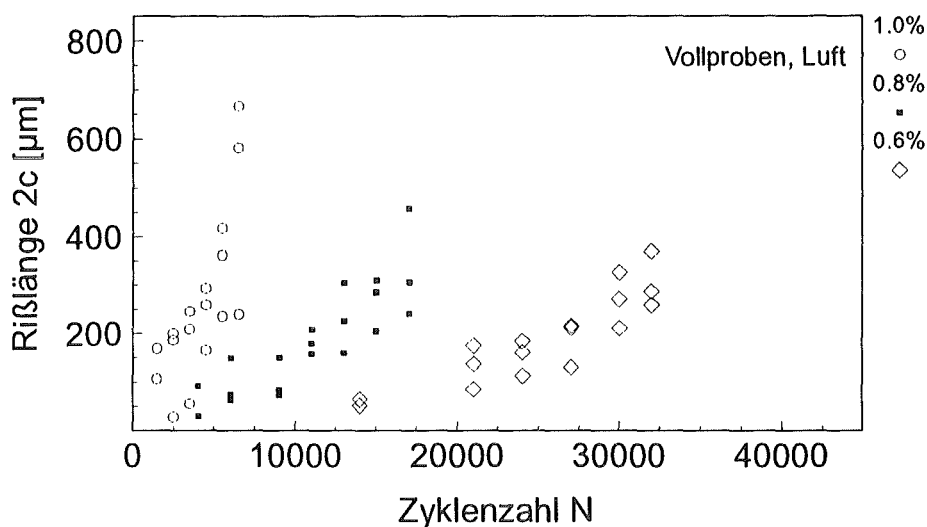


Abb. 65a: Rißlänge in Abhängigkeit der Zyklenzahl, Vollproben, Plattenmaterial, Luft

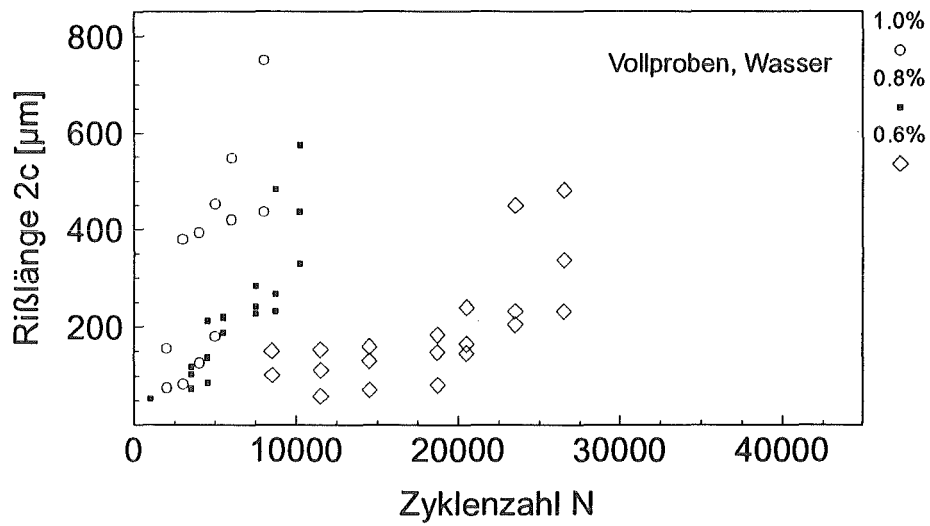


Abb. 65b: Rißlänge in Abhängigkeit der Zyklenzahl, Vollproben, Plattenmaterial, Wasser

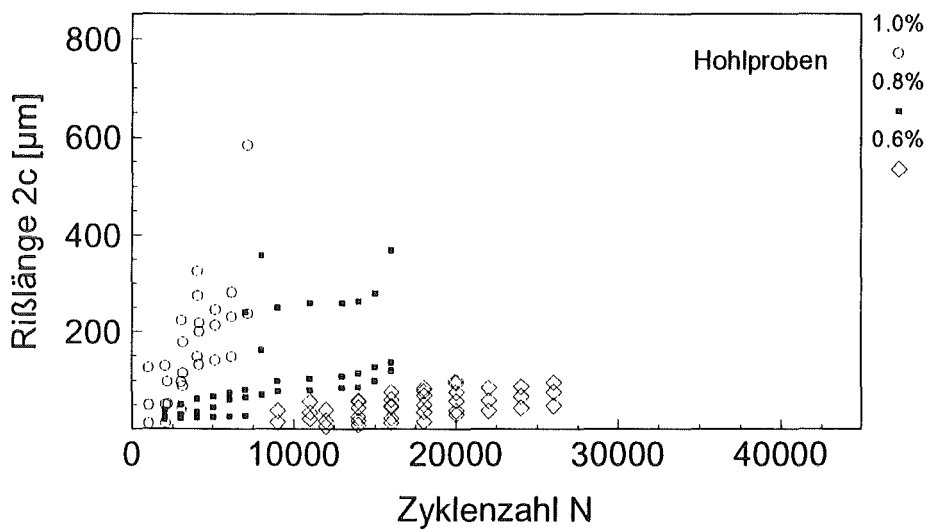
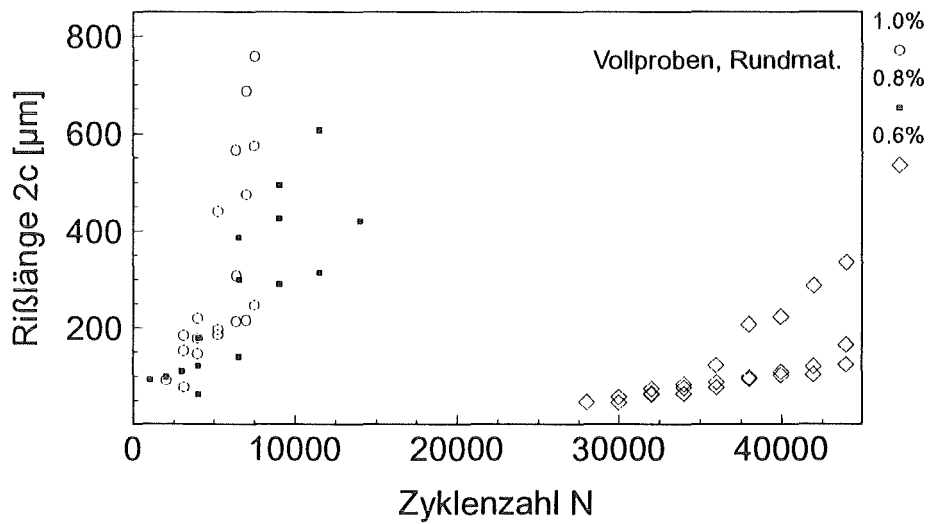


Abb. 65c: Rißlänge in Abhängigkeit der Zyklenzahl, Rundmaterial, oben: Vollproben, unten: Hohlproben

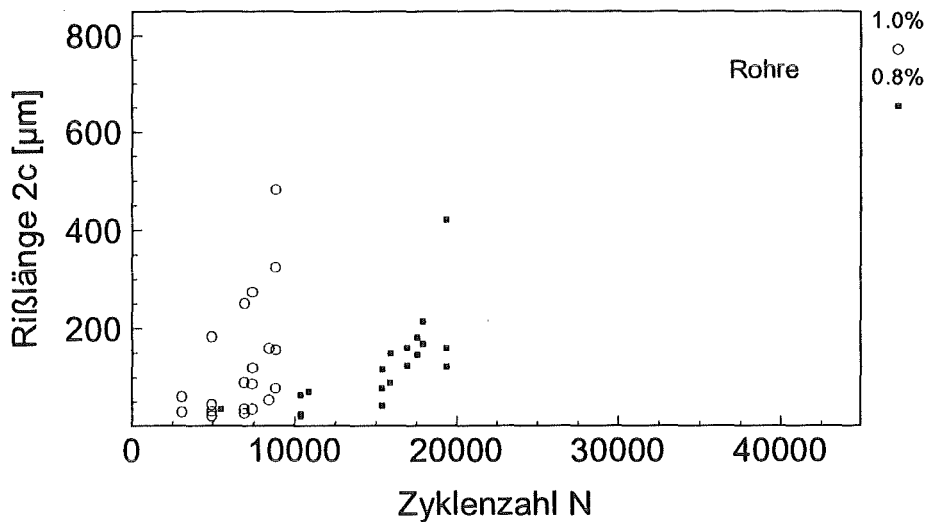


Abb. 65d: Rißlänge in Abhängigkeit der Zyklenzahl, Rohre

4.2.3.2.1. K-Konzept

Aus den Daten der Abbildungen 65a-d lassen sich für jeden Riß mittlere Rißgeschwindigkeiten ermitteln. Dazu wird der Rißlängenzuwachs bezogen auf die Anzahl der Lastspiele zwischen zwei Inspektionsintervallen, $\Delta c/\Delta N$, der die mittlere Rißgeschwindigkeit darstellt, über der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK angegeben. Die zur Bestimmung von ΔK benötigte Geometriefunktion Y wurde nach /77/ ermittelt. Das dazu erforderliche Verhältnis aus Rißtiefe zu halber Oberflächenrißlänge a/c wurde, aus nach Versuchsende aufgebrochenen, unterschiedlich langen Rissen zu 0.7 bestimmt. Das Verhältnis a/w (Rißtiefe zu Bauteildicke) für die kleinen Risse ergab sich daraus in allen Fällen unterhalb von 0.3, was die Verwendung der Lösungen für die ebene Platte erlaubte.

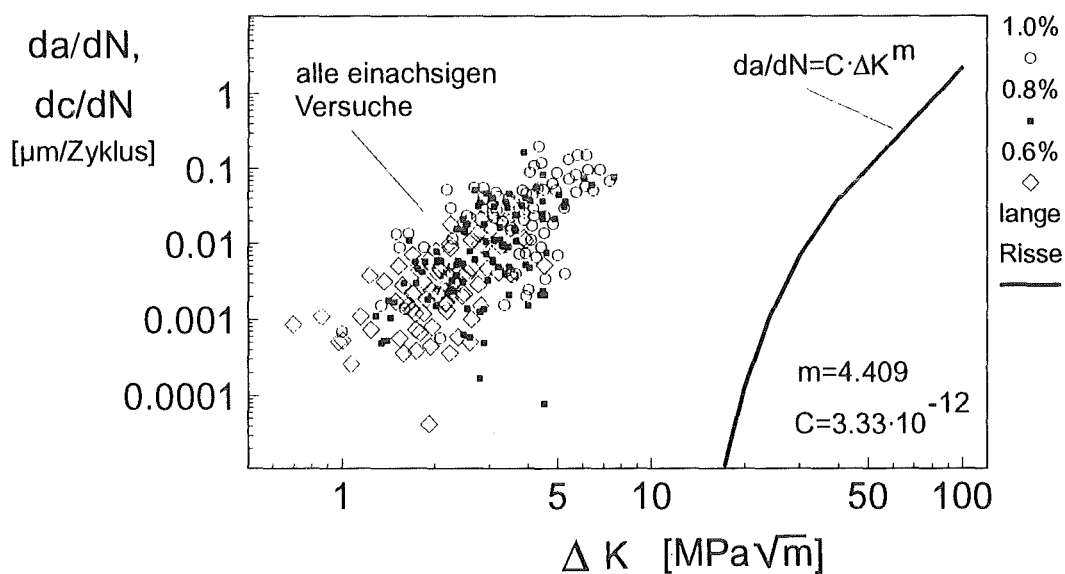


Abb. 66: dc/dN - ΔK -Kurve für alle Versuche, im Vergleich zu langen Rissen nach /78/

Abbildung (Abb. 66) zeigt die Abhängigkeit der Rißgeschwindigkeit von ΔK aus den experimentellen Daten. Unter der Annahme, daß $\Delta c/\Delta N \approx dc/dN$ gilt, ist zum Vergleich die da/dN - ΔK Kurve für einen langen Riß mit eingezeichnet. Die Parameter für die Paris-Gleichung wurden von Lange /78/ an Biegeproben aus dem Werkstoff A 316 LSPH für ein R-Verhältnis von $R=-1$ ermittelt und sind in der Abbildung mit angegeben.

Abbildung 66 ist zu entnehmen, daß alle Daten links von der Kurve für lange Risse liegen. Es existiert Rißwachstum unterhalb von ΔK_{th} für lange Risse. Die Rißgeschwindigkeit streut über mehrere Zehnerpotenzen. Bei einigen Rissen nimmt die Rißgeschwindigkeit mit steigendem ΔK ab. Dieses Verhalten ist typisch für das Wachstum kurzer Risse. Da das Rißausbreitungsverhalten bei kleinen Rissen wesentlich durch die Mikrostruktur beeinflusst wird, ist die Beschreibung der Rißausbreitung durch die LEBM oder z.B. das J-Integralverfahren nicht sinnvoll.

4.2.3.2.2. Modellierung des Oberflächenrißwachstums

Im folgenden wird versucht, ein Rißwachstumsgesetz für die experimentell ermittelten Daten zu finden. Dazu werden für jeden Probenotyp und jede Dehnschwingbreite zunächst Ausgleichskurven durch die experimentellen Daten aus Abb. 65 gelegt. Aus dem so geglätteten Kurvenverlauf wird in engen Intervallen die Rißgeschwindigkeit aus dem Differenzenquotienten $\Delta 2c/\Delta N$ bestimmt. Die Ergebnisse dieser Prozedur zeigt Abb. 67.

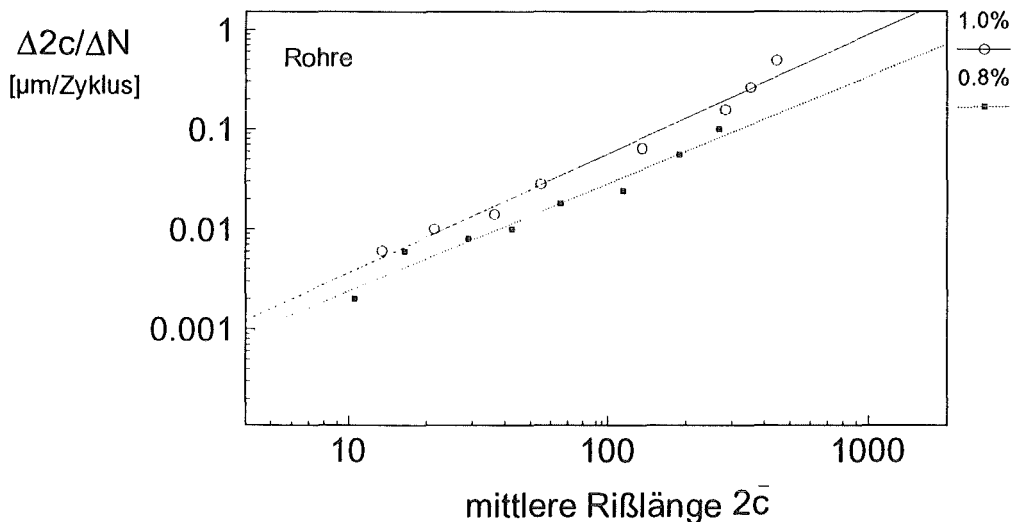


Abb. 67: mittlere Rißgeschwindigkeit über der mittleren Rißlänge aus geglättetem Verlauf der Daten aus Abb. 65

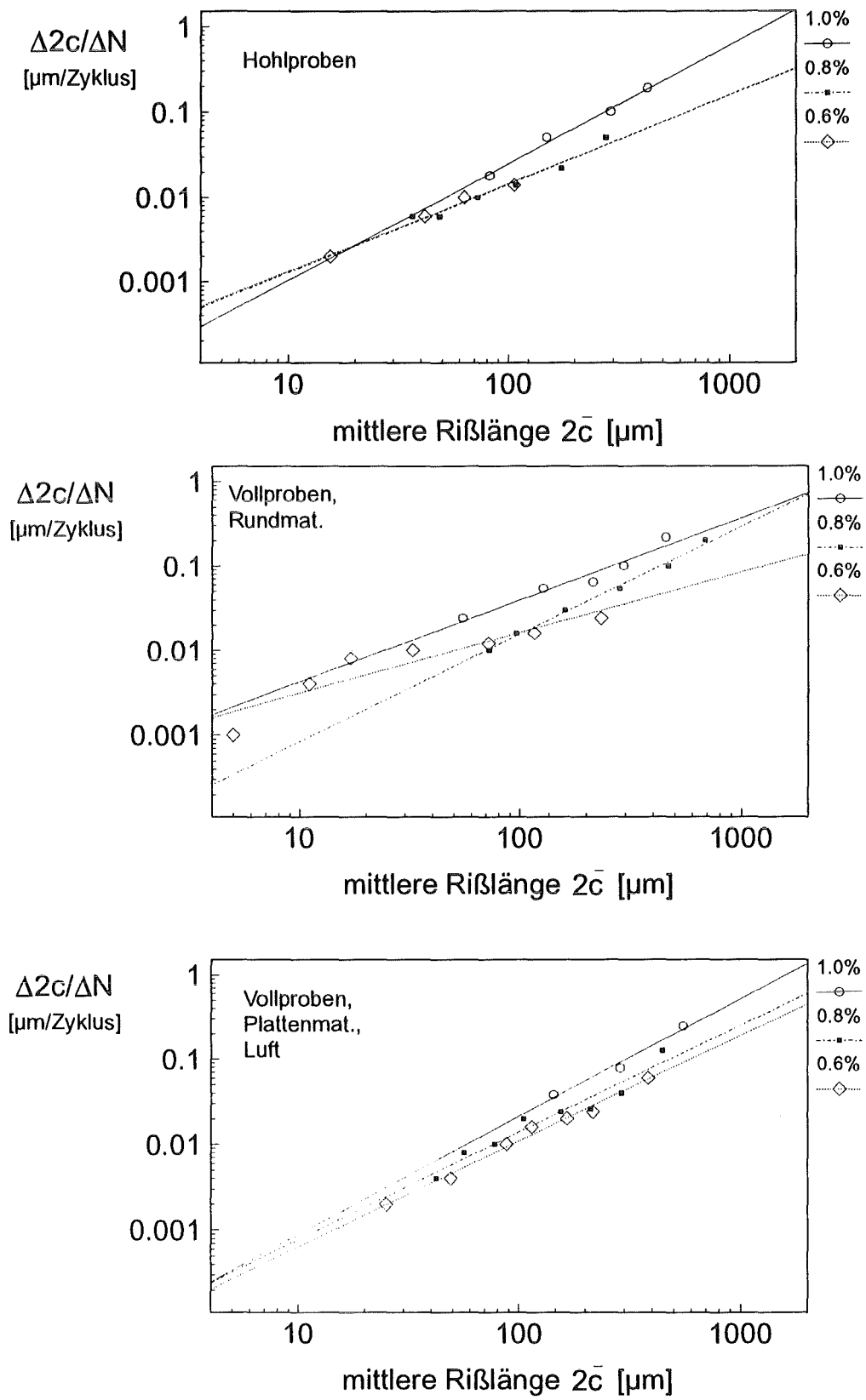


Abb. 67: mittlere Rißgeschwindigkeit über der mittleren Rißlänge aus geglättetem Verlauf der Daten aus Abb. 65, Fortsetzung

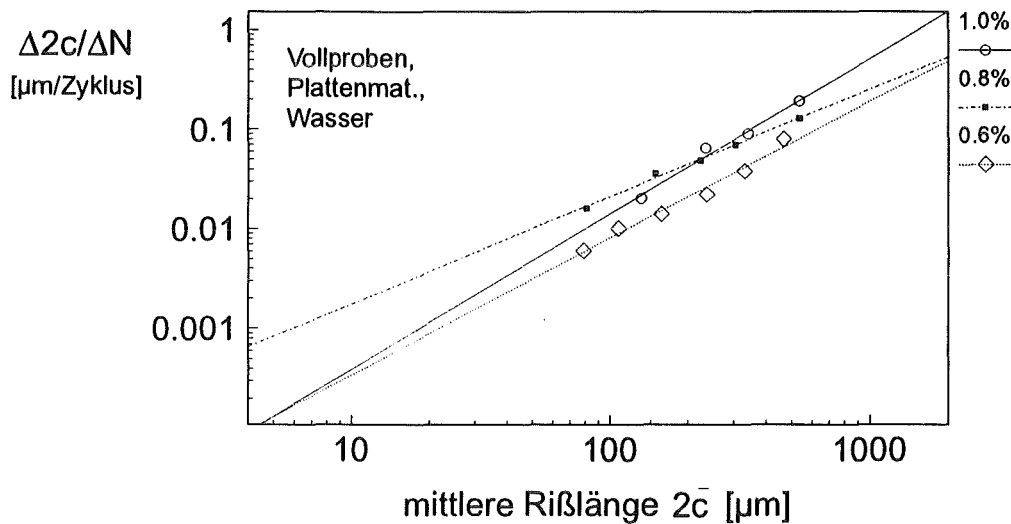


Abb. 67: mittlere Rißgeschwindigkeit über der mittleren Rißlänge aus geglättetem Verlauf der Daten aus Abb. 65, Fortsetzung

Der Verlauf der einzelnen Rißgeschwindigkeiten läßt sich gut durch eine Gerade annähern. Dies bedeutet bei doppeltlogarithmischer Auftragung, daß die Rißgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Rißlänge durch ein Potenzgesetz beschreibbar ist. Aus Abb. 65 ist zu erwarten, daß mit zunehmender Dehnschwingbreite auch die Rißgeschwindigkeit zunimmt. Diese Vermutung bestätigt sich in Abb. 67, mit Ausnahme der schon angesprochenen, sich überlappenden Bereiche bei den Vollproben (Rundmaterial und Plattenmaterial, Wasser) bei $\Delta\epsilon_{\text{tot}}=0.8\%$. Das zugehörige Potenzgesetz läßt sich folgendermaßen formulieren:

$$\frac{\Delta 2c}{\Delta N} \approx \frac{d(2c)}{dN} = A \cdot (2c)^n \quad (\text{Gl. 51})$$

Die Integration von Gleichung 51 liefert eine Beziehung für die Rißlänge $2c$ in Abhängigkeit von der Zyklenzahl N . Da die meisten Ausgleichsgeraden für die Daten aus Abb. 65 nicht durch den Nullpunkt gehen, erfolgt die Integration ab einer Anfangsrißlänge $2c_0$ nach $2c$. Die Gesetzmäßigkeit für die Oberflächenrißlänge in Abhängigkeit von der Zyklenzahl lautet dann:

$$2c = \left[(1-n) \cdot A \cdot N + (2c_0)^{(1-n)} \right]^{\frac{1}{1-n}} \quad (\text{Gl. 52})$$

Die aus Abbildung 67 ermittelten Parameter n und A sind in Tabelle 6 aufgelistet.

Halbzeug, $\Delta\epsilon_{tot}$	n	A
Rohre		
1.0%	1.1919	0.00023
0.8%	1.0745	0.0002
Hohlproben		
1.0%	1.381	0.00004
0.8%	1.044	0.00011
0.6%	1.036	0.00012
Vollp., Rundmat.		
1.0%	0.971	0.00045
0.8%	1.274	0.00004
0.6%	0.717	0.00059
Vollp., Plattenmat., Luft		
1.0%	1.383	0.00003
0.8%	1.259	0.00004
0.6%	1.237	0.00003
Vollp., Plattenmat., Wasser		
1.0%	1.56	0.00001
0.8%	1.079	0.00014
0.6%	1.371	0.00001

Tabelle 6: Parameter n und A für die einachsigen Versuche

Die folgende Abbildung zeigt die Entwicklung der Oberflächenrißlänge $2c$ über der Zyklenzahl, berechnet nach Gl. 52, mit den ermittelten Parametern n und A. Die experimentellen Daten sind mit eingezeichnet.

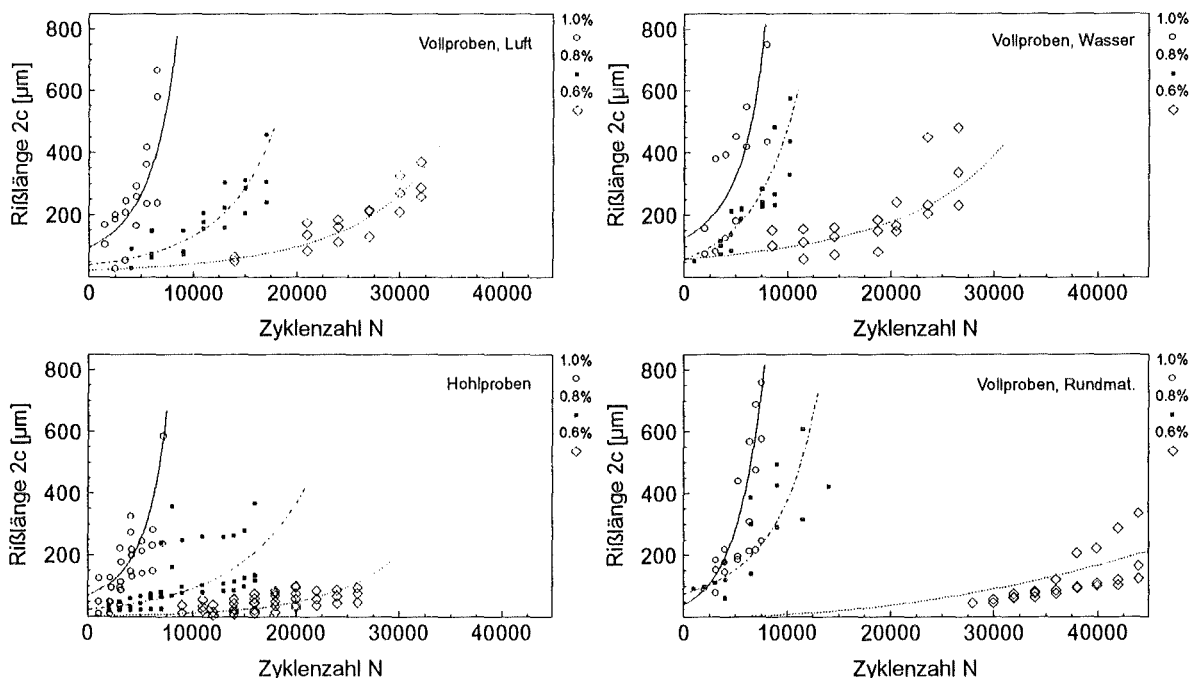


Abb. 68: Entwicklung der Rißlänge $2c$ über der Zyklenzahl aller einachsigen Versuche, experimentelle Daten und Anpassung durch Gl. 52

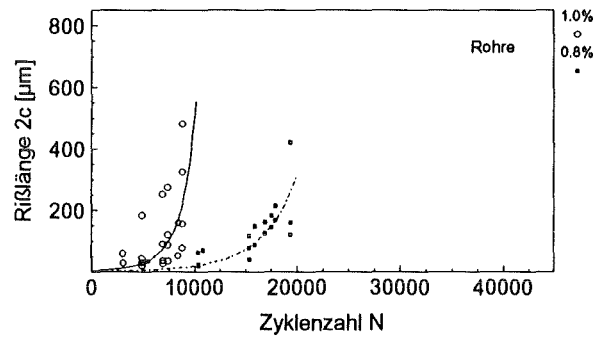


Abb. 68: Entwicklung der Rißlänge $2c$ über der Zyklenzahl aller einachsigen Versuche, experimentelle Daten und Anpassung durch Gl. 52, Fortsetzung

Die in Gleichung 52 angegebene Beziehung beschreibt das reale Verhalten recht gut und rechtfertigt damit den angenommenen Zusammenhang zwischen $2c$ und N über ein Potenzgesetz.

In Kapitel 5.2.1. wird unter Einbeziehung der thermozyklischen Experimente versucht, über die Parameter n und A eine Korrelation zwischen plastischer Dehnschwingbreite, Rißlänge und Zyklenzahl herzustellen.

4.2.3.3. Rißdichte und Gesamtrißlänge

Zur Beurteilung des Rißwachstumsverhaltens sollten noch zwei weitere Größen berücksichtigt werden. Dies ist einmal die Rißdichte (Abb. 69), die die Anzahl der Risse, bezogen auf die untersuchte Fläche, in Abhängigkeit von der Lastspielzahl angibt.

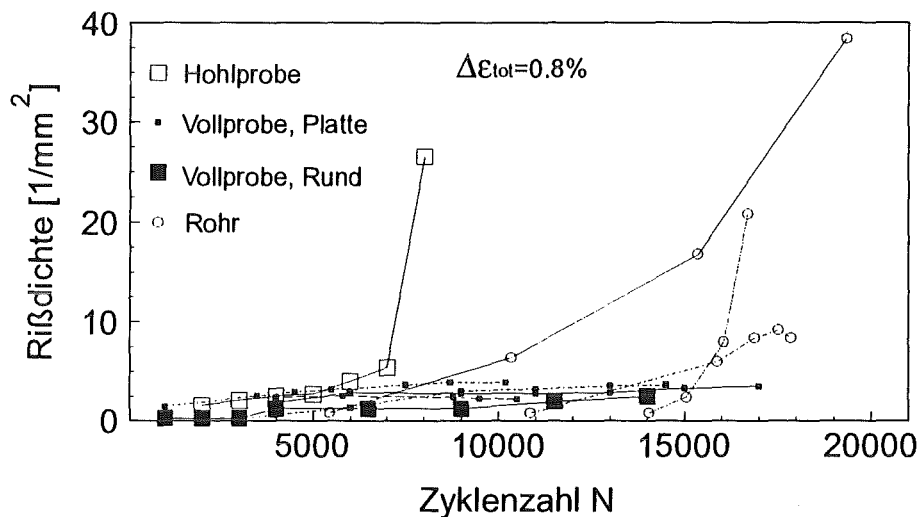


Abb. 69a: Rißdichten der einachsigen Versuche, 0.8%

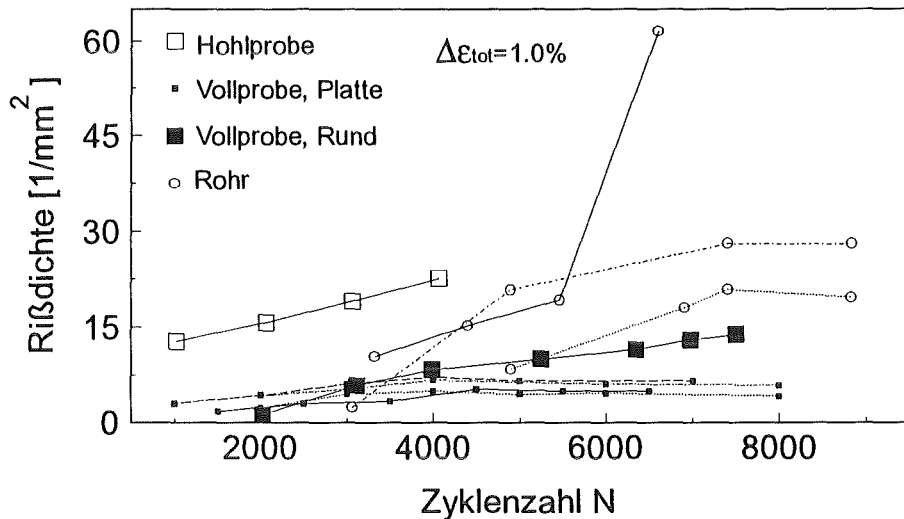


Abb. 69b: Rißdichten der einachsigen Versuche, 1.0%

Bei den Vollproben steigt die Rißdichte im Vergleich zu den Hohl- und Rohrproben langsamer an. In manchen Versuchen geht die Rißdichte mit steigender Lastspielzahl zurück; dies kündigt die Zusammenlagerung von Rissen an. Die Rißdichtekurven der Hohl- und Rohrproben erreichen bis zu einem Faktor 10 höhere Werte als die Vollproben.

Die zweite Größe ist die normierte Gesamtrißlänge über der Zyklenzahl (Abb. 70). Diese ergibt sich aus der Summe aller Rißlängen, wiederum bezogen auf die untersuchte Fläche. In den Abbildungen entspricht jede Kurve einem Versuch. Bei der Entwicklung der normierten Gesamtrißlänge zeigen die Hohl- und Rohrprobenversuche zum Versuchsende hin einen steileren Anstieg als die Vollproben. Hier liegen bei Versuchsende nur die Werte der Rohrproben z. T. deutlich über den Werten der übrigen Versuche.

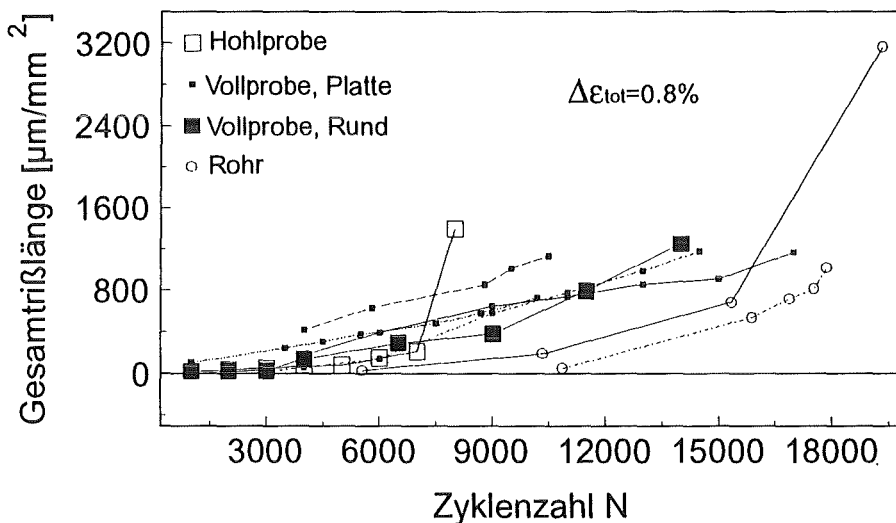


Abb. 70a: Gesamtrißlängen der einachsigen Versuche, 0.8%

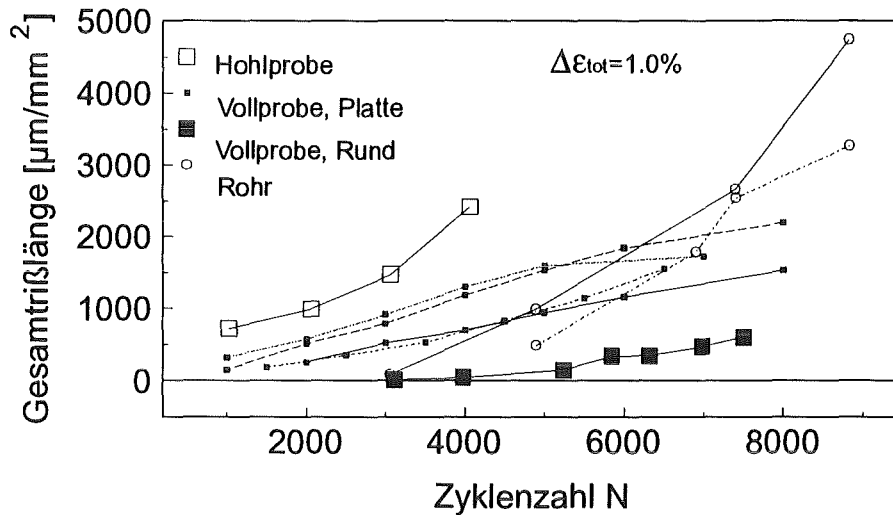


Abb. 70b: Gesamtrißlängen der einachsigen Versuche, 1.0%

Inwieweit die beobachteten Effekte geometrie- oder Korngrößenabhängig sind, ist nicht genau zu sagen.

4.2.4. Metallographische und fraktographische Untersuchungen

Nach Versuchsende wurden einige Proben metallographisch, sowie licht- und rastelektronenmikroskopisch untersucht.

Auf den Schliffbildern (Abb. 71) sind deutlich die Stadien I und II der Ermüdungsrißausbreitung zu erkennen. Bei allen metallographisch untersuchten Proben zeigt der Rißverlauf hauptsächlich transkristalline, teilweise auch interkristalline Anteile. Abbildung 72 zeigt die Bildung von Ermüdungsgleitbändern an den Rißflanken.

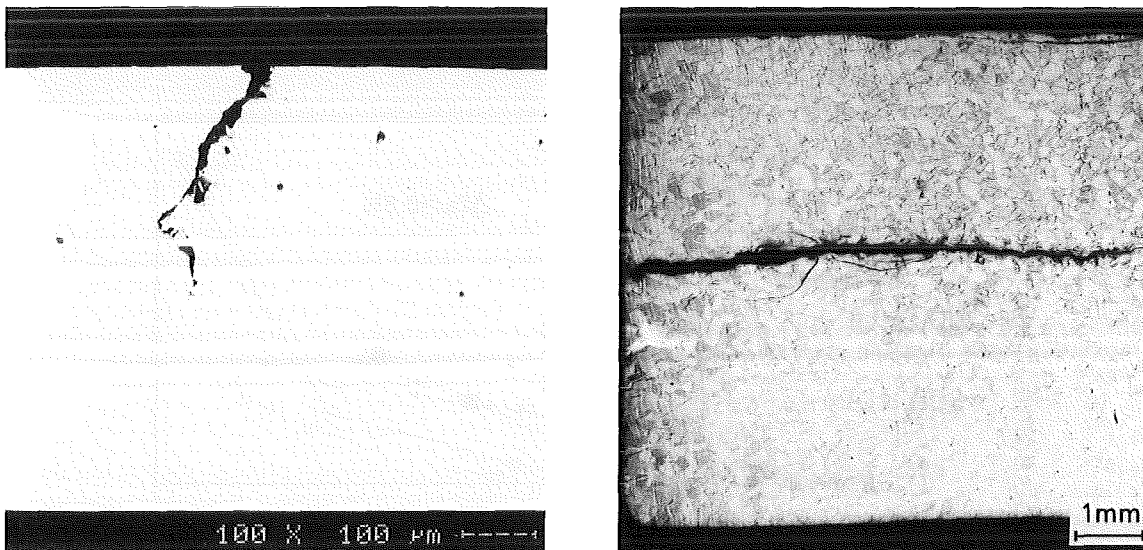


Abb. 71: links: beginnende Ermüdungsrißausbreitung, Stadium I, Versuch V18, $\Delta\varepsilon_{tot}=0.8\%$, rechts: Stadium II- Rißwachstum, Versuch L1c, $\Delta\varepsilon_{tot}=0.6\%$

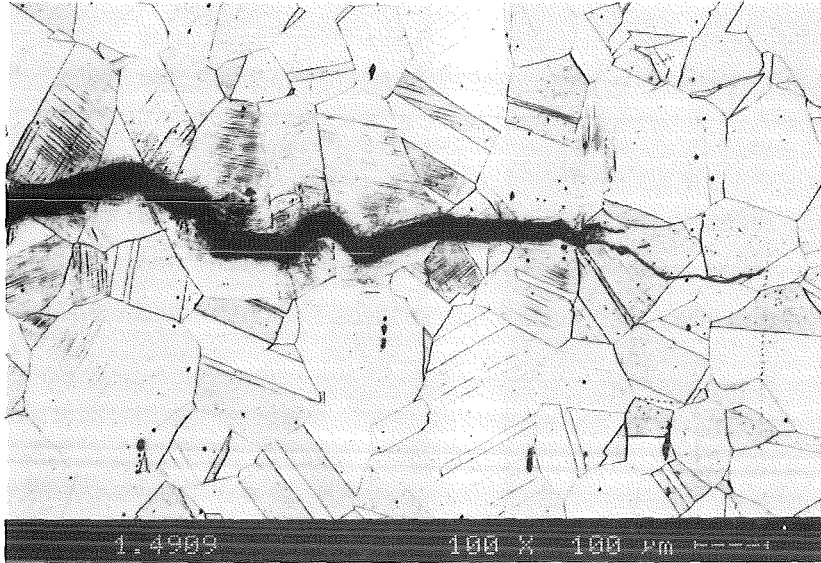


Abb. 72: Ermüdungsgleitbänder an den Rißflanken, Versuch L1c, $\Delta\varepsilon_{\text{tot}}=0.6\%$

Untersuchungen der Bruchflächen am REM ergaben bei allen Versuchen typische Ermüdungsbruchmerkmale. Bild 73 zeigt deutliche Scherlippen im Bruchursprung bei Versuch W0. Desweiteren finden sich überall ausgeprägte Schwingungstreifen auf den Bruchflächen (Abb. 74).

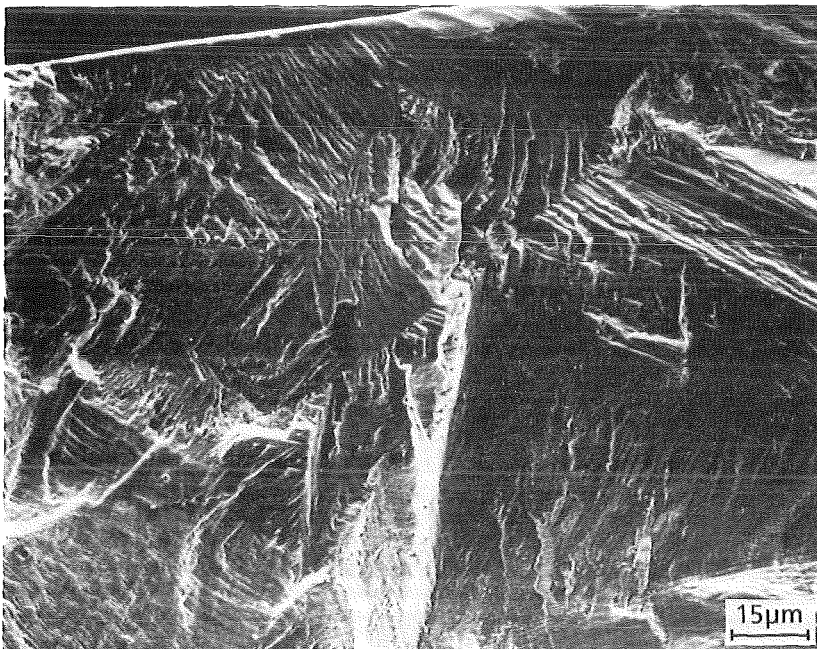


Abb. 73: Scherlippen im Bereich vom Bruchursprung, Versuch W0, $\Delta\varepsilon_{\text{tot}}=0.6\%$

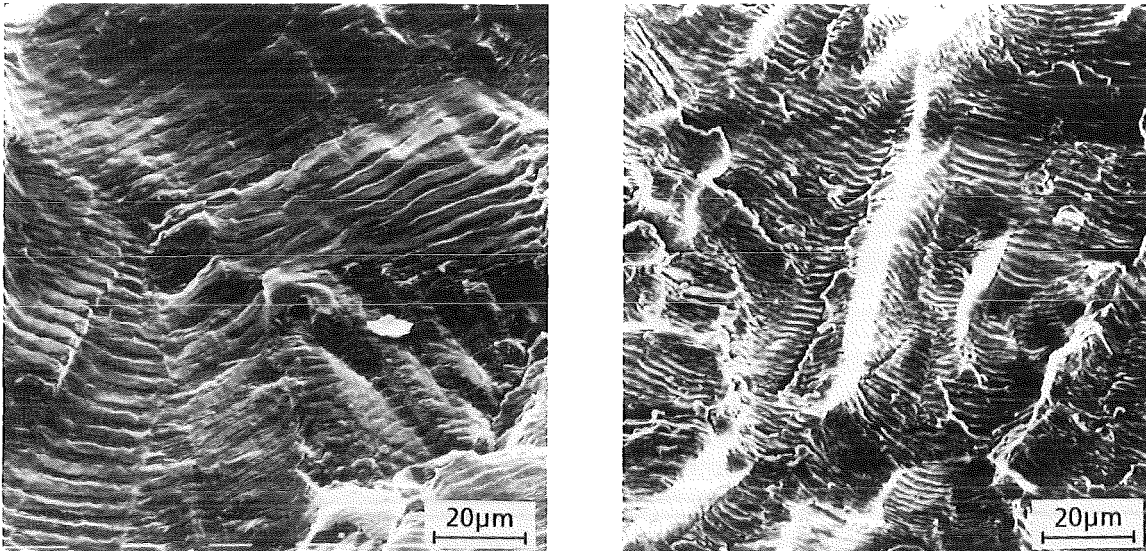


Abb. 74: Schwingungsstreifen, *links*: Versuch W0, $\Delta\varepsilon_{\text{tot}}=0.6\%$, *rechts*: Versuch V15, $\Delta\varepsilon_{\text{tot}}=0.8\%$

4.3. Thermozyklische Versuche

Die Ergebnisse aus den thermozyklischen Experimenten werden als mehrachsige Vergleichsdaten herangezogen. Den Versuchen liegt ein äquibiaxialer Spannungszustand zugrunde, ähnlich der äquibiaxialen Lastvariante bei den isothermen mehrachsigen Versuchen.

4.3.1. Spannungs- Dehnungsverteilung

Die Bestimmung der Spannungs-Dehnungsverteilung erfolgt aus dem gemessenen Temperaturverlauf an Innen- und Außenwand.

Eine analytische Lösung zur Bestimmung der Spannungs- und Dehnungsverteilung ist nur für den ersten Viertelzyklus möglich. Diese Rechnung wurde von Neumann durchgeführt und ist ausführlich in /56/ beschrieben. Die Entwicklung der zyklischen Spannungs- Dehnungsverteilung kann nur auf numerischem Wege berechnet werden. Dazu wurde die Methode der finiten Elemente (FEM) eingesetzt. Das verwendete Modell bestätigte den analytischen Ansatz für den ersten Viertelzyklus, sowie den angenommenen äquibiaxialen Spannungszustand. Gerechnet wurde mit dem Modell von Chaboche (/58/, /79/). Dieses Modell rechnet elastisch-viskoplastisch und berücksichtigt isotrope und kinematische Verfestigung.

Beispielhaft für die maximale Oberflächentemperatur von 450°C sind in den folgenden Diagrammen die Spannungen und Dehnungen über dem Probenradius aufgetragen. Eingezeichnet ist jeweils das Ende der Heizphase, sowie das Ende der Abkühlphase.

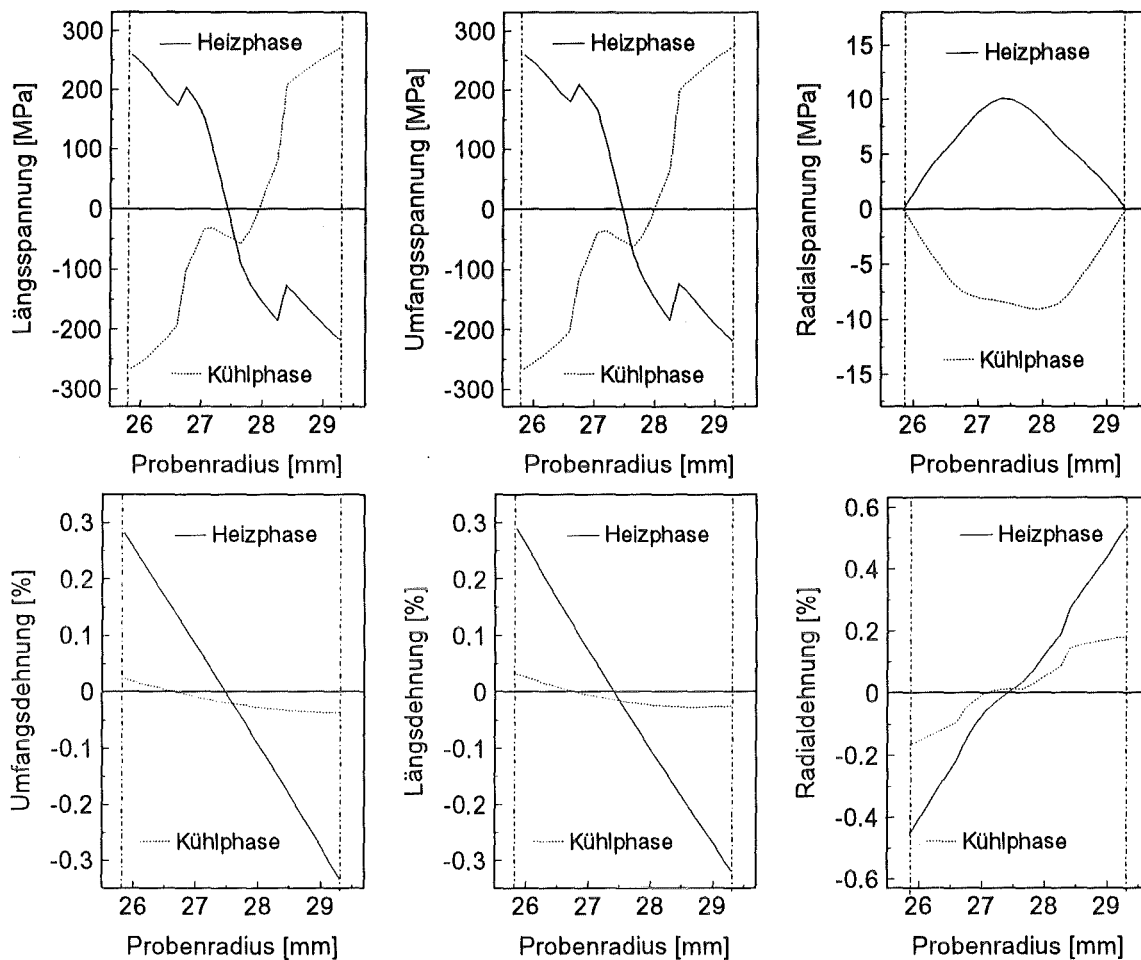


Abb. 75: Spannungen und mechanische Gesamtdehnungen bei $T_{\max}=450^{\circ}\text{C}$

Die Spannungen und Dehnungen in Längs- und Umfangsrichtung sind nahezu identisch. Die Radialspannung ist klein gegenüber den beiden anderen Komponenten und kann vernachlässigt werden.

Zur Übersicht sind die Werte der Spannungen und Dehnungen an Innen- und Außenwand noch einmal tabelliert dargestellt.

Dehnungs- komponenten	Dehnung ϵ [%]					
	Ende Heizphase		Ende Kühlphase		$\Delta\epsilon$ [%]	
	innen	außen	innen	außen	innen	außen
axial	0.291	-0.319	0.031	-0.025	0.26	0.294
umfang	0.282	-0.335	0.023	-0.037	0.259	0.298
radial	-0.458	0.533	-0.166	0.18	0.292	0.353

Spannungs- komponenten	Spannung σ [MPa]					
	Ende Heizphase		Ende Kühlphase		$\Delta\sigma$ [MPa]	
	innen	außen	innen	außen	innen	außen
axial	258	-223	-267	271	525	494
umfang	257	-221	-265	268	522	489

Tabelle 7: Spannungen und Dehnungen am Ende von Heiz- und Kühlphase für $T_{\max}=450^{\circ}\text{C}$

Die folgenden Diagramme zeigen den Verlauf der Spannungs- und Dehnungsschwingbreiten über der jeweiligen maximalen Oberflächentemperatur. Aus den oben dargestellten Spannungen und mechanischen Gesamtdehnungen wurden unter Annahme der Volumenkonstanz die plastischen Dehn- und Vergleichsdehnungsschwingbreiten nach von Mises bestimmt. Dargestellt sind die Werte an Innen- und Außenwand. Bemerkenswert ist, daß die maximalen Spannungsschwingbreiten an der Rohrrinnenwand auftreten, die maximalen Dehnungsschwingbreiten aber an der Außenwand.

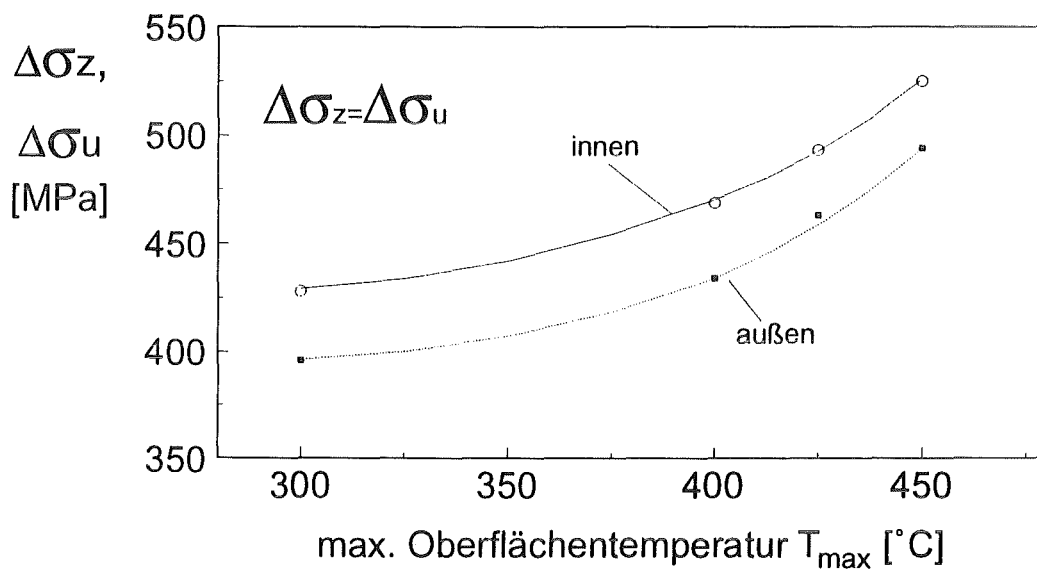


Abb. 76a: Schwingbreiten von Längs- und Umfangsspannung über T_{max}

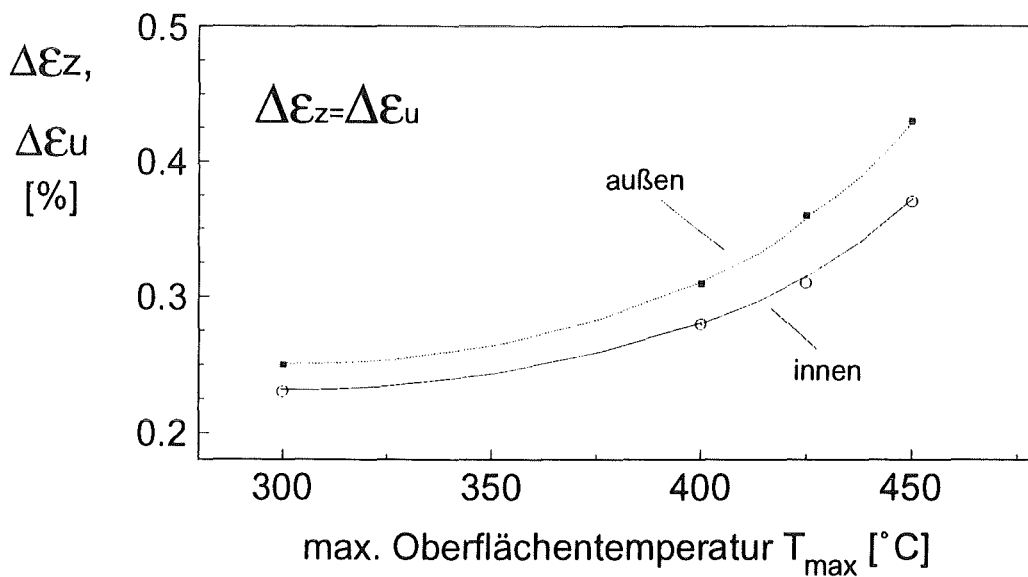


Abb. 76b: Schwingbreiten von Längs- und Umfangsdehnung über T_{max}

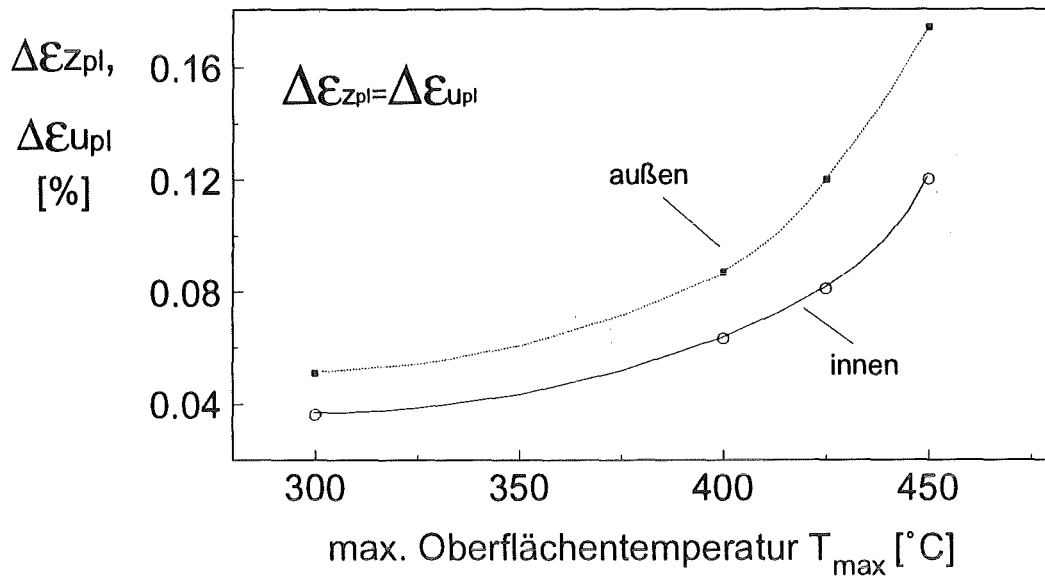


Abb. 76c: plastische Schwingbreiten von Längs- und Umfangsdehnung über T_{max}

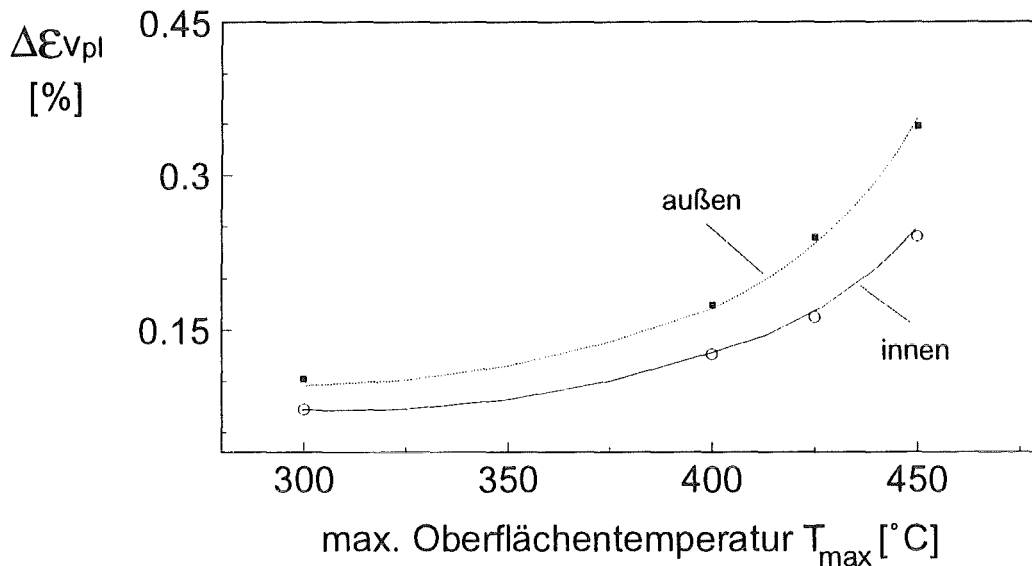


Abb. 76d: plastische Vergleichsdehnschwingbreiten nach von Mises über T_{max}

4.3.2. Prinzipielles Versagen

Tabelle 8 gibt eine Übersicht über alle thermozyklischen Versuche.

Bei den thermozyklischen Versuchen tritt ebenfalls Probenversagen auf, wenn ein Riß durch die Rohrwand durchgewachsen ist. Dabei tritt Kühlmedium aus der Probe aus und verursacht einen Funkenüberschlag zur Induktorspule, was ein Abschalten der Anlage zur Folge hat.

Alle Proben versagten durch einen Ermüdungsriß durch die Rohrwand. Die Orientierung der Risse lag in Probenlängsrichtung. In einigen Fällen wuchs der versagensrelevante Riß entlang einer Honrieife an der Innenwand.

Versuch Nr.	N _B	T _{max} [°C]	Δε _{u,z} [%]		Δε _{v,pl} [%]		Frequenz f [Hz]	Bemerkungen
			innen	außen	innen	außen		
K2	37775	450	0.37	0.43	0.24	0.348		Honspur
Th2	59125	442	0.345	0.41	0.236	0.316		-
Th5	64359	437	0.339	0.388	0.2	0.28		Honspur
FI2	60360	435	0.33	0.385	0.195	0.271		Thermoelement
FK2	78208	435	0.33	0.385	0.195	0.271		Thermoelement
Th4	49323	434	0.33	0.385	0.192	0.263		Honspur
B3	87092	425	0.31	0.36	0.162	0.24		-
K3	85555	425	0.31	0.36	0.162	0.24		Honspur
K4	144532	400	0.28	0.31	0.126	0.174		-
B1	>300000	300	0.23	0.25	0.072	0.102		-
K1	>300000	300	0.23	0.25	0.072	0.102		-

Tabelle 8: Übersicht über die thermozyklischen Versuche

In den ersten Versuchen war das Thermoelement zur Messung der Innenwandtemperatur auf die Rohrwand punktgeschweißt. Durch diese Schweißpunkte wurde der versagensrelevante Riß initiiert. Um dies zu verhindern wurde das Thermoelement an der Kühlwendel in der Probe befestigt und mit einem Federblech an die Rohrwand gedrückt. Abbildung 77 zeigt die Bruchlastspielzahl der Versuche in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsdehnschwingbreite nach von Mises. Die Versuche B1 und K1 wurden nach 300000 Zyklen abgebrochen, da bis zu diesem Zeitpunkt noch keine Rißbildung zu erkennen war.

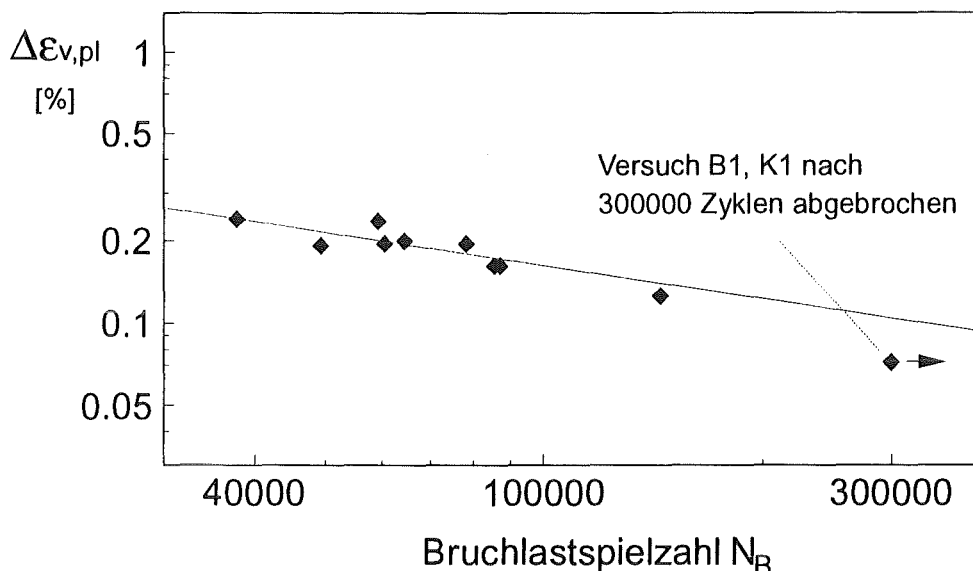


Abb. 77: Lebensdauer der thermozyklischen Versuche

An die Punkte mit einer Bruchlastspielzahl unter 100000 Zyklen wurde wiederum eine Regressionsgerade angepaßt. Daraus ergeben sich die Manson-Coffin Beziehung zu:

$$\Delta \varepsilon_{v,pl} = 16.781 \cdot N_B^{-0.403}$$

(Gl.53)

4.3.3. Rißentstehung und Rißausbreitung

4.3.3.1. Statistische Auswertung

Erste Ermüdungsrisse entstanden an der Rohrrinnenwand in Probenlängsrichtung. Mit fortschreitender Zyklenzahl setzt teilweise Verzweigung und Zusammenlagerung von Rissen ein. Vereinzelt Rißstopverhalten ist auch hier zu beobachten.

Den Histogrammen (Abb. 78) ist zu entnehmen, daß auch hier die 90°-Lage der Rißsegmente die Vorzugsrichtung bleibt, wobei mit zunehmender Zyklenzahl die angrenzenden Winkelklassen aber mehr und mehr belegt werden. Die auch hier auftretende Bevorzugung der 90°-Lage spricht wiederum für einen Einfluß der Halbzeugherstellung.

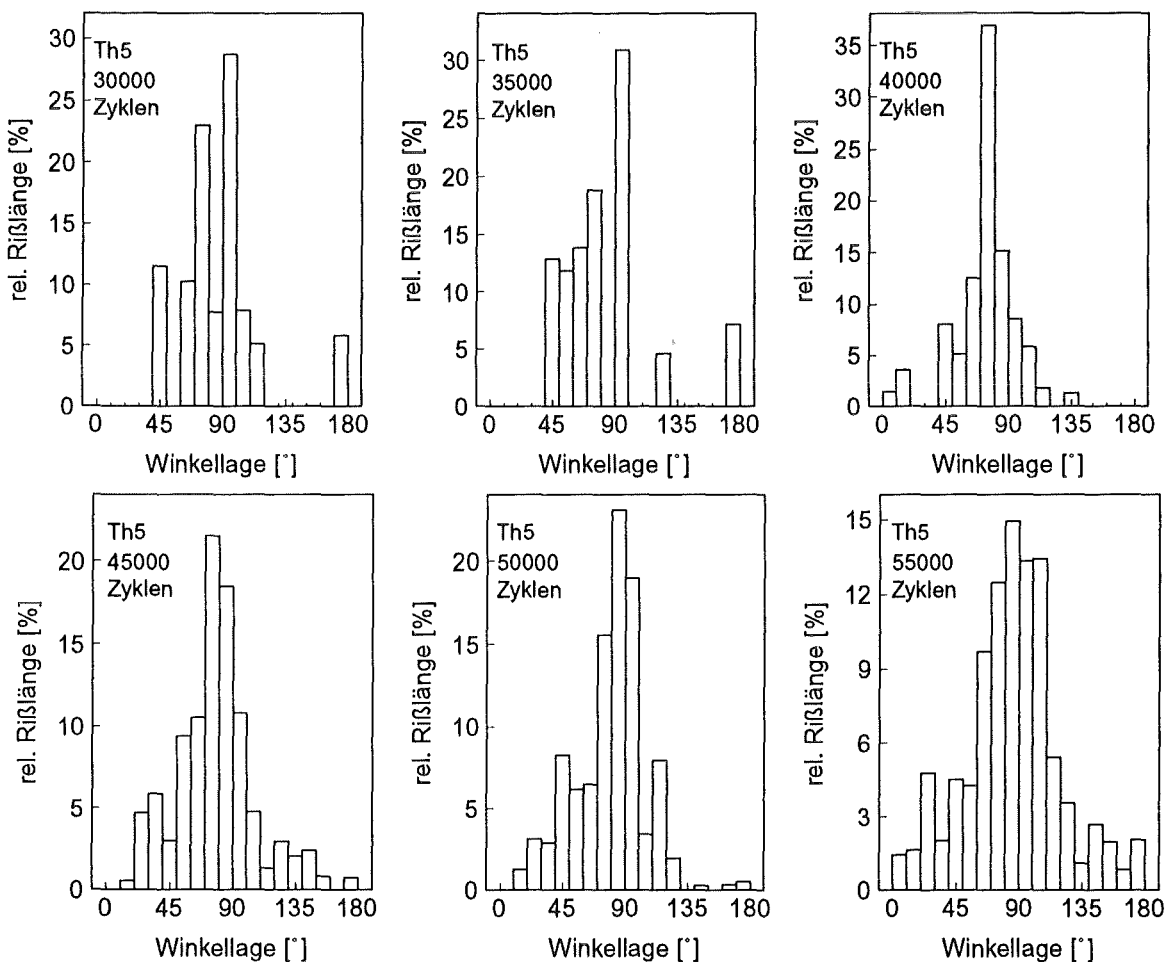


Abb. 78: Winkelverteilungen der Rißsegmente in Abhängigkeit der Lastspielzahl, Versuch Th5

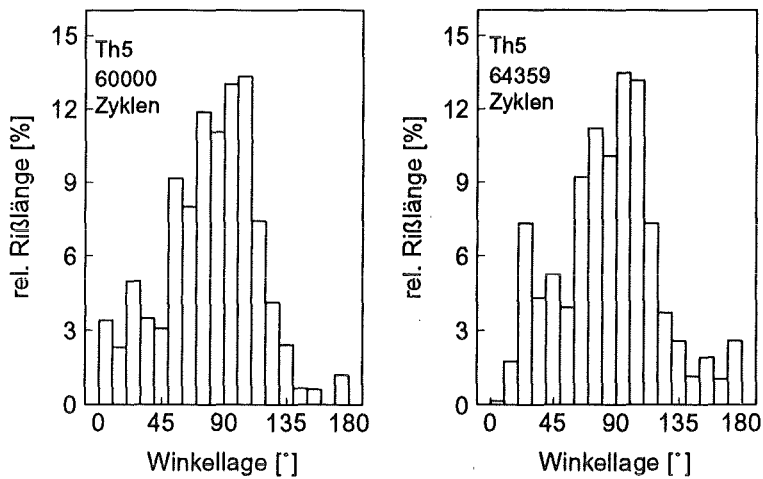


Abb. 78: Winkelverteilungen der Rißsegmente in Abhängigkeit der Lastspielzahl, Versuch Th5, Fortsetzung

Betrachtet man die Rißentwicklung weiter anhand der relativen Häufigkeit von Rißlängenklassen (hier am Beispiel von Versuch K3), so läßt sich auch hier eine starke Rißbildungsphase erkennen, der sich eine Rißausbreitungsphase anschließt, die ausgeprägter ist, als bei den isothermen einachsigen Versuchen.

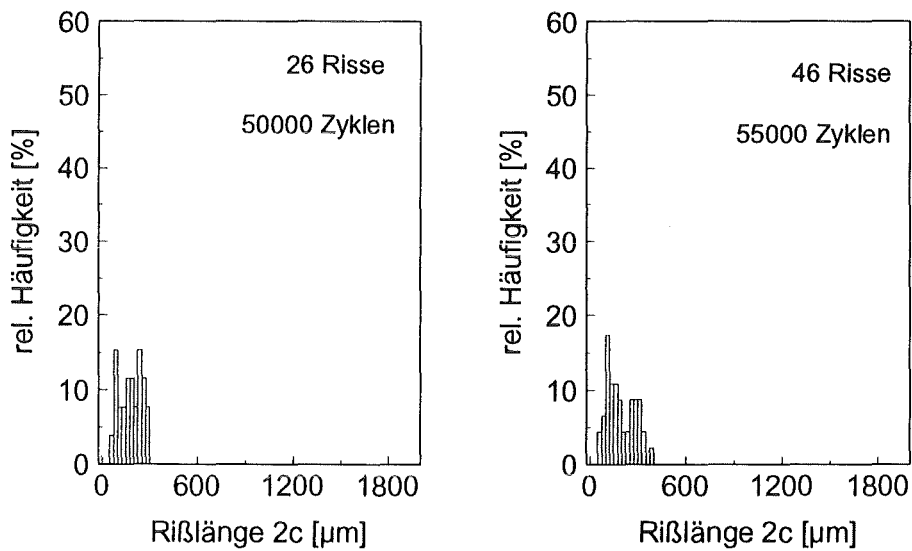


Abb. 79: Histogramme von Versuch K3

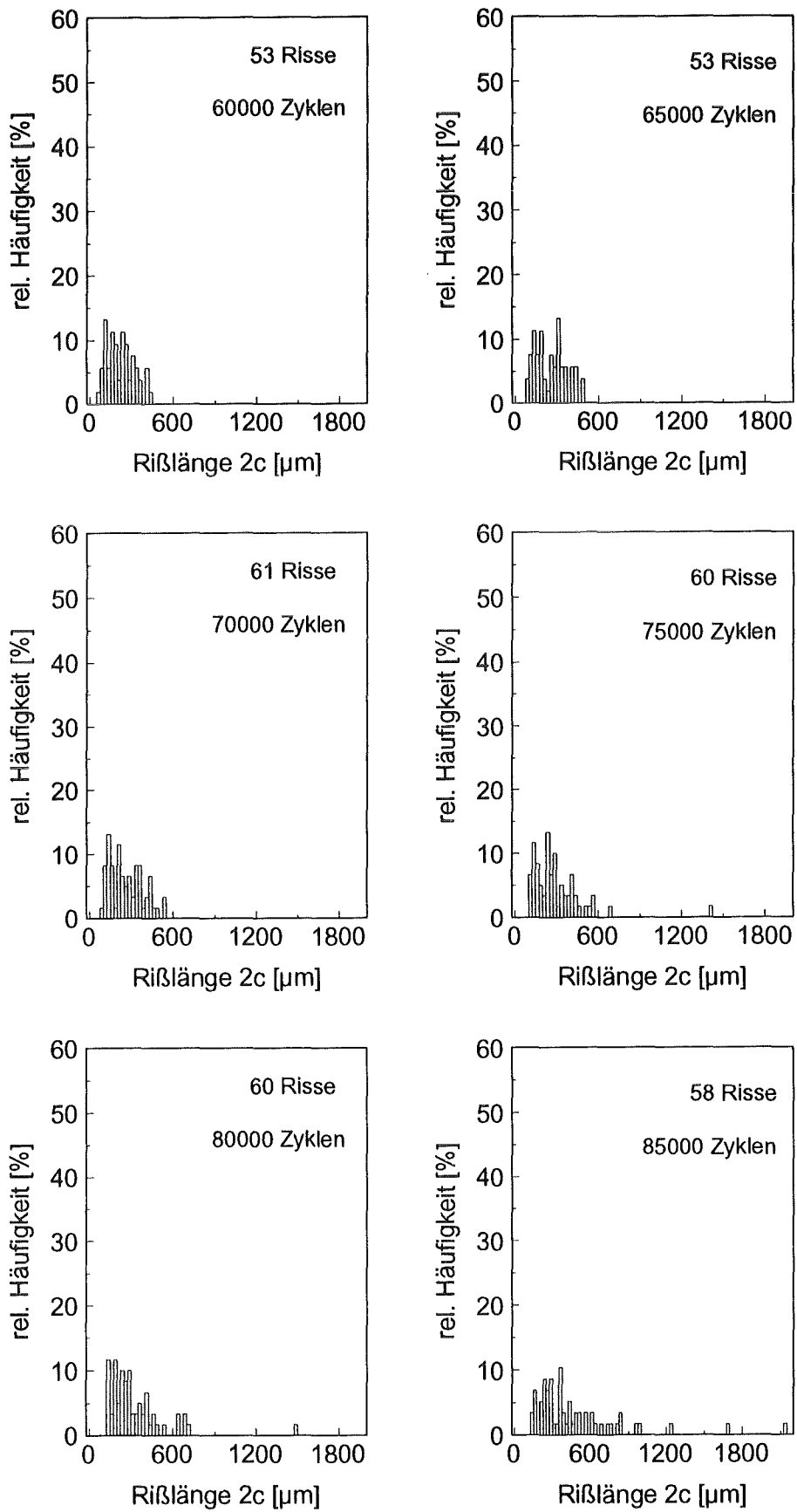


Abb. 79: Histogramme von Versuch K3, Fortsetzung

Bei der Darstellung der Rißlängenhäufigkeiten durch Verteilungsfunktionen bestätigen sich die oben gemachten Aussagen für alle ausgewerteten Versuche (vgl. Abb. 80). Die Rißentwicklung läßt sich in allen Fällen durch Lognormalverteilungen beschreiben. Die freien Parameter sind im Anhang tabelliert.

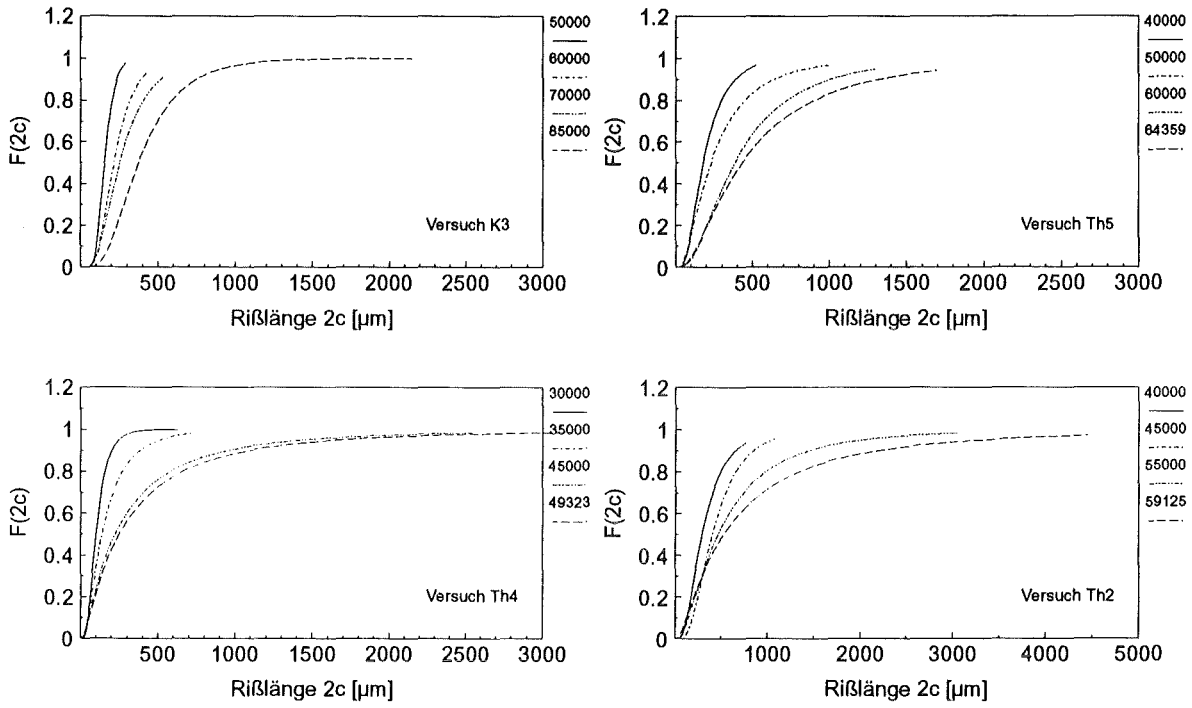


Abb. 80: Rißentwicklung der Versuche anhand von Verteilungsfunktionen

4.3.3.2. Bruchmechanische Beschreibung der Rißausbreitung

Bei den durchgeführten Versuchen zeigt sich, wie bei den isothermen einachsigen Versuchen, eine deutliche Abhängigkeit der Rißausbreitung von der Höhe der auf-gebrachten Belastung.

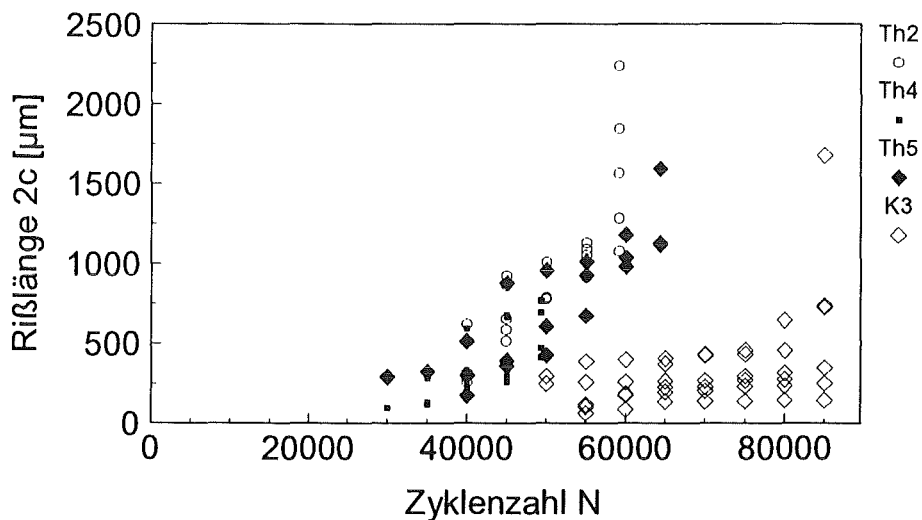


Abb. 81: Rißlänge in Abhängigkeit der Zyklenzahl, Versuch Th2, Th4, Th5 und K3

Da sich die Belastungshöhe bei den Versuchen Th2, Th4 und Th5 wenig unterscheidet, tritt kaum ein Unterschied in der Rißausbreitung auf. Versuch K3 zeigt mit deutlich geringerer Belastungshöhe eine langsamere Ausbreitung der Oberflächenrisse, weist jedoch gegen Versuchsende zum Teil auch beschleunigtes Rißwachstum auf. Dazu sind in Abbildung 81 pro Versuch einige Risse ausgewählt und über der Lastspielzahl aufgetragen.

4.3.3.2.1. K-Konzept

Aus den experimentellen Werten (Abb. 81) wurde, wie bei den einachsigen Versuchen in Kap. 4.2.3.2.1., die Abhängigkeit der Rißgeschwindigkeit von ΔK aufgetragen.

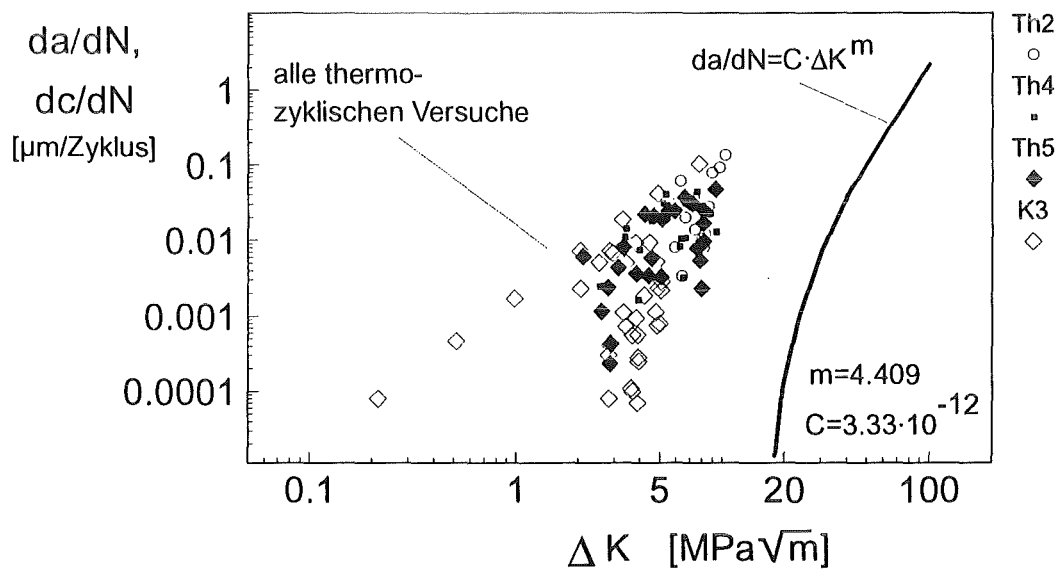


Abb. 82: dc/dN - ΔK Kurve für die thermozyklischen Versuche

Hier liegen die Risse ebenfalls links der da/dN - ΔK Kurve für lange Risse. Es wird auch hier das typische Wachstumsverhalten kurzer Risse beobachtet. Das bedeutet, auch hier ist die LEBM nicht anwendbar (vgl. auch /56/).

4.3.3.2.2. Modellierung des Oberflächenrißwachstums

Zur Beschreibung des Rißausbreitungsverhaltens wird hier nach der gleichen Methode vorgegangen wie bei den einachsigen Versuchen in Kap. 4.2.3.2.2. Abb. 83 zeigt die aus dem geglätteten Verlauf der experimentellen Daten ermittelten Rißgeschwindigkeiten über der mittleren Rißlänge. Die formelmäßigen Zusammenhänge sind identisch mit den Gleichungen 51 und 52 in Kapitel 4.2.3.2.2.

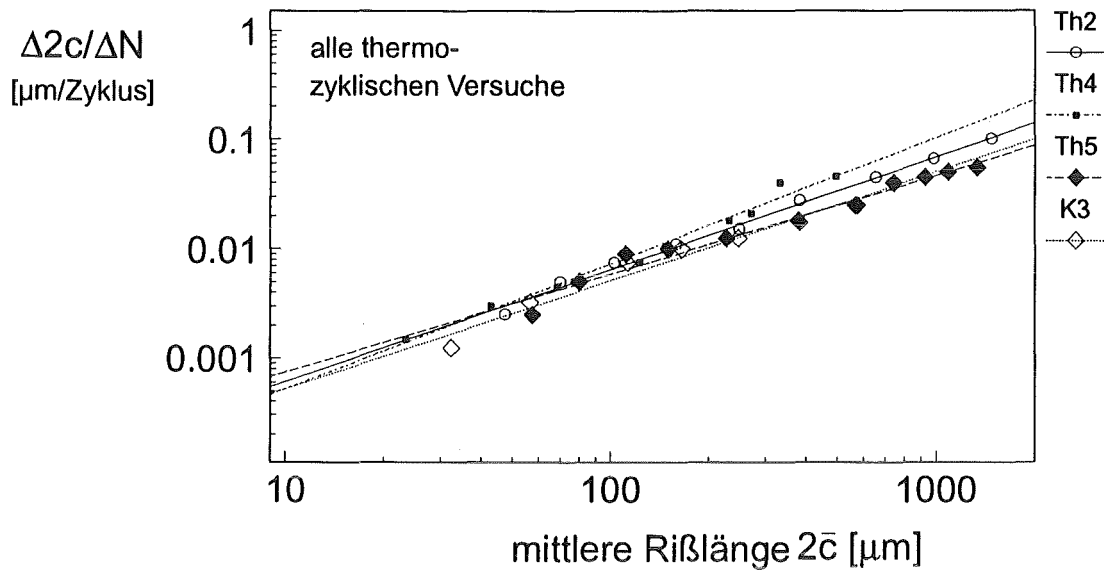


Abb. 83: Rißgeschwindigkeit über der Rißlänge der thermozyklischen Versuche, aus geglättetem Verlauf bestimmt.

In Abbildung 84 ist die Entwicklung der Rißlängen nach Gl. 52, unter Verwendung der aus Abb. 83 ermittelten Parameter A und n, dargestellt. Die Parameter sind in Tabelle 9 aufgelistet.

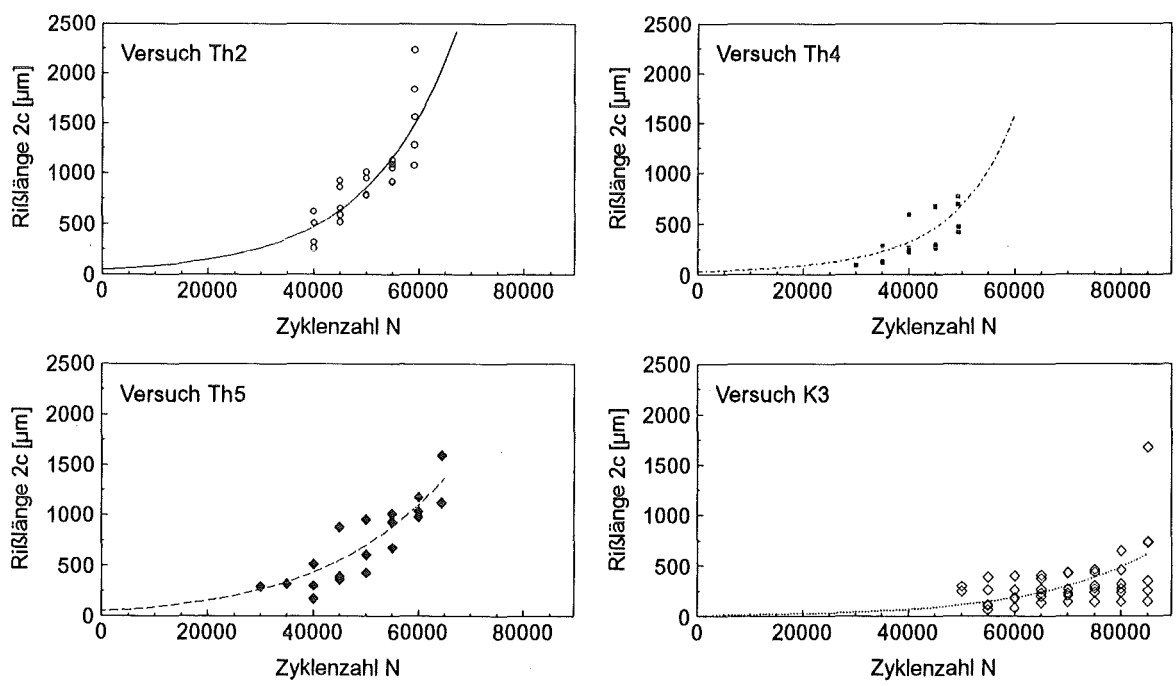


Abb. 84: Entwicklung der Rißlänge über der Zyklenzahl, Anpassung an die Daten aus Abb. 81

Auch bei den thermozyklischen Versuchen zeigt sich eine Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Annahme eines Potenzgesetzes zur Beschreibung der Rißentwicklung wird dadurch bestätigt. Die Korrelation des Rißfortschritts über die

plastische Dehnschwingbreite für alle Versuche erfolgt, wie schon erwähnt, in Kapitel 5.2.1.

Versuch	plast. Vergleichsdehnschwingbreite $\Delta\varepsilon_{v,pl}$	n	A
Th2	0.236	1.02703	0.00005
Th4	0.192	1.14964	0.00003
Th5	0.2	0.89879	0.00009
K3	0.162	0.99335	0.00005

Tabelle 9: Parameter n und A in Abhängigkeit von $\Delta\varepsilon_{v,pl}$

4.3.3.3. Rißdichte und Gesamtrißlänge

Beim Verlauf der Rißdichten kommt es bei Versuch K3 zur verstärkten Zusammenlagerung von Rissen und somit zum Abnehmen der Rißdichte. Die anderen Versuche zeigen eine stetige Zunahme der Rißanzahl. Die normierte Gesamtrißlänge entwickelt sich bei allen Versuchen mit steigender Tendenz, läßt aber keinen Zusammenhang mit der Höhe der aufgetragenen Belastung erkennen.

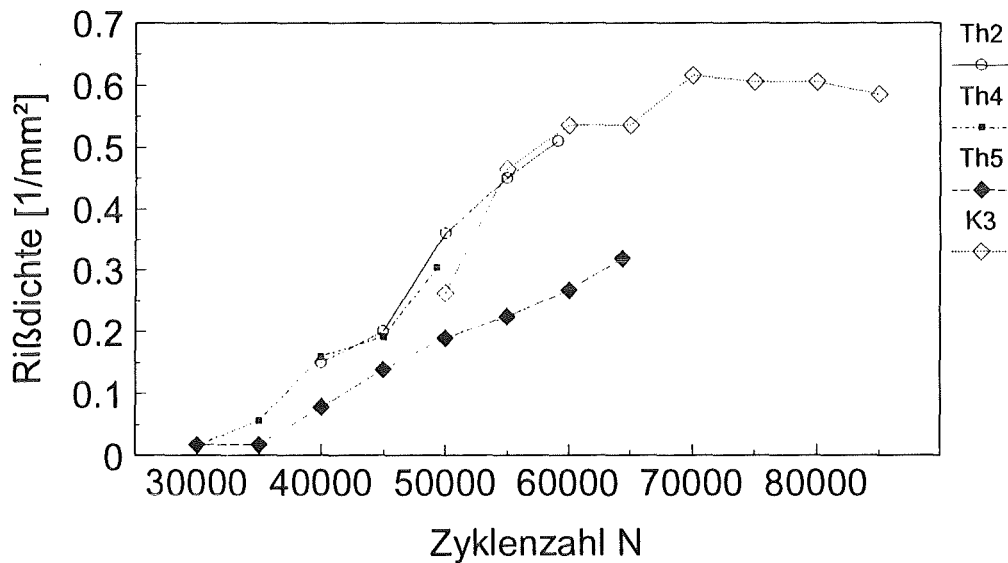


Abb. 85: Entwicklung der Rißdichten

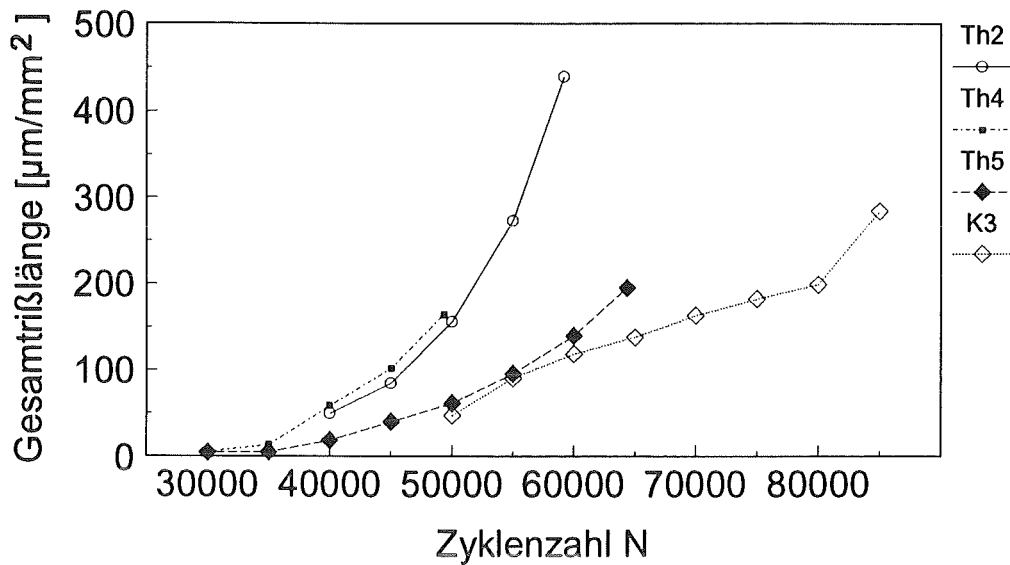


Abb. 86: Entwicklung der normierten Gesamtrißlängen

4.3.4. Metallographische und fraktographische Untersuchungen

Wie bei den isothermen Versuchen wurden auch hier metallographische und fraktographische Untersuchungen durchgeführt. Gefügeschliffe zeigen Ermüdungsrißbildung und Ermüdungsrißausbreitung. In Längs- und Querschliffen sind Verformungslinien und Ermüdungsgleitbänder zu erkennen. Im Unterschied zu den isothermen Versuchen sind hier unterschiedlich stark verformte Bereiche zu sehen. Die Verformung ist in der Mitte der Rohrwand gering und an den Rändern stark. Dies entspricht in etwa dem Verlauf der Spannungsschwingbreite über die Rohrwand.

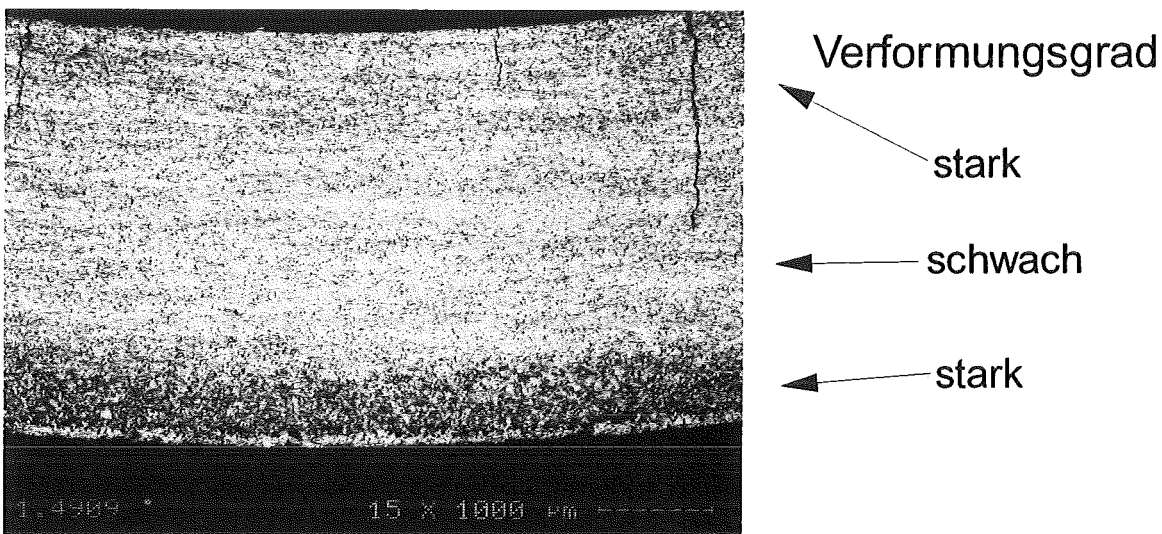


Abb. 87: Querschliff von Versuch K3 mit Ermüdungsrisen und unterschiedlich stark verformten Bereichen

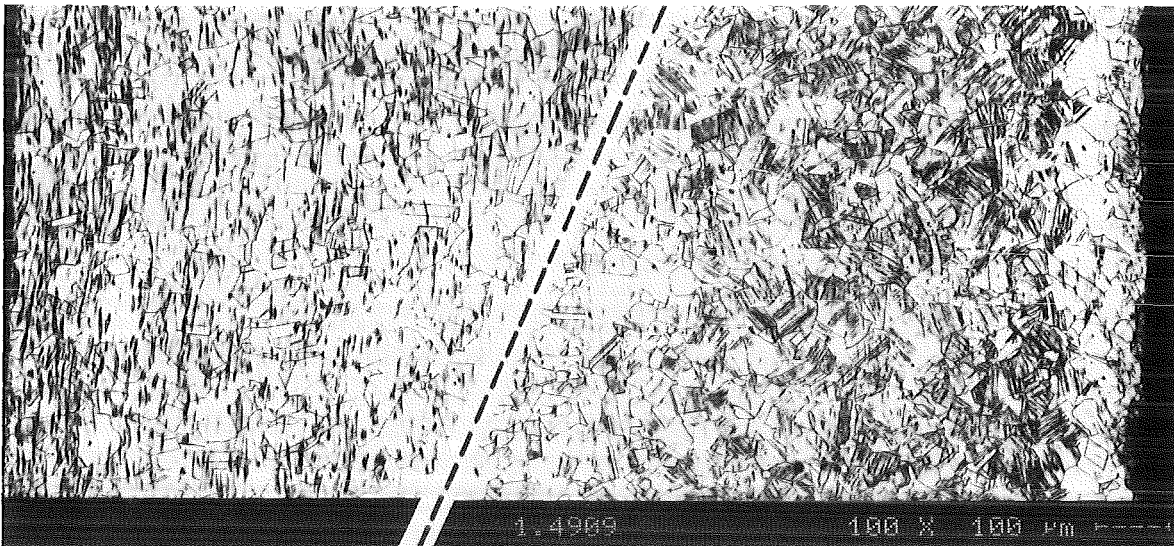


Abb. 88: Querschliff von Versuch K3, *links:* Bereich um Innenwand, *rechts:* Bereich um Außenwand

Der Verlauf der Spannungsschwingbreite beeinflusst auch das Rißwachstum in Tiefenrichtung. Alle Versagensrißbruchflächen weisen bei etwa $2/3$ bis $3/4$ der Wandstärke von innen her gesehen eine Trennlinie auf. Abbildung 89 zeigt das typische Bruchbild.

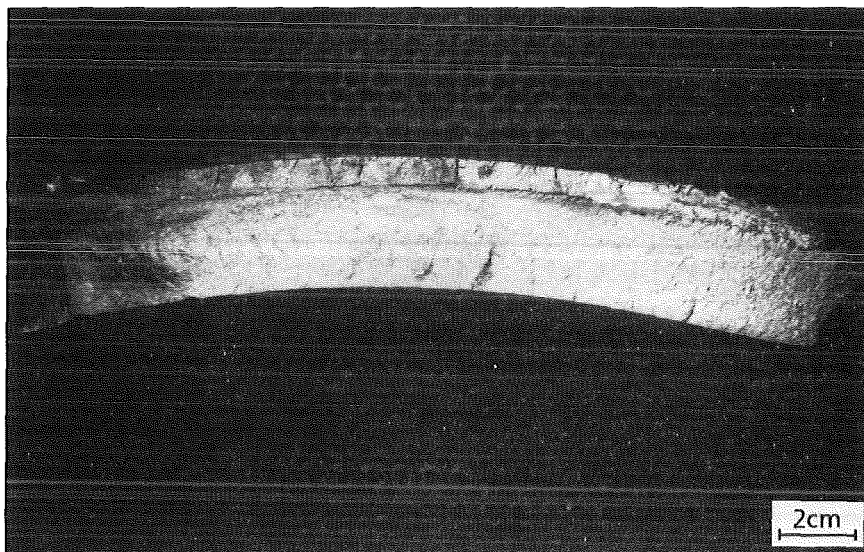


Abb. 89: Versagensrißbruchfläche von Versuch Th2

Untersuchungen am REM ergaben Rißwachstum von beiden Seiten bis zu dieser Trennlinie hin. Der Bruchverlauf läßt sich durch die Art der Belastung rechtfertigen und korreliert mit dem Verformungsgradient auf den Schliffbildern.

Auf allen Bruchflächen sind Schwingungstreifen zu finden. Die den Innenseiten zugewandten Bruchflächen sind z.T. durch Oxidschichten bedeckt, die durch die Einwirkung des Kühlmediums entstanden sind (Abbildungen 90 und 91).

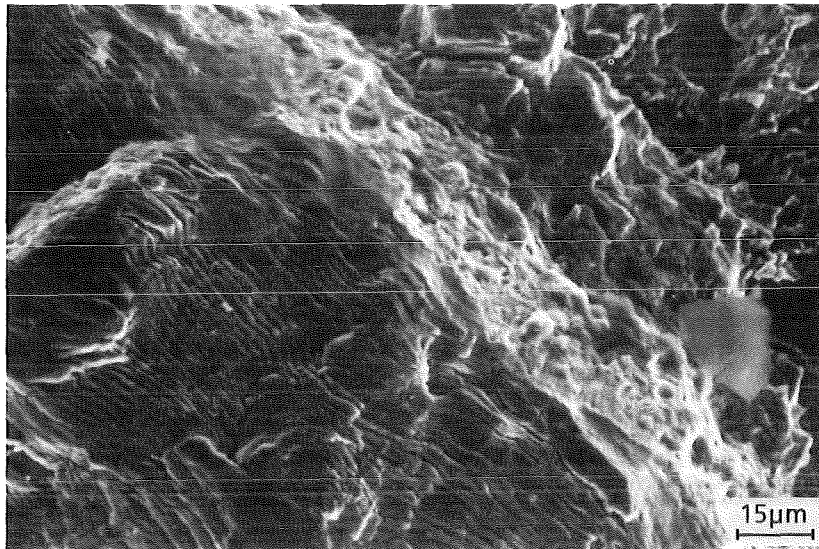


Abb. 90: Schwingungstreifen und Trennlinie auf der Bruchfläche von Versuch K3

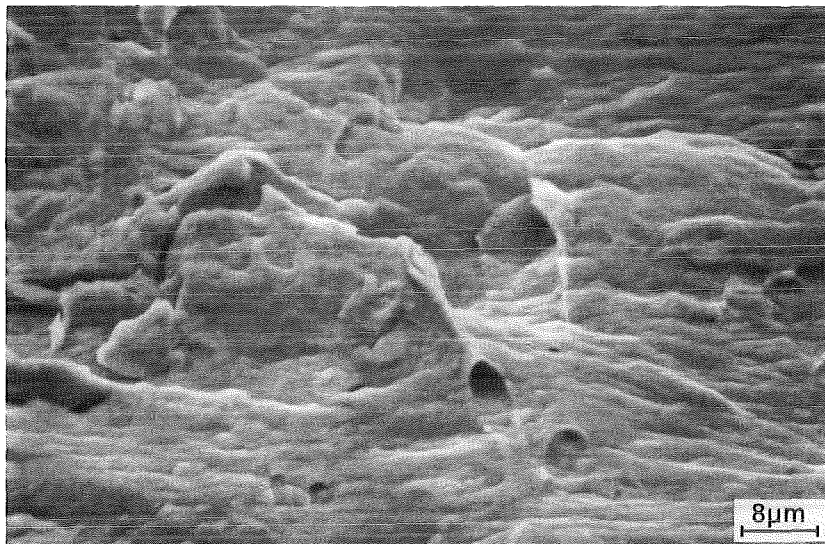


Abb. 91: Oxidschicht auf der Bruchfläche, Versuch K3

5. Diskussion

5.1. Vergleich der Bruchlastspielzahlen

Ein Vergleich der Bruchlastspielzahlen aus allen Versuchen erfolgt über die plastische Dehnschwingbreite bei den einachsigen Versuchen und bei den mehrachsigen Versuchen über die plastische Vergleichsdehnschwingbreite nach von Mises /19/. Danach wurden, für jede Versuchsgruppe getrennt, die Parameter (aufgelistet in Tabelle 10) für die Manson-Coffin Beziehung ermittelt.

Belastungsart	D	b
einachsig, alle Versuche	21.503	-0.394
äquibiaxial (isotherm)	18.887	-0.404
äquibiaxial (thermozyklisch)	16.781	-0.403
biaxial, $\lambda=-1$, ohne Korrektur	20.475	-0.348

Tabelle 10: Parameter b und D, für jede Versuchsgruppe getrennt ermittelt

Die Anpassung erfolgte, mit Ausnahme der phasenverschobenen biaxialen Versuche, für Bruchlastspielzahlen $< 10^5$. Die Ergebnisse werden in den nächsten beiden Abschnitten diskutiert.

5.1.1. Isotherme einachsige Versuche

Abb. 92 zeigt die Lebensdauerdaten für die isothermen einachsigen Versuche. Zum Vergleich sind Daten aus der Literatur mit eingezeichnet.

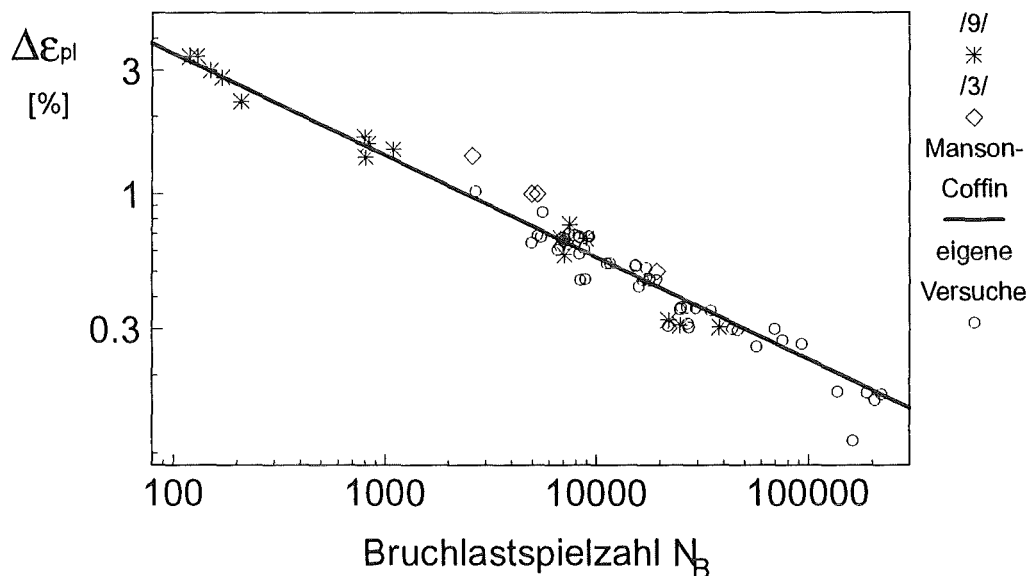


Abb. 92: Lebensdauern der isothermen einachsigen Versuchen im Vergleich mit Literaturdaten

Die eigenen Versuche zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Literaturdaten, die auch mit der aus den eigenen Versuchen ermittelten Manson-Coffin Beziehung beschreibbar sind.

5.1.2. Mehrachsige isotherme und thermozyklische Versuche

Für die ein- und mehrachsigen Versuche ist in Abb. 93 der Zusammenhang zwischen plastischer Dehnschwingbreite und Bruchlastspielzahl dargestellt.

Die äquibiaxialen isothermen und thermozyklischen Versuche zeigen ebenfalls eine gute Übereinstimmung untereinander und liegen im Streuband der einachsigen Versuche, deren Beziehung nach Manson-Coffin durch die gestrichelte Linie dargestellt ist. Die Übereinstimmung wird auch durch die Daten in Tabelle 10 bestätigt. Desweiteren liegen die thermozyklischen Versuche oberhalb der im Diagramm eingezeichneten isothermen einachsigen Versuche bei 400°C (Literaturdaten /80/).

Die phasenverschobenen biaxialen Versuche haben bei gleicher Vergleichsdehnschwingbreite eine etwa fünf bis acht mal höhere Bruchlastspielzahl als die übrigen Versuche (Abb. 93, ausgefüllte Quadrate).

Diese Ergebnisse werden durch andere Arbeiten in der Literatur bestätigt. So zeigte sich z. B. in einer Arbeit von Miller /5/ eine gute Korrelation von einachsigen und äquibiaxialen Daten über das von Mises-Kriterium. Für Versuche unter reiner Torsion, denen die biaxialen phasenverschobenen Versuche entsprechen, beobachteten z. B. Mouguerou /9/ und Ogata /81/ ebenfalls eine Verschiebung zu höheren Bruchlastspielzahlen im Vergleich zu einachsigen Versuchen bei gleicher Vergleichsdehnschwingbreite. Mouguerou verwendete das Tresca-Kriterium, Ogata wiederum das Kriterium nach von Mises.

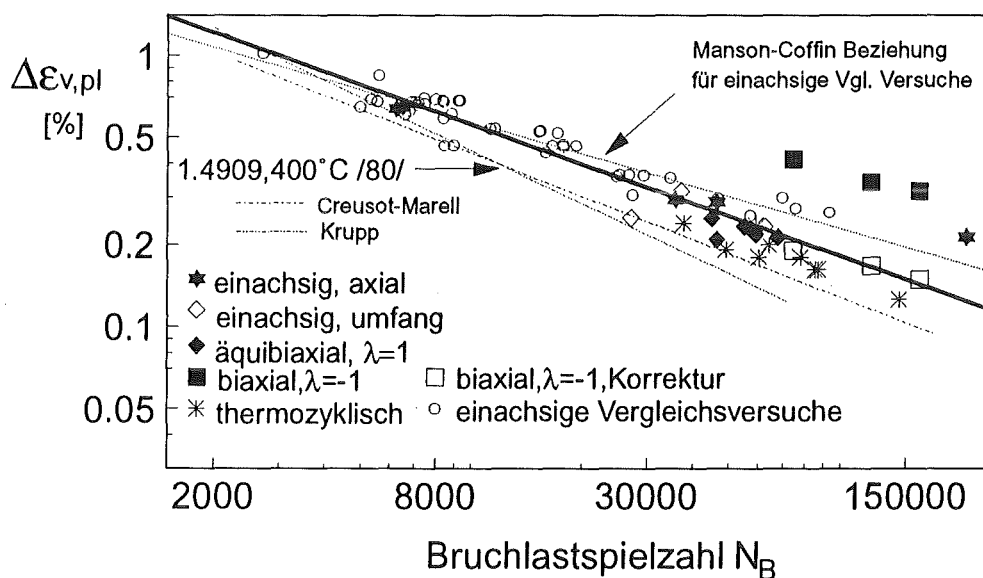


Abb. 93: Lebensdauern aller Versuche im Vergleich, Korrektur nach /27/, bzw. /23/

Eine bessere Korrelation der Ergebnisse der phasenverschobenen biaxialen Versuche im Vergleich zu den einachsigen, läßt sich mit dem von Manson und Halford [27] eingeführten Mehrachsigenfaktor MF erreichen (Abb. 93, nicht ausgefüllte Quadrate). Die Verwendung dieses Mehrachsigenfaktors hat den Vorteil, daß kein weiterer freier Parameter an die Experimente angepaßt werden muß (der Mehrachsigenfaktor MF berechnet sich aus den Gleichungen 10 und 11). Damit läßt sich für die durchgeführten Versuche der Zusammenhang zwischen plastischer (Vergleichs-) Dehnschwingbreite und Bruchlastspielzahl folgendermaßen formulieren (dicke Linie im Diagramm):

$$\Delta\varepsilon_{v,pl} = \frac{55.212}{MF} \cdot N_B^{-0.499} \quad (\text{Gl.54})$$

5.2. Rißentwicklung

5.2.1. Rißlängenentwicklung in Abhängigkeit von $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$

In diesem Kapitel soll nun geprüft werden, inwieweit eine Korrelation zwischen plastischer (Vergleichs-) Dehnschwingbreite, Oberflächenrißlänge und Zyklenzahl möglich ist. Dazu werden nun die Parameter n und A für das Potenzgesetz (Gl. 51) über $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$ aufgetragen (Abb. 94). Die im Diagramm mit angegebenen Beziehungen für n und A wurden durch lineare Regression ermittelt.

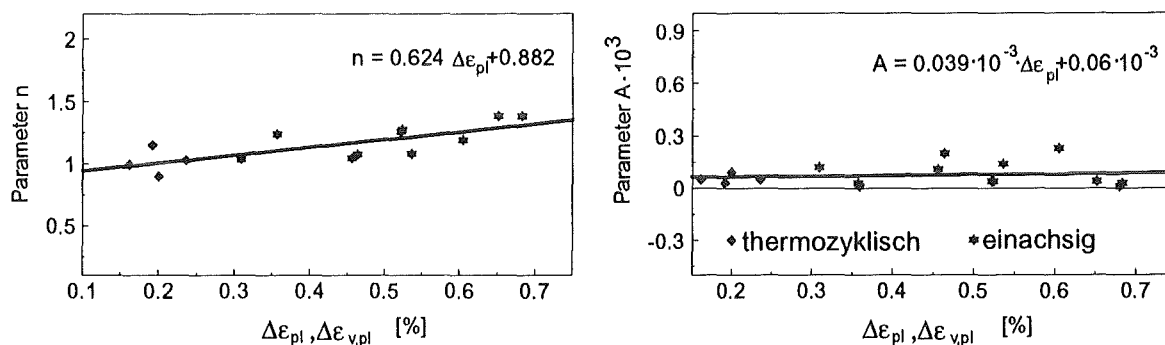


Abb. 94: Anpassung der Parameter n und A durch lineare Regression

Abb. 95a,b zeigt die Abhängigkeit der Oberflächenrißlänge $2c$ von der Zyklenzahl N. Die fett eingezeichneten Linien wurden mit Gleichung 51 berechnet und repräsentieren die über n und A bestimmte plastische (Vergleichs-) Dehnschwingbreite aus Abb. 94.

Bei den einachsigen Experimenten wurde aus allen Versuchen für jede Gesamtschwingbreite eine mittlere plastische Dehnschwingbreite ermittelt. Für die thermozyklischen Versuche Th2, Th4 und Th5 wurde ebenfalls eine gemeinsame plasti-

sche Vergleichsdehnschwingbreite bestimmt. Zur Übersicht sind diese Daten, auch für die übrigen mehrachsigen Versuche, in Tabelle 10 aufgelistet.

Die gestrichelten Kurven sind die Daten aus Abb. 68 und 84.

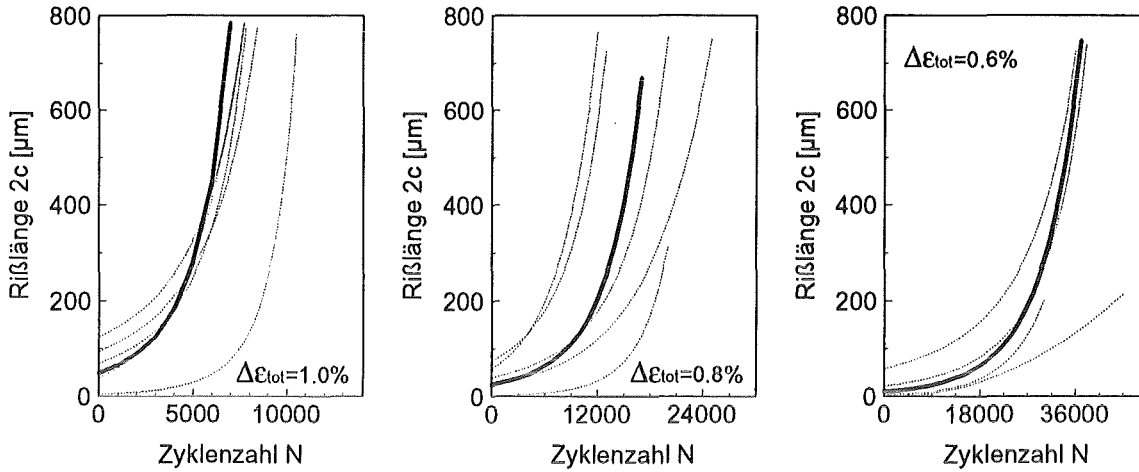


Abb. 95a: Entwicklung der Oberflächenrißlänge über der Zyklenzahl, einachsige Versuche, **fett eingezeichnete Linie**: $2c$ über N für $\Delta\varepsilon_{pl}$, gemittelt nach Tabelle 10, **gestrichelte Linien**: $2c$ über N für jeweilige Halbzeugvariante

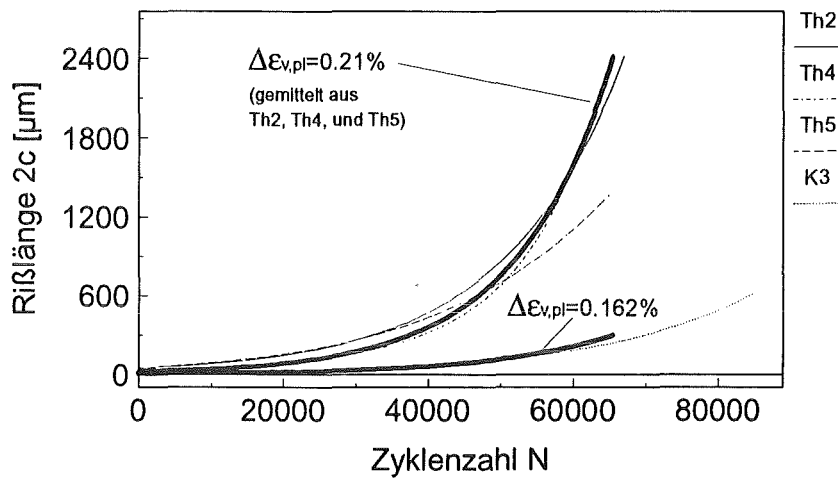


Abb. 95b: Entwicklung der Oberflächenrißlänge über der Zyklenzahl, thermozyklische Versuche

Mit der hergeleiteten Beziehung zwischen $2c$, N und $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$, läßt sich die Entwicklung der Rißlänge bei den einachsigen und thermozyklischen Versuchen prinzipiell beschreiben. Größere Streuungen zeigen sich nur bei den einachsigen Versuchen mit einer Gesamtschwingbreite von $\Delta\varepsilon_{tot}=0.8\%$.

Versuche	$\Delta\varepsilon_{v,pl}, \Delta\varepsilon_{pl}$ [%]	Bemerkungen
einachsig		
1.0%	0.659	aus Versuchen gemittelt
0.8%	0.489	aus Versuchen gemittelt
0.6%	0.356	aus Versuchen gemittelt
äquibiaxial		
W	0.203	$N_B=59183$
Ü	0.244	$N_B=44983$
R	0.196	$N_B=67930$
Ö	0.197	$N_B=46507$
biaxial, $\phi=180^\circ$		
A3	0.404	$N_B=74734$
N	0.338	$N_B=164287$
T	0.311	$N_B=121195$
thermozyklisch		
Th2	0.236	-
Th4	0.192	-
Th5	0.2	-
K3	0.162	-

Tabelle 10: plastische Dehn-, bzw. Vergleichsdehnschwingbreiten der einzelnen Versuchsgruppen

In einer Übersicht über alle Versuche zeigt Abb. 96 die Entwicklung der Oberflächenrißlänge $2c$ in Abhängigkeit von $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$. Da bei den isothermen mehrachsigen Versuchen die Rißentwicklung über der Zyklenzahl nicht über mehrere Inspektionsintervalle beobachtet werden konnte, wurde aus den beim Probenversagen vorhandenen Rissen jeweils der Medianwert der Rißlänge in Abb. 96 mit eingezeichnet.

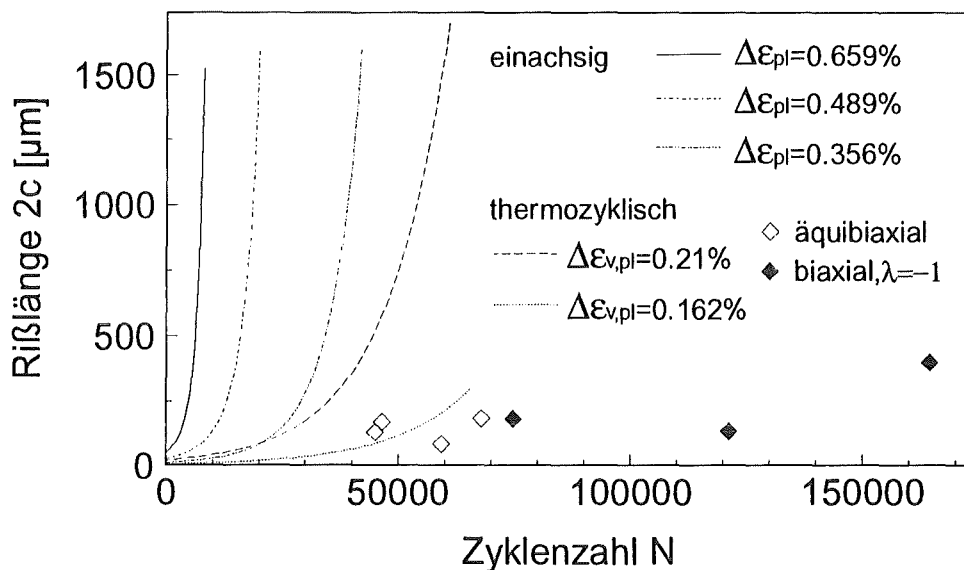


Abb 96: Entwicklung der Rißlänge in Abhängigkeit von $\Delta\varepsilon_{pl}$, bzw. $\Delta\varepsilon_{v,pl}$ für alle Versuche

Die äquibiaxialen Versuche liegen im Bereich der Kurve von Versuch K3. Die langsamere Rißausbreitung bei den biaxialen gegenphasigen Versuchen steht im Einklang mit der längeren Lebensdauer bei gleicher (nicht korrigierter) Vergleichsdehnungsbreite.

5.2.2. Rißlängenentwicklung anhand der Verteilungsfunktionen

Eine weitere Bewertung des Rißausbreitungsverhaltens erfolgt über die Verteilungsfunktionen aus den Histogrammen. Dazu werden in den folgenden Diagrammen die Verteilungsfunktionen aus den Rißlängenklassen über der Rißlänge, bezogen auf den Medianwert aus den Rißlängen des letzten Inspektionsintervalls aufgetragen.

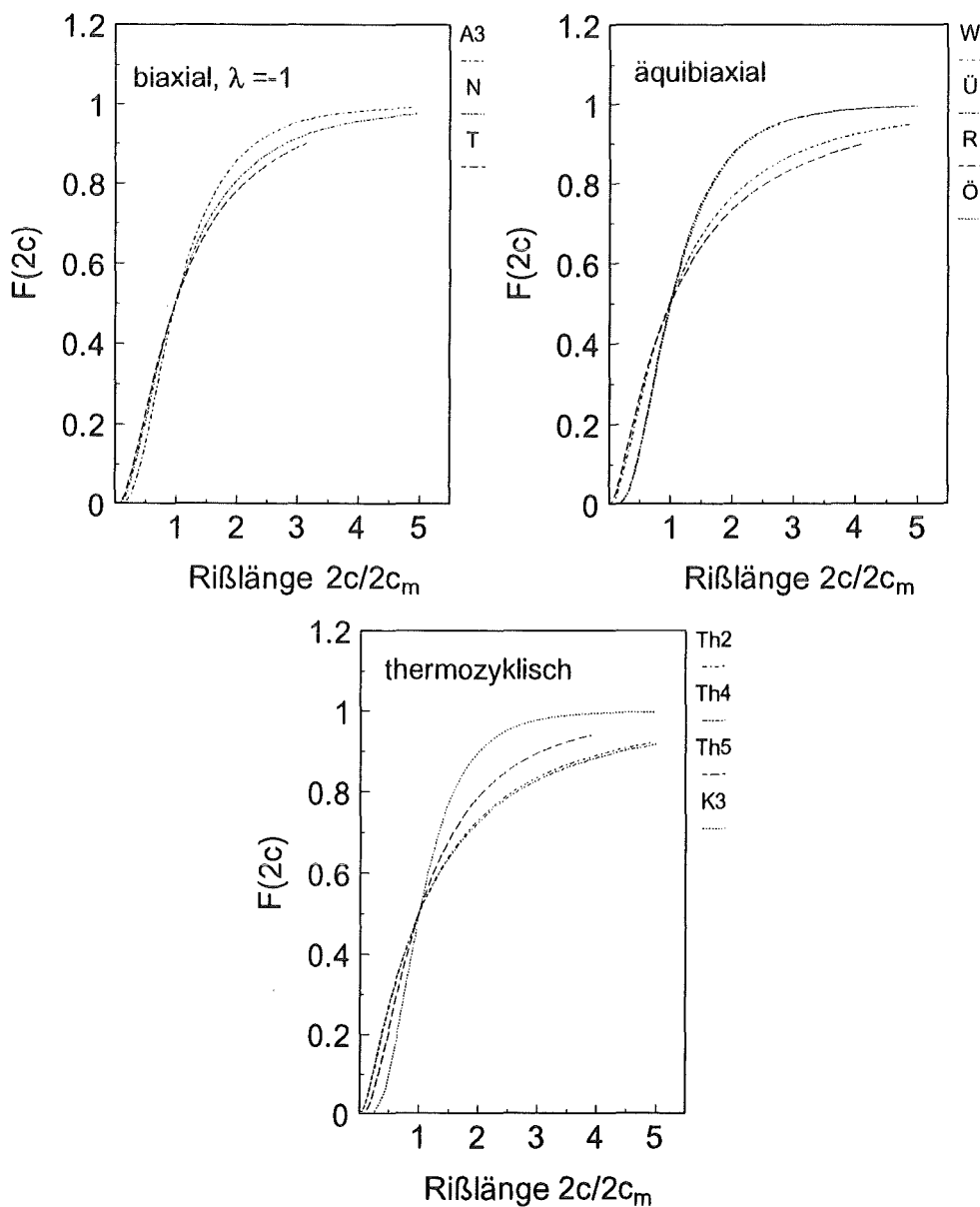


Abb. 97: Verteilungsfunktionen, mehrachsige Versuche

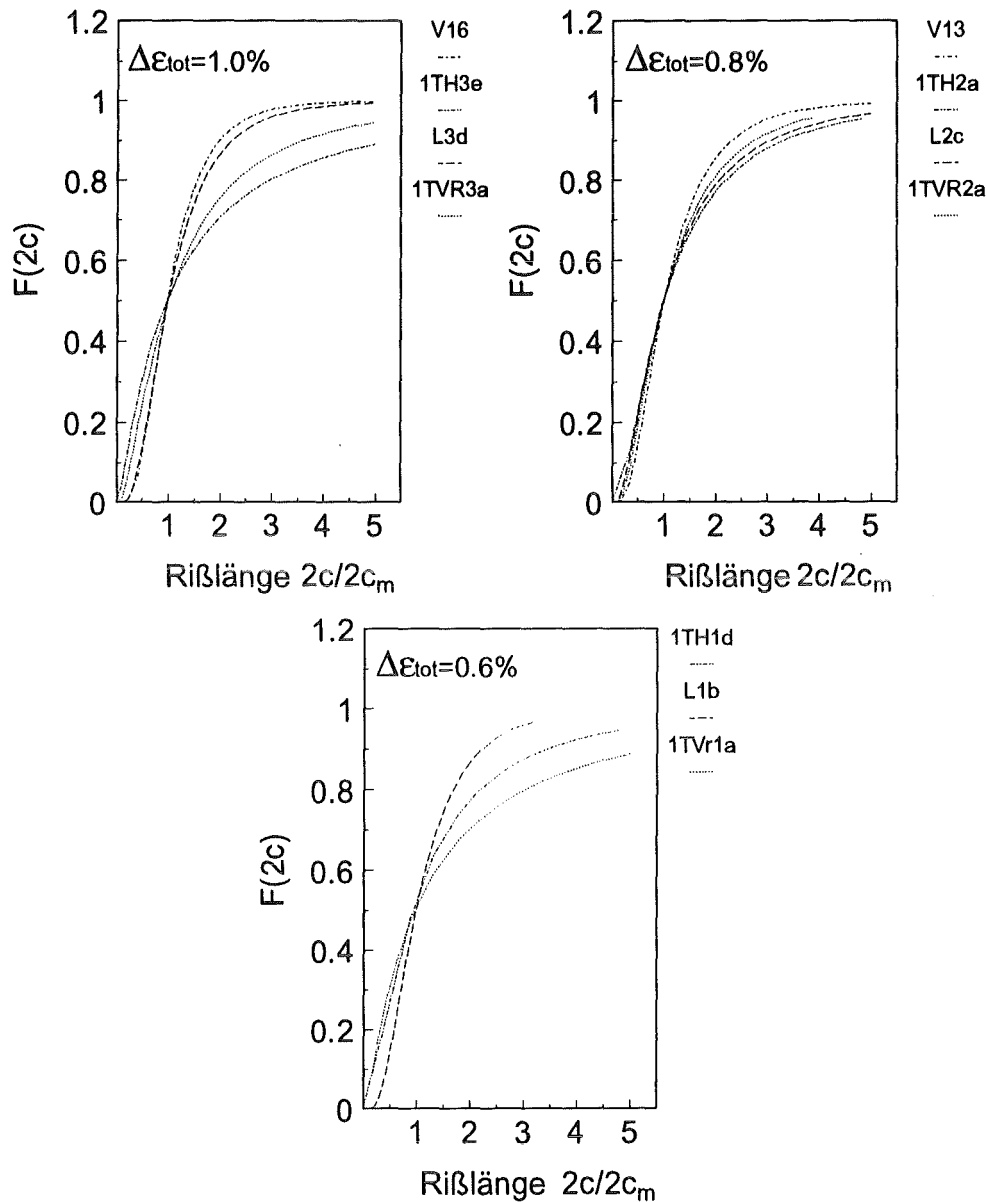


Abb. 98: Verteilungsfunktionen, einachsige isotherme Versuche

Durch diese Art der Auftragung wird eine sinnvolle Skalierung der Diagramme erreicht, die einen direkten Vergleich der unterschiedlichen Versuche zulassen. Abbildung 97 zeigt alle mehrachsigen Versuche und Abbildung 98 zum Vergleich die einachsigen.

Aus den Diagrammen wird keine erkennbare Beeinflussung der Rißentwicklung durch die Belastungsart deutlich. Die Entwicklung der Rißlänge zeigt zwar unterschiedliche Verläufe; diese sind aber bei jeder Belastungsart und Belastungshöhe zu finden. Das bedeutet, daß die Rißentwicklung in Abhängigkeit von der Höhe der Belastung unterschiedlich schnell verläuft. Die Entwicklung der Risse bezogen auf die beim Probenversagen vorhandene mittlere Rißlänge ist jedoch nahezu unab-

hängig von Belastungsart und Belastungshöhe. Die Rißlänge von 80% aller Risse liegt beim Probenversagen beim etwa 1.5-4 fachen des Medianwertes.

6. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurden Ermüdungsversuche an Rohr- und Vollproben aus dem austenitischen Stahl 1.4909 beschrieben. Für die mehrachsigen isothermen Versuche wurde ein spezieller Prüfstand aufgebaut, mit dem last- und dehnungsge- steuerte Versuche an Rohrproben durchgeführt werden können.

Zu den mehrachsigen isothermen Versuchen können folgende Aussagen gemacht werden:

- Nahezu alle beliebigen Varianten kombinierter Längs-, Umfangs- und Torsionsbe- lastungen können, begrenzt durch die Stabilität der Probengeometrie, mit dem neuen Prüfstand realisiert werden.
- Die Messung der Umfangsdehnung an mehreren Stellen erwies sich als notwen- dig, da ein z.T. erheblich inhomogener Verlauf der Umfangsdehnung am Rohrum- fang beobachtet wurde.
- mit Hilfe der elastischen Spannungsverteilung können, unter der Annahme homo- gener Verformung des Rohres, alle elastischen und plastischen Dehnungskom- ponenten über die Wandstärke aus den gemessenen Dehnungen an der Rohrau- ßenwand berechnet werden. Es zeigte sich, daß die Dehnungskomponenten auch für dünnwandige Rohre mit Hilfe der Formeln für das dickwandige Rohr berechnet werden sollten.
- weiterhin wurde eine Methode vorgestellt, mit der an jeder Stelle am Probenum- fang näherungsweise der lokale Dehnungswert ermittelt werden kann.

Zum Vergleich der Ergebnisse wurden isotherme einachsige Versuche an Rohrpro- ben und kleineren runden Voll- und Hohlproben, sowie thermozyklische Versuche an Rohren durchgeführt. Die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse führt zu fol- genden Aussagen:

- Eine Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse mit verschiedenen Halbzeugvarian- ten bei den einachsigen Versuchen untereinander ist nur bedingt möglich. Die Lebensdauern liegen bei gleicher plastischer Dehnschwingbreite im Rahmen der für Ermüdungsversuche üblichen Streuungen. Größere Abweichungen zwischen den einzelnen Halbzeugvarianten tritt jedoch im Wechselverfestigungsverhalten auf. Diese Abweichungen hängen einmal mit der unterschiedlichen Korngrößen- verteilung zusammen, zum anderen kann ein Einfluß der Probenherstellung nicht ausgeschlossen werden.
- Zur Korrelation der Lebensdauern zwischen den einachsigen, mehrachsigen und thermozyklischen Versuchen hat sich die plastische Vergleichsdehnschwingbreite

in Verbindung mit dem von Manson und Halford eingeführten Mehrachsigenfaktor als sinnvolle Größe erwiesen. Alle Daten liegen in einem relativ engen Streuband.

- Die Entstehung von Ermüdungsrissen erfolgte bei den einachsigen Versuchen senkrecht zur Belastungsrichtung. Bei den mehrachsigen Versuchen, sowohl isotherm als auch thermozyklisch, trat Rißbildung meist in Rohrlängsrichtung auf, was auf einen möglichen Einfluß der Halbzeugherstellung (Walzrichtungseinfluß) hinweist.
- Die Rißlängenentwicklung, betrachtet anhand von Verteilungsfunktionen, zeigte keine erkennbare Beeinflussung durch die Belastungsart.
- Das Wachstum der aufgetretenen Risse ist vermutlich sehr stark durch die Mikrostruktur beeinflusst. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der einzelnen Risse zeigt starke Schwankungen. Sie liegt bei deutlich niedrigeren ΔK Werten als die an langen Rissen ermittelte Geschwindigkeit. Dies ist typisch für das Verhalten kurzer Risse.
- Die Entwicklung der mittleren Oberflächenrißlänge konnte bei den einachsigen und thermozyklischen Versuchen mittels eines Potenzgesetzes beschrieben werden, dessen Parameter direkt in Abhängigkeit der plastischen (Vergleichs-) Dehnschwingbreite bestimmt werden können.

7. Literaturliste

- 11/ Hug J., Liu J., Schram A., Zenner H: „Einfluß der Mehrachsigkeit auf die Rißbildung und -ausbreitung bei schwingender Beanspruchung“, Berichtsband zur 25. Vortragsveranstaltung des DVM-AK „Bruchvorgänge“, 16.-17.2.1993, S. 59-74.
- 12/ Bomas H., Lohrmann M., Löwisch G., Mayr P: „Rißbildung und -ausbreitung im Stahl 1.3964 unter mehrachsiger Schwingbeanspruchung“, Berichtsband zur 25. Vortragsveranstaltung des DVM-AK „Bruchvorgänge“, 16.-17.2.1993, S. 75-84.
- 13/ Jacquelin B., Hourlier F., Pineau A: „Crack Initiation Under Low-Cycle Multiaxial Fatigue“, Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853, K. J. Miller and M. W. Brown, Eds., ASTM, Philadelphia, 1985, pp. 285-313.
- 14/ Miller K. J: „Multiaxial Fatigue: A Review“, Berichtsband zur 25. Vortragsveranstaltung des DVM-AK „Bruchvorgänge“, 16.-17.2.1993, S. 15-31.
- 15/ Miller J: „Low Cycle Fatigue under Biaxial Strain Controlled Conditions“, Journal of Materials, JMLSA, Vol. 7, No. 3, September 1977, pp. 307-314.
- 16/ Mattavi J. L: „Low-Cycle Fatigue Behavior Under Biaxial Strain Distribution“, Journal of Basic Engineering, March 1969, pp. 23-31.
- 17/ Nowack H., Trautmann K. H., Arif N., Mathiak F. U: „Werkstoffgesetz und Schwingfestigkeitsverhalten unter biaxialer Beanspruchung“, Berichtsband, 16. Vortragsveranstaltung des DVM-AK „Betriebsfestigkeit“, 30.-31.10.1990.
- 18/ Topper T. H., Havard D. G., Gowda C. V. B., Jhansale H. R: „Fatigue Testing Techniques for Conditions of Biaxial Stress, Stress Concentration, and Pure Bending“, Journal of Materials, JMLSA, Vol. 6, No. 4, Dec. 1971, pp. 842-861.
- 19/ Moguerou A., Vassal R., Vessiere G., Bahuaud J: „Low-Cycle Fatigue under Biaxial Strain“, Low-Cycle Fatigue and Life Prediction, ASTM STP 770, C. Amzallag, B. N. Leis, P. Rabbe, Eds., ASTM, 1982, pp. 519-546.

- /10/ *Find Rotvel*: „Biaxial Fatigue Tests with Zero Mean Stresses using Tubular Specimens“, *Int. J. mech. Sci.*, Pergamon Press 1970, Vol. 12, pp. 597-613.
- /11/ *Lohr E. D., Ellison E. G*: „Biaxial High Strain Fatigue Testing of Cr-Mo-V Steel“, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 3, 1980, pp. 19-37.
- /12/ *Ellyin F., Valaire B*: „High-Strain Multiaxial Fatigue“, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 104, January 1982, pp. 165-172.
- /13/ *Fernando U. S*: „A New Multiaxial Fatigue Testing Facility“, PhD thesis, University of Sheffield, GB, 1987.
- /14/ *Spera D. A*: „What is Thermal Fatigue“, *ASTM STP 612*, 1976, pp. 6-9.
- /15/ *Munz D*: „Versagensverhalten von Konstruktionswerkstoffen“, Vorlesungsskript 1986/87, Universität Karlsruhe (TH).
- /16/ *Manson S. S*: „Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stress“, *NASA Tech. Note 2933*, 1954.
- /17/ *Coffin L. F*: „A Study of Cyclic-Thermal Stresses in a Ductile Metal“, *Trans. ASME*, Vol. 76, 1954, pp. 931-950.
- /18/ *ASME*: „ASME Boiler and Pressure Vessel Code“, Section III, Nuclear Power Plant Components, Division 1, Subsection NB, Class 1 Components, ASME, 1980.
- /19/ *AFCEN*: „Règles de Conception et de Construction des Matériels Mécaniques des Îlots Nucléaires RNR“, *RCC-MR*, Tome I, Vol. C: Matériels de Niveau 2, Edition juin 1985.
- /20/ *TÜV*: „AD-Merkblatt S 2“, Ausgabe 5/88.
- /21/ *Gough H. J, Pollard H. V*: „The Strength of Metals under Combined Stress“, *Proc. I. Mech. E.*, 131, 1935, pp. 3-103.
- /22/ *Kanazawa K., Miller K. J., Brown M. W*: „Low Cycle Fatigue under Out of Phase Loading Conditions“, *Transactions of ASME*, July 1977, pp. 222-229.

- /23/ Lohr E. D., Ellison E. G: „A simple Theory for Low Cycle Multiaxial Fatigue“, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 3, 1980, pp. 1-17.
- /24/ Jordan E. H: „Fatigue-Multiaxial Aspects“, Proc. Pressure Vessel and Piping: Design Technology, ASME, New York, 1982, pp. 507-518.
- /25/ Stulen F. B., Cummings H. N: „A Failure Criterion for Multiaxial Fatigue Stresses“, Proc. ASTM, 54, 1954, pp. 822-834.
- /26/ Blass J. J., Zamrik S. Y: „Multiaxial Low Cycle Fatigue of Type 304 Stainless Steel“, ASME Symposium of Creep-Fatigue Interaction, 1976, p. 129.
- /27/ Manson S. S., Halford G.R: Diskussion zu Literaturstelle /26/, in: ASME Symposium of Creep-Fatigue Interaction, 1976.
- /28/ Liberty G. Z: „Short Life Fatigue under combined Stresses“, J. Strain Anal., 2, 1967, pp. 91-95.
- /29/ Pascoe K. J., de Villiers J. W. R: „Low Cycle Fatigue of Steels under Biaxial Straining“, J. Strain Anal., 2, 1967, pp. 117-126.
- /30/ Mowbray D. F: „A Hydrostatic Stress Sensitive Relationship for Fatigue under Biaxial Stress Conditions“, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, 8, 1980, pp. 3-8.
- /31/ Findley W. N: „Fatigue of Metals under Combinations of Stresses“, Transactions of ASME, 1979, p. 1337.
- /32/ Brown M. W: „Multiaxial Fatigue Testing and Analysis“, in: Fatigue at High Temperature, R. P. Skelton, Editor, Applied Science Publishers, London, 1983, pp. 97-133.
- /33/ Forsyth P. J. E: „Fatigue Damage and Crack Growth in Aluminium Alloys“, Acta Metallurgica, Band 11, 1963, p. 703.
- /34/ Lynch S. P: „Mechanisms of Fatigue and Environmentally Assisted Fatigue“, ASTM STP 675, 1979, p. 174.

- /135/ Cottrell A. H.: „Mechanical Properties of Materials“, J. Wiley Sons Inc., New York, 1964, p. 373.
- /136/ Hartmann R. J.: „Neuere Beiträge zur Ermüdung kubisch flächenzentrierter Metalle und ihre Deutung“, Zeitschrift für Metallkunde, Band 55, 1964, S. 221.
- /137/ Wood W. A., Segal R. A.: „Annealed Metals under Alternating Plastic Strain“, Proc. Roy. Soc. A242, 1957, p. 180.
- /138/ Neumann P.: „Bildung und Ausbreitung von Rissen bei Wechselverformung“, Zeitschrift für Metallkunde, Band 58, 1967, p. 780.
- /139/ Lachmann E.: „Zur Plastoermüdung von Grundwerkstoffen und Schweißverbindungen bei erhöhter Temperatur, Lebensdauerabschätzung-Anwendungsübertragbarkeit“, VDI-Forschungsheft Nr. 614, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1982.
- /140/ Forsyth P. J. E, et al: „Cleavage Facets Observed on Fatigue-Fracture Surfaces in an Aluminium Alloy“, J. Inst. Met. Band 90, 1961, p. 238.
- /141/ Hahn H. G.: „Bruchmechanik-Einführung in die theoretischen Grundlagen“, Verlag G. G. Teubner.
- /142/ Schwalbe K. H.: „Bruchmechanik metallischer Werkstoffe“, Carl-Hanser Verlag, München, 1980.
- /143/ Begley J. A., Landes J. D.: „The J-Integral as a Fracture Criterion“, Fracture Toughness Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, ASTM STP 514, 1972, pp. 1-20.
- /144/ Rice J. R.: „A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks“, Trans. ASME, J. Appl. Mech., 1968, pp. 379-386.
- /145/ Munz D.: „Das J-Integral - ein neues Bruchkriterium“, Zeitschrift für Werkstofftechnik, 7, 1976, S. 11-20.
- /146/ Dowling N. E.: „Geometry Effects and the J-Integral Approach to Elastic-Plastic Fatigue-Crack Growth“, in: ASTM-STP 590, 1976.

- 147/ *Miller K. J.*: „The short crack problem“, Proc. Int. School of Physics „Enrico Fermi“, ed. G. Cagliot, North Holland Publishing Comp., Amsterdam, 1982, pp. 165-175.
- 148/ *Miller K. J.*: „The Behavior of Short Fatigue Cracks and Their Initiation, Part II - A General Summary“, Fatigue Fract. Eng. Mat. Struct., Vol. 10, No. 2, 1987, pp. 93-113.
- 149/ *El Haddad M. H., Dowling N. F., Topper T. H., Smith K. N.*: „J-Integral Applications for Short Fatigue Cracks at Notches“, Int. J. of Fracture, Vol. 16, 1980, pp. 15-30.
- 150/ *Müller H.*: „Schadenskunde“, Vorlesungsskript 1987/88, Universität Karlsruhe (TH).
- 151/ *Eiden H., Krämer F. O., Meyer K. P., Schaper H., Schlegel D.*: „Bauteilschäden - Erfahrungen aus der Sachverständigentätigkeit“, TÜV Rheinland, Gehring Institut für Schadenforschung und Schadenverhütung, Verlag TÜV Rheinland, 1986.
- 152/ *Maurer K., Scheidl H.*: „Bruchuntersuchungen und Schadenerklärungen“, Allianz-Versicherung, München/Berlin, 1976, S. 28-36.
- 153/ *Wegst C. W.*: „Stahlschlüssel“, Nachschlagewerk, 16. Auflage, 1992, Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH.
- 154/ *Petersen C.*: Persönliche Mitteilung.
- 155/ *Carl Schenck AG.*: Bedienungsanleitung für servohydraulische Prüfmaschinen POZ 863, PEZ 4307, POZ 1113, PEZ 4796, und Handbuch für GA-Rechner, Darmstadt.
- 156/ *Neumann J.*: „Untersuchungen zur thermozyklischen Ermüdung von Rohren aus dem austenitischen Stahl 1.4436“, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1989.
- 157/ *Zeller A.*: „Modifikation und Erprobung eines Versuchsstandes zur thermozyklischen Ermüdung von Rohren aus dem austenitischen Stahl 1.4909“, Studienarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1992.

- /158/ Rizzi G., Diegele E: unveröffentliche Ergebnisse, Forschungszentrum Karlsruhe.
- /159/ AMINCO: „Hand-Operated and Motor-Driven Diaphragm Compressors“, Catalog No. J46, AMINCO Division of Travenol Laboratories, Inc., Maryland 20910, USA.
- /160/ Shamban+Luyken: Handbuch Dichtungen/Führungen, Stuttgart.
- /161/ Ebi G., Riedel H., Neumann P: „Ein Abdruckverfahren zur Beobachtung von Rißbildung und Rißwachstum in einem austenitischen Stahl“, Berichtsband Tagung Werkstoffprüfung, Bad Nauheim, DVM (1985), S. 129-136.
- /162/ LEICA: Bedienungsanleitung für das Bildverarbeitungssystem Quantimet 500, Fa. Leica, Bensheim.
- /163/ Macherauch E: „Konstruktionslehre B - Teil Werkstoffkunde“, Vorlesungsskript 1986, Universität Karlsruhe (TH).
- /164/ DUBBEL: „Taschenbuch für den Maschinenbau“, Beitz W. und Küttner K.-H., Hrsg., 15. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York Tokyo, 1986.
- /165/ Sines G: „Behavior of Metals under Complex Static and Alternating Stresses“, Metal Fatigue, Sines G and Waisman J. L. Eds., McGraw Hill Book Co., 1959, pp. 145-169.
- /166/ Bronstein I. N., Semendjajew K. A: „Taschenbuch der Mathematik“, Grosche G., Ziegler V. und Ziegler D., Hrsg., 21. Auflage, 1984.
- /167/ Engeln-Müllges G., Reutter F: „Numerik Algorithmen mit Fortran 77-Programmen“, BI Wissenschaftsverlag Mannheim Leipzig Wien Zürich, 7. Auflage, 1993.
- /168/ Göldner H., Pfefferkorn W: „Technische Mechanik“, 2. Auflage, Fachbuchverlag Leipzig, 1990.
- /169/ Brown M. W., Miller K. J: „Initiation and Growth of Cracks in Biaxial Fatigue“, Fat. Eng. Mat. & Struct., 1, 1979, pp. 231-246.

- 170/ *Parsons M. W., Pascoe K. J.*: „Low-Cycle Fatigue under Biaxial Stress“, Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol. 188, pp. 61-74.
- 171/ *Rambacher, Th.*: „Untersuchung zur Rißentstehung und Rißausbreitung unter einachsiger Dehnwechselbelastung am austenitischen Stahl A 316 L(N) in verschiedenen Umgebungsmedien“, Studienarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1992.
- 172/ *Bargel H.-J., Schulze G.*: „Werkstoffkunde“, 5. Auflage, VDI-Verlag Düsseldorf, 1988.
- 173/ *Miller K. J., Chandler D. C.*: „High-Strain Torsion Fatigue of Solid and Tubular Specimens“, Proc. Instn. Mech. Engrs., 184, (Part 1) (25), 1969, pp. 433-448.
- 174/ *Sandhya R., Veeramani A., Rao K. B. S., Mannan S. L.*: „On Specimen Geometry Effects in Strain-Controlled Low-Cycle Fatigue“, Int. J. of Fatigue, Vol. 16, Number 3, April 1994, p. 202.
- 175/ *Bergl, Th.*: „Rißausbreitung an Rohren unter thermozyklischer und isothermer Belastung“, Studienarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1995.
- 176/ *Herrmann, I.*: „Untersuchung der Rißentstehung und Rißausbreitung an Rohren aus dem austenitischen Stahl A 316 L(N) unter einachsiger Dehnwechselbelastung“, Studienarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1992.
- 177/ *Fett T., Munz D.*: „Advances in Stress Intensity Factors and Weight Functions“, zur Veröffentlichung eingereicht bei: Computational Mechanics Publications, Ashurst, UK, 1996.
- 178/ *Lange, H.*: „Rißausbreitungsverhalten verschiedener Stähle bei negativen R-Verhältnissen“, Diplomarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1987.
- 179/ *Chaboche J. L.*: „Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity“, Int. Journal of Plasticity, Vol.5, 1989, pp. 247-302.
- 180/ *Pfeifenroth M., Schmitt R.*: unveröffentliche Ergebnisse, Forschungszentrum Karlsruhe.

- /81/ Ogata T., Nitta A., Kuwabara K: „Biaxial Low-Cycle Fatigue Failure of Type 304 Stainless Steel under In-Phase and Out-of-Phase Straining Conditions “, in: Fatigue under Biaxial and Multiaxial Loading, Kussmaul K. F., McDiarmid D. L., Socie D. F., Eds., ESIS Publication 10, Mechanical Engineering Publications Ltd., London, 1991, pp. 377-392.

8. Anhang

8.1. Mehrachsige isotherme Versuche

8.1.1. Koeffizienten für die Splineinterpolationen aller Versuche

In den nachfolgenden Tabellen sind die Koeffizienten für die Splineinterpolationen aufgelistet. Die Werte resultieren aus Messungen die bei etwa der Hälfte der Bruchlastspielzahl durchgeführt wurden.

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-0.16699978	0.31016039	0.11564228	-0.18919525	2.60E-02	-1.42E-02	2.03E-02	-1.07E-02
-0.41927096	1.1774051	-0.87814729	0.19040453	7.23E-03	5.04E-02	-5.36E-02	1.75E-02
0.32436607	-0.1008132	-0.14578191	5.05E-02	0.27207084	-0.40487481	0.20722776	-3.23E-02
6.73561166	-7.44756189	2.6604703	-0.30677025	-0.85261874	0.88392494	-0.28505764	3.04E-02
-19.1058398	14.761537	-3.70196995	0.30079824	1.48375169	-1.12403819	0.29018161	-2.45E-02
7.61017519	-3.6070479	0.50780099	-2.08E-02	-1.29693428	0.78782128	-0.14798445	8.93E-03

Tabelle 11: Splinekoeffizienten für Versuch X bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-0.10249916	0.20669051	0.10567114	-0.19538378	6.55E-02	-1.91E-03	5.92E-03	-2.77E-03
-0.43463454	1.3484882	-1.20273306	0.30438998	6.50E-02	-1.08E-04	3.85E-03	-1.98E-03
2.30616626	-3.36260289	1.49652418	-0.21113035	2.16E-02	7.44E-02	-3.89E-02	6.18E-03
-1.84542808	1.39477534	-0.32066104	2.02E-02	0.17596579	-0.10244325	2.87E-02	-2.42E-03
-3.92941872	3.18583395	-0.83376171	6.92E-02	0.27496193	-0.18752419	5.31E-02	-4.75E-03
1.34485553	-0.44049109	-2.67E-03	5.75E-03	-0.33680987	0.23309926	-4.33E-02	2.61E-03

Tabelle 12: Splinekoeffizienten für Versuch w bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-4.60E-02	-0.10309198	-2.41E-02	9.68E-02	3.40E-02	-4.00E-02	-9.80E-03	2.92E-02
0.15627398	-0.79845843	0.7727069	-0.20755847	8.34E-02	-0.20987	0.18483545	-4.52E-02
-2.02251943	2.94661281	-1.37306156	0.20225325	-0.31427031	0.47368517	-0.20681294	2.96E-02
3.08374628	-2.90473859	0.86199078	-8.23E-02	0.39946825	-0.34419925	0.105596	-1.01E-02
0.51504805	-0.69710436	0.22954995	-2.19E-02	0.20495166	-0.1770245	5.77E-02	-5.58E-03
-1.78796811	0.88633343	-0.13334738	5.79E-03	-0.33721623	0.19574281	-2.77E-02	9.51E-04

Tabelle 13: Splinekoeffizienten für Versuch W bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-6.10E-02	-1.57E-02	1.49E-02	-5.49E-03	7.00E-02	-2.36E-02	-3.18E-03	1.05E-02
-6.42E-02	-4.56E-03	2.14E-03	-6.27E-04	8.11E-02	-6.17E-02	4.05E-02	-6.17E-03
-3.81E-02	-4.94E-02	2.78E-02	-5.53E-03	0.14898795	-0.17839447	0.10736859	-1.89E-02
-0.65383873	0.65612662	-0.24165647	2.88E-02	-0.79686168	0.90546973	-0.30663717	3.38E-02
2.22314184	-1.81645686	0.46668675	-3.89E-02	1.73985056	-1.27467456	0.31792837	-2.59E-02
-1.82597476	0.96751156	-0.17135202	9.88E-03	-0.66159006	0.37643493	-6.05E-02	3.04E-03

Tabelle 14: Splinekoeffizienten für Versuch v bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-1.60E-02	-1.82E-02	8.80E-03	1.08E-02	1.80E-02	-4.10E-03	2.62E-02	-3.53E-03
2.25E-02	-0.15055697	0.16046931	-4.71E-02	4.68E-02	-0.1030159	0.13951178	-4.68E-02
-0.55677559	0.845145	-0.41002609	6.18E-02	-0.65674872	1.10624894	-0.55334616	8.55E-02
1.01293291	-0.95360903	0.27704757	-2.56E-02	1.77287062	-1.67789065	0.51011718	-4.99E-02
0.55612799	-0.561014	0.16457734	-1.49E-02	4.48E-02	-0.19270983	8.46E-02	-9.27E-03
-1.25059895	0.68120036	-0.12011731	6.84E-03	-1.63314638	0.96095108	-0.17975562	1.09E-02

Tabelle 15: Splinekoeffizienten für Versuch u bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-8.60E-02	9.07E-02	0.16189966	-0.17215265	2.60E-02	-1.42E-02	2.03E-02	-1.07E-02
-0.33385942	0.94274048	-0.81451809	0.20081158	7.23E-03	5.03E-02	-5.36E-02	1.75E-02
1.36103828	-1.97057502	0.85468928	-0.11798365	0.27206646	-0.40486791	0.20722421	-3.23E-02
-1.46288664	1.26540563	-0.38136468	3.94E-02	-0.85257755	0.88387962	-0.28504124	3.04E-02
2.40904604	-2.06227647	0.57194633	-5.16E-02	1.48358223	-1.12390248	0.29014615	-2.45E-02
-5.71584512	3.52398902	-0.70833183	4.62E-02	-1.29676616	0.78772489	-0.14796672	8.93E-03

Tabelle 16: Splinekoeffizienten für Versuch Ü bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-8.20E-02	1.25E-02	8.43E-04	-5.28E-03	8.50E-02	-1.32E-03	-4.88E-03	-1.98E-04
-8.88E-02	3.57E-02	-2.58E-02	4.91E-03	7.98E-02	1.66E-02	-2.55E-02	7.66E-03
-9.84E-02	5.23E-02	-3.53E-02	6.71E-03	0.15441735	-0.11166454	4.81E-02	-6.38E-03
0.32189687	-0.42935681	0.14866757	-1.67E-02	7.06E-02	-1.56E-02	1.14E-02	-1.71E-03
-1.02528186	0.7284584	-0.18302217	1.50E-02	-0.17961296	0.19942897	-5.02E-02	4.18E-03
0.3916716	-0.24576735	4.03E-02	-2.09E-03	0.30153809	-0.13138623	2.56E-02	-1.62E-03

Tabelle 17: Splinekoeffizienten für Versuch t bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-8.60E-02	-8.55E-02	-9.79E-02	0.14317915	4.30E-02	-8.51E-02	-7.61E-02	0.1282209
0.13882076	-0.85837406	0.78776702	-0.19511642	0.25136352	-0.80139182	0.74471748	-0.185309
-1.47867114	1.92189062	-0.80520782	0.10911946	-1.26500045	1.8050467	-0.74866227	9.99E-02
1.13800948	-1.07660548	0.34013369	-3.67E-02	0.80913787	-0.57174151	0.15920425	-1.57E-02
-2.21931989	1.80880752	-0.48647651	4.22E-02	-0.51757565	0.56848515	-0.16744674	1.55E-02
3.65586043	-2.23067024	0.4393039	-2.85E-02	2.38034407	-1.42397834	0.28919241	-1.94E-02

Tabelle 18: Splineskoeffizienten für Versuch T bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
1.20E-02	-0.13806121	-0.18513217	0.17825892	5.50E-02	-3.83E-02	-2.31E-02	1.51E-02
0.22682083	-0.87655912	0.66112437	-0.14498738	5.00E-02	-2.10E-02	-4.30E-02	2.27E-02
-0.74361078	0.79149049	-0.29459797	3.75E-02	0.48465416	-0.76816654	0.38514973	-5.91E-02
0.34701319	-0.45827292	0.18277665	-2.32E-02	-1.3592712	1.34481697	-0.42195078	4.37E-02
-3.38240848	2.74692995	-0.73544664	6.44E-02	1.18935882	-0.8455699	0.20554904	-1.63E-02
6.20094741	-3.84210236	0.77464883	-5.09E-02	6.80E-02	-7.46E-02	2.88E-02	-2.75E-03

Tabelle 19: Splineskoeffizienten für Versuch R bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-0.10000102	7.37E-02	0.13872712	-0.13391561	1.20E-02	8.15E-03	4.32E-02	-2.86E-02
-0.29468522	0.74301669	-0.62820602	0.15903136	-2.32E-02	0.12910131	-9.54E-02	2.44E-02
1.32484496	-2.04075155	0.96677621	-0.1455879	0.27260632	-0.37932387	0.19587786	-3.13E-02
-3.32129332	3.28333249	-1.06687476	0.11334467	-0.90733109	0.97278525	-0.32058995	3.45E-02
5.05430333	-3.91496496	0.99528624	-8.36E-02	1.83324724	-1.3825691	0.35416959	-2.99E-02
-5.31356824	3.21346078	-0.63842913	4.12E-02	-1.82224539	1.13076333	-0.22184396	1.41E-02

Tabelle 20: Splineskoeffizienten für Versuch Ö bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-3.00E-02	-0.10688261	-0.10131828	0.11801765	8.30E-02	-1.44E-02	1.89E-03	-1.64E-02
0.13227107	-0.66472973	0.53792765	-0.12615639	3.16E-02	0.16216636	-0.20044249	6.09E-02
-0.83389054	0.99598029	-0.41358941	5.56E-02	0.82022998	-1.19332039	0.57619446	-8.74E-02
0.18710512	-0.17399494	3.33E-02	-1.33E-03	-1.98611753	2.02251803	-0.65216573	6.90E-02
9.13E-02	-9.17E-02	9.73E-03	9.21E-04	2.50556386	-1.83779904	0.45373401	-3.66E-02
1.94337191	-1.3650521	0.30156224	-2.14E-02	-0.93010362	0.52439269	-8.76E-02	4.75E-03

Tabelle 21: Splineskoeffizienten für Versuch N bei $N_B/2$

Koeffizienten für Minimalwerte				Koeffizienten für Maximalwerte			
a ₀	a ₁	a ₂	a ₃	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
-8.10E-02	1.49E-02	1.92E-02	-2.81E-02	7.50E-02	4.70E-03	2.26E-02	-2.00E-02
-0.13554345	0.20238863	-0.19562419	5.40E-02	4.26E-02	0.11612892	-0.10510006	2.88E-02
0.52738763	-0.93710633	0.45725854	-7.07E-02	0.42853965	-0.54727357	0.2750017	-4.38E-02
-1.84629573	1.78293533	-0.58172118	6.16E-02	-1.28756216	1.41923488	-0.47614945	5.18E-02
2.1073519	-1.61497563	0.39170892	-3.13E-02	2.48832344	-1.82590081	0.45351375	-3.70E-02
-1.04037394	0.54924195	-0.10429337	6.55E-03	-1.3487639	0.81228698	-0.15111455	9.21E-03

Tabelle 22: Splineskoeffizienten für Versuch A3 bei $N_B/2$

8.1.2. Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen

Versuch	Zyklenzahl	p_1	p_2
einachsig, umfang			
v	65507	152.352	1.068
äquibiaxial			
W	59183	82.815	0.983
R	67930	189.9	1.631
Ö	46507	160.606	0.661
Ü	44983	126.52	0.613
biaxial, $\phi=180^\circ$			
A3	74734	108.27	0.654
T	164287	506.76	1.443
N	121195	132.75	0.814

Tabelle 23: Parameter der Verteilungsfunktionen, isotherme mehrachsige Versuche

8.2. Einachsige Vergleichsversuche

8.2.1. Wechselverfestigungskurven

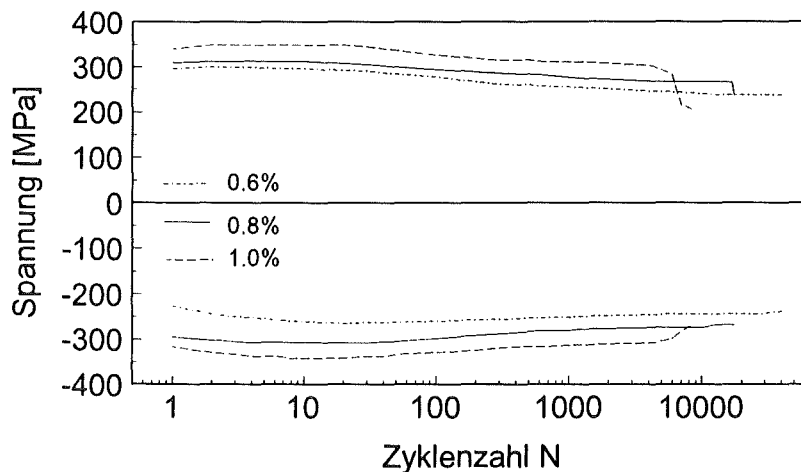


Abb. 99a: Wechselverfestigungskurven, Rohre

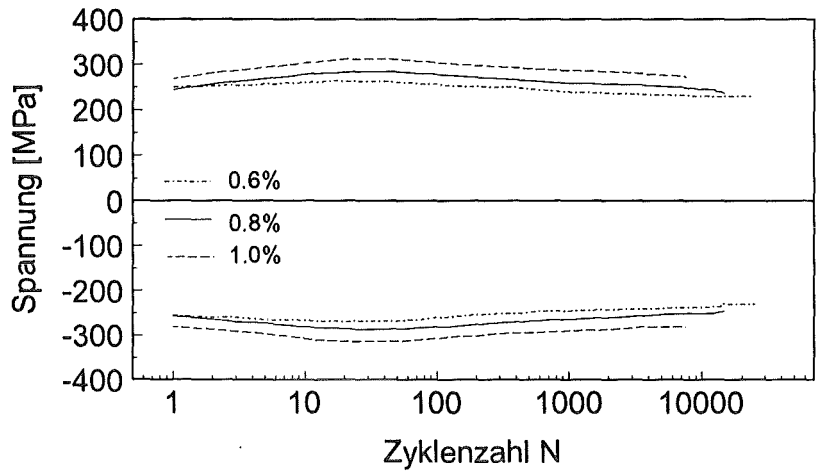


Abb. 99b: Wechselfestigungskurven Vollproben, Plattenmaterial

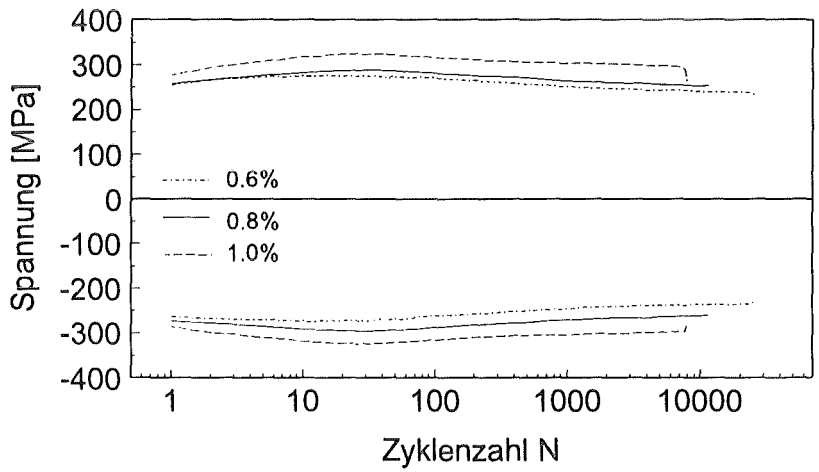


Abb. 99c: Wechselfestigungskurven Vollproben, Rundmaterial

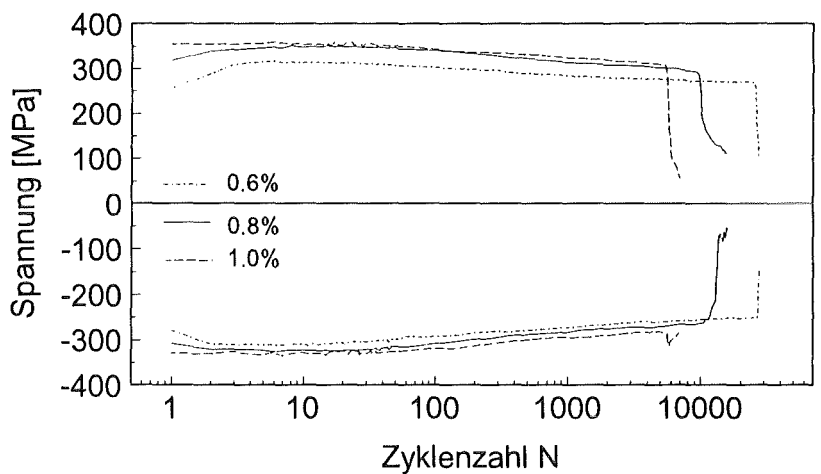


Abb. 99d: Wechselfestigungskurven Hohlproben, Rundmaterial

8.2.2. Histogramme

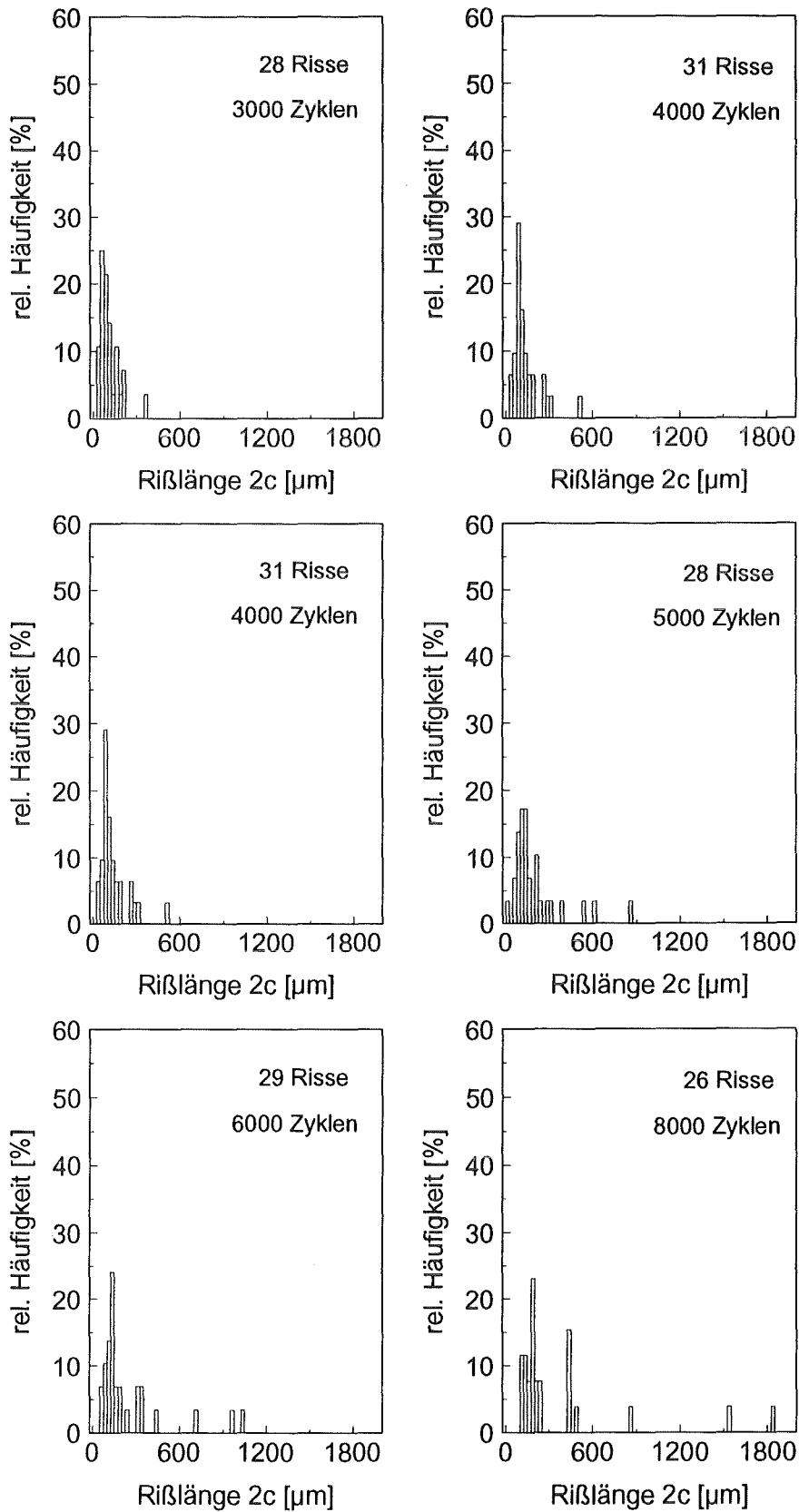


Abb. 100: Histogramme, Vollproben, Plattenmaterial, Versuch L3d

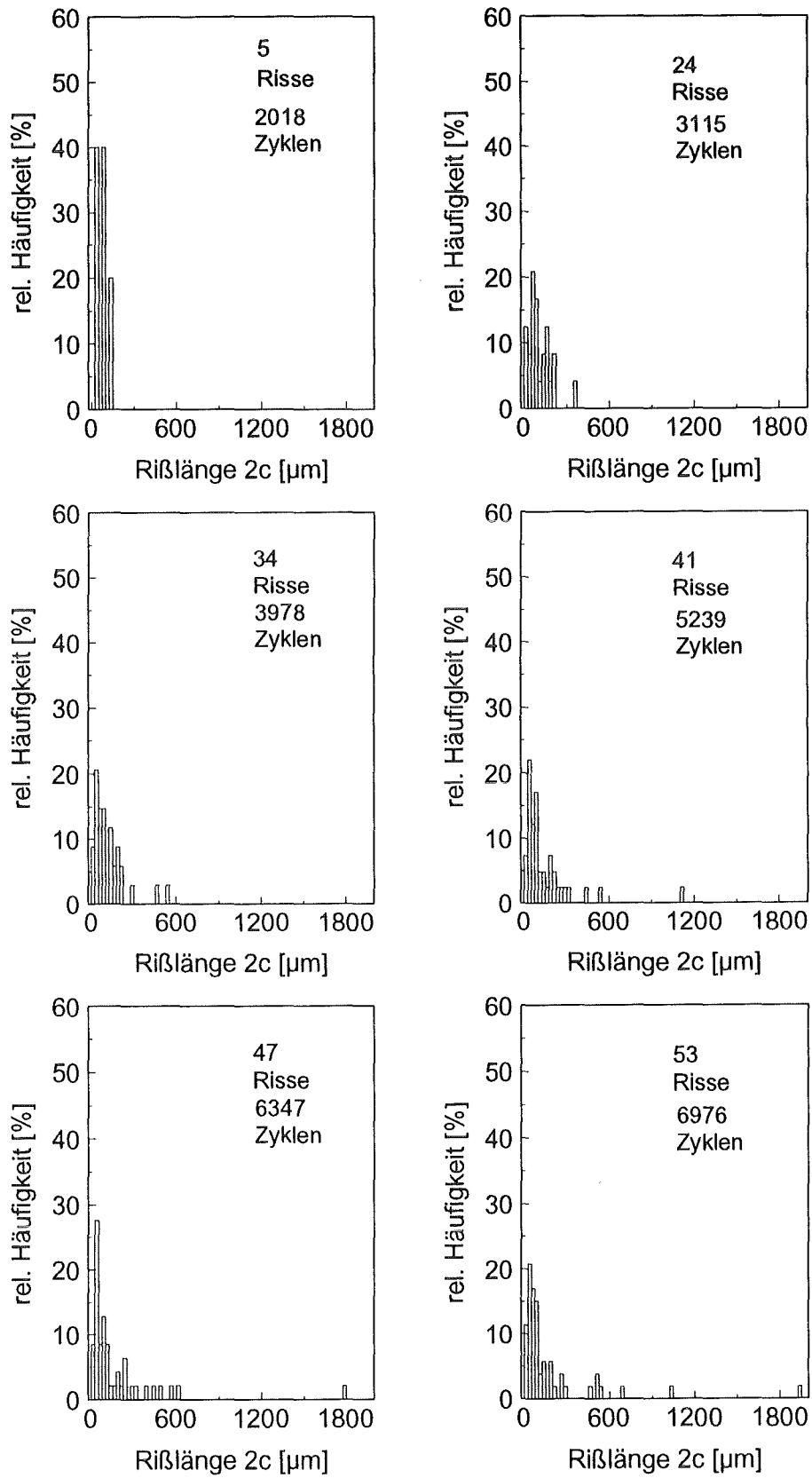


Abb. 101: Histogramme, Vollproben, Rundmaterial, Versuch 1TVR3a

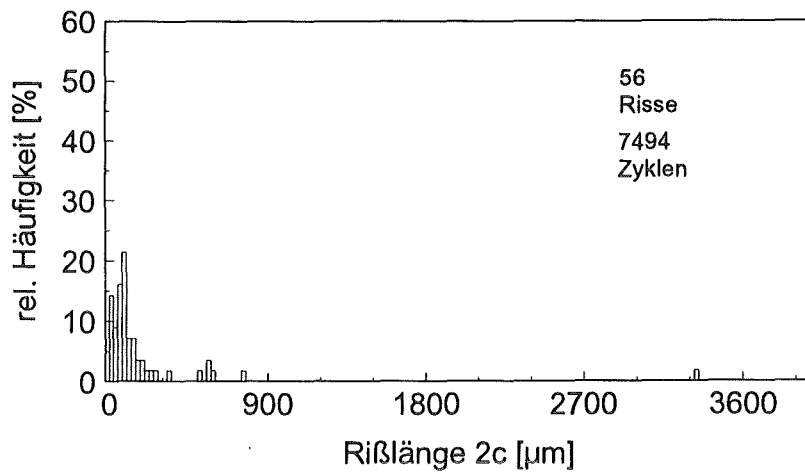


Abb. 101: Histogramme, Vollproben, Rundmaterial, Versuch 1TVR3a, Fortsetzung

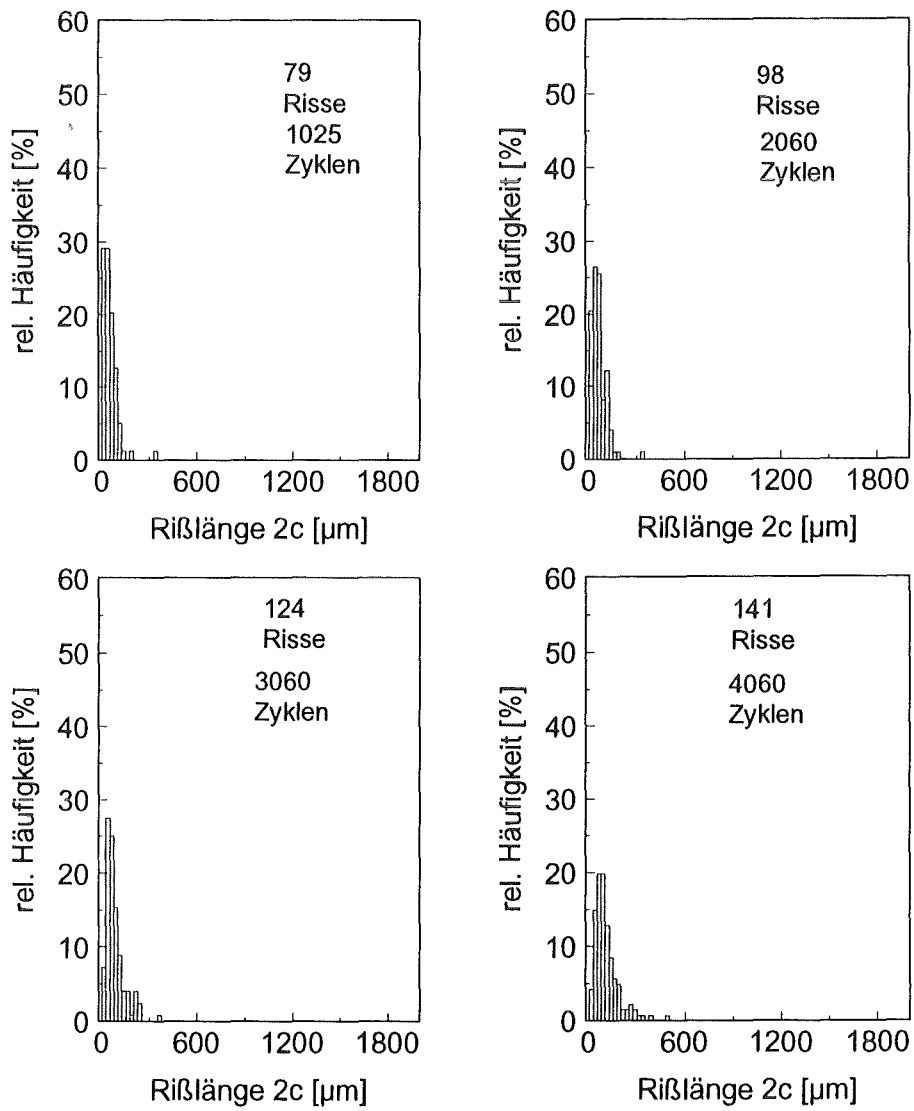


Abb. 102: Histogramme, Hohlproben, Rundmaterial, Versuch 1THR3d

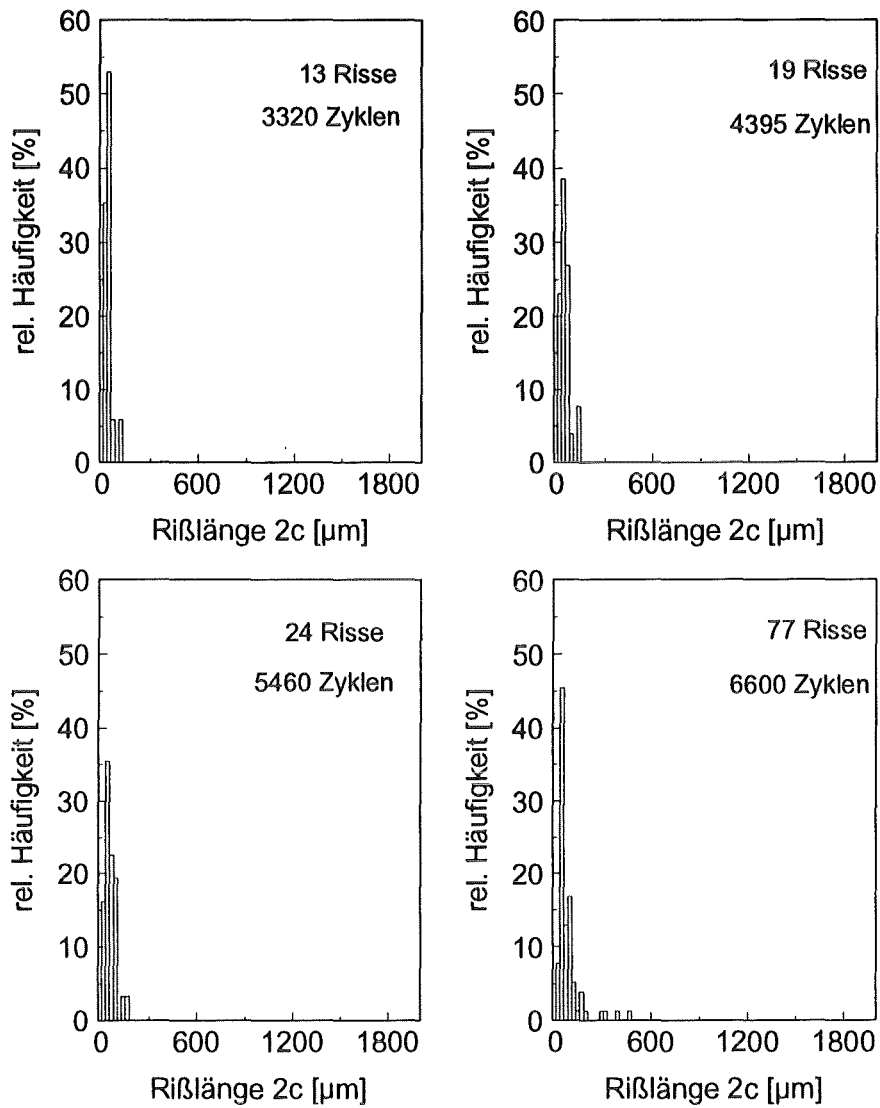


Abb. 103: Histogramme, Rohrproben, Versuch V16

8.2.3. Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen

Versuch	Zyklenzahl	p_1	p_2
1TH3e	2188	46.701	0.72
	3166	80.215	0.704
V16	3320	28.999	0.425
	4395	41.526	0.645
	5460	48.583	0.646
	6600	46.308	0.563
1TVR3a	2018	61.628	0.406
	3978	80.062	0.912
	6347	101.4	1.12

Tabelle 24: Parameter der Verteilungsfunktionen, isotherme einachsige Versuche

Versuch	Zyklenzahl	p_1	p_2
L3d	2000	98.63	0.385
	4000	108.13	0.633
	6000	163.95	0.695
	8000	198.325	0.633
W3a	2000	93.083	0.642
	4000	120.362	0.836
	6000	152.37	0.894
	8000	170.326	0.897

Tabelle 24: Parameter der Verteilungsfunktionen, isotherme einachsige Versuche, Fortsetzung

8.3. Thermozyklische Versuche

8.3.1. Parameter p_1 und p_2 der Verteilungsfunktionen

Versuch	Zyklenzahl	p_1	p_2
Th2	40000	289.325	0.635
	45000	401.325	0.586
	55000	463.526	0.896
	59125	523.625	1.126
Th4	30000	100.06	0.555
	35000	139.7	0.795
	45000	223.652	1.136
	49323	249.91	1.156
Th5	40000	180.012	0.6
	50000	230.584	0.8
	60000	385.362	0.752
	64359	432.658	0.875
K3	50000	156.325	0.325
	60000	217.51	0.463
	70000	254.9	0.557
	85000	375.73	0.524

Tabelle 25: Parameter der Verteilungsfunktionen, thermozyklische Versuche

9. Symbolverzeichnis

a	Rißlänge (Rißtiefe bei zweidimensionalem Riß)
b, D	Parameter der Manson-Coffin Beziehung
c	halbe Oberflächenrißlänge (bei zweidimensionalem Riß)
d, σ^*	Parameter der Basquin Beziehung
m, C	Parameter des Parisgesetzes
p_a	Außendruck
p_i	Innendruck
p_u	Umgebungsdruck
r	Laufkoordinate für den Radius
Δr	Änderung des Radius
r_0	Radius des unverformten Rohres
r_1	Radius des verformten Rohres
r_a	Außenradius
r_i	Innenradius
r_s	Radius der beweglichen Dichtung (30mm)
t, t'	Zeit
w	Rohrwandstärke
A, n	Parameter für Rißwachstumsgesetz
E, E*	Elastizitätsmodul
F_z	Kraft in Rohrlängsrichtung
K	Spannungsintensitätsfaktor
K_c	kritischer K-Wert
L	Prüflänge
MF	Mehrschigkeitsfaktor nach Manson und Halford
M_d	Drehmoment
N	Schwingspielzahl
N_B	Anzahl der Schwingspiele bis zum Bruch
R_m	Zugfestigkeit
T_{max}	maximale Temperatur
Y	Geometriefunktion
α	Proportionalitätsfaktor
γ_{max}	maximale Scherdehnung
ϵ_{bw}	Bruchdehnung
ϵ_{el}	elastische Dehnung
ϵ_m	Mitteldehnung
$\epsilon_{n,max}$	maximale Normaldehnung (Senkrecht zur Ebene von γ_{max})
ϵ_{pl}	plastische Dehnung

ε_{tot}	Total- oder Gesamtdehnung
$\dot{\varepsilon}_{\text{tot}}$	Dehnrage der Gesamtdehnung
$\varepsilon_{u,1}, \dots, \varepsilon_{u,6}$	Meßstellen 1, ..., 6 für die Umfangsdehnung
ε_v	Vergleichsdehnung
$\varepsilon_z, \varepsilon_u, \varepsilon_r$	Dehnungskomponenten in Längs-, Umfangs und Radialrichtung
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Hauptdehnungen
$\Delta\varepsilon$	Dehnschwingbreite
φ	Winkelcoordinate für den Rohrumfang
λ	Spannungs-, bzw. Dehnungsverhältnis
ν^*	Querkontraktionszahl
σ_a	Spannungsamplitude
σ_D	Dauerfestigkeit
σ_v	Vergleichsspannung
$\sigma_{v,m}$	Vergleichsmittelspannung
$\sigma_z, \sigma_u, \sigma_r$	Spannungen in Längs-, Umfangs- und Radialrichtung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite