

Untersuchung der werkstoffmechanischen Vorgänge zur verbesserten Lebensdauervorhersage im Low Cycle Fatigue Bereich

Von der Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
Dipl.-Ing. Bernd Reicherter
geboren in Kornwestheim

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. E. Roos
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. B. Scholtes
Tag der mündlichen Prüfung: 08. November 2011

2011
Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre
(IMWF) Universität Stuttgart und
Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre (IMWF) Universität Stuttgart. Ein wesentlicher Teil der Untersuchungen wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) im Rahmen des Forschungsvorhabens BMWi 1501296 gefördert.

Mein besonderer Dank gilt dem Direktor der Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos. Seine Förderung und Unterstützung hat wesentlich zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Berthold Scholtes danke ich sehr herzlich für sein Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme des Mitberichts.

Bei meinen Kolleginnen und Kollegen vom Lehrstuhl sowie den Mitarbeitern der MPA Universität Stuttgart möchte ich mich besonders für die angenehme und konstruktive Zusammenarbeit und die zahlreichen Hinweise und Anregungen bedanken, die ich in wertvollen Diskussionen erhalten habe. Weiterhin danke ich allen Studierenden, die mich im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten tatkräftig unterstützt haben.

Mein besonderer Dank gilt dabei den Herren Dr.-Ing. Karl-Heinz Herter und Dr.-Ing. Michael Seidenfuß, deren ständige Bereitschaft zur fachlichen Diskussion eine wertvolle Hilfe war.

Meinen Eltern und meiner Partnerin Waltraud gilt mein besonderer Dank für ihr Verständnis und ihre Unterstützung während des Entstehens dieser Arbeit.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen und Formelzeichen	iv
Zusammenfassung	1
Abstract	4
1 Einleitung	7
1.1 Zielsetzung	7
2 Theoretische Grundlagen	8
2.1 Derzeitiger Stand beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit	8
2.2 Zyklisches Werkstoffverhalten	10
2.3 Statische und zyklische Fließkurve	12
2.3.1 Bestimmung der zyklischen Torsionsfließkurve $\tau(\gamma)$	14
2.4 Einflussgrößen auf das Ermüdungsverhalten	14
2.5 Versagenskriterien bei zyklischer Beanspruchung	15
2.5.1 Bruch der Probe (Separation)	15
2.5.2 Veränderung des E-Moduls (Modulus Method)	15
2.5.3 Mikroanrisse (Microcracking)	16
2.5.4 Lastabfall (Force/ Stress Drop)	16
2.6 Grundlagen des zyklischen Risswachstums	16
2.7 Phasenverschiebung bei mehrachsigen Versuchen	21
2.8 Replica-Technik	22
2.9 Optische Dehnungsmeßtechnik (ARAMIS)	23
2.10 Werkstoffmodelle für FEM	25
2.11 Verwendete Bewertungsansätze	28
2.11.1 Dehnungskriterium	29

2.11.2	Energiekriterium/ Energiedichte	30
3	Werkstoffcharakterisierung	33
3.1	Ferritischer Werkstoff 20MnMoNi5-5	33
3.2	Austenitischer Werkstoff X6CrNiNb18-10	40
4	Versuchsprogramm zur Schwingfestigkeit, LCF-Versuche	45
4.1	Probenformen und Versuchsdurchführung	45
4.1.1	Zyklische Versuche mit einachsiger Beanspruchung	45
4.1.2	Zyklische Versuche mit zweiachsiger Beanspruchung	47
4.1.3	Zyklische Versuche mit überlagerten Belastungen	48
5	Ergebnisse der LCF-Versuche	51
5.1	Ergebnisse der einachsigen Versuche am ferritischen Stahl	51
5.1.1	Versuche mit dehnungskontrollierter rein wechselnder Belastung	51
5.1.2	Einfluss von Mittelspannung und Mitteldehnung	56
5.2	Ergebnisse der einachsigen Versuche am austenitischen Stahl	61
5.2.1	Versuche mit dehnungskontrollierter rein wechselnder Belastung	61
5.2.2	Einfluss von Mittelspannung und Mitteldehnung	64
5.3	Ergebnisse Zug/ Druck – Torsion (Tension-Torsion, TT)	68
5.3.1	Ferritischer Werkstoff	68
5.3.2	Austenitischer Werkstoff	70
5.4	Ergebnisse reine Torsion	73
5.4.1	Einstufenversuche	75
5.4.2	Zwei-Stufen-Versuche	79
5.4.3	Spannungskontrollierte Einstufenversuche	82
5.5	Vergleich der zyklischen Fließkurven	82

6	Metallographische Untersuchungen	86
6.1	Makroskopische Bruchbetrachtung der LCF-Versuche	86
6.2	REM-Untersuchungen der einachsigen LCF-Versuche Rissentwicklung	88
6.3	Ergebnisse der Replica-Untersuchungen	93
6.4	Ergebnisse der optischen Dehnungsmessung	97
6.5	Vergleich der Replica mit den optischen Dehnungsmessungen	99
7	Lebensdauervorhersage	102
7.1.1	Bewertung mittels Dehnungskriterium	102
7.1.2	Bewertung mittels Energiekriterium	105
7.1.3	Kopplung FEM und Energiekriterium	107
8	Literaturverzeichnis	112
9	Anhang	119
	Anhang 1: Herleitung der zyklischen Torsionsfließkurve	119
	Anhang 2: Parametersatz 20MnMoNi5-5	122
	Anhang 3: Übersicht Versuche unter reiner Torsion	123

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

ARAMIS	Optische 3D-Verformungsanalyse, Messsystem der Firma GOM
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society of Testing and Materials
ATS	Applied Test Systems, Inc.
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
BPVC	Boiler and Pressure Vessel Code
CP	Probenoberfläche chemisch poliert
FEM	Finite Elemente Methode
FG	Probenoberfläche feingedreht
GOM	Gesellschaft für Optische Messtechnik
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese (v.Mises Hypothese)
IMWF	Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Universität Stuttgart
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
LCF	Low Cycle Fatigue, Kurzzeitfestigkeit
MP	Probenoberfläche mechanisch poliert
MPA	Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart
MTS	MTS Systems Corporation
Nital	Ätzlösung, HNO ₃ , 3%ig
NRC	Nuclear Regulatory Commission
Ratchetting	fortschreitende plastische Deformation
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
TT	Tension-Torsion, Belastung unter Zug/ Druck mit überlagerter Torsion

Formelzeichen

α_k		Kerbwirkungszahl
ε		Dehnung
ε_a		Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,el}$		elastischer Anteil der Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl}$		plastischer Anteil der Dehnungsamplitude
ε_{ages}		Gesamtdehnungsamplitude
ε_m		Mitteldehnung
E	MPa	E-Modul
k_f	MPa	Formänderungsfestigkeit
M_t	Nm	Torsionsmoment
N		Schwingspielzahl
N_A		Schwingspielzahl bis Anriss
N_B		Schwingspielzahl bis Bruch
$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$		Spannungsverhältnis
$R_\tau = \frac{\tau_u}{\tau_o}$		Torsionsspannungsverhältnis
$R_\varepsilon = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_o}$		Dehnungsverhältnis
$R_\gamma = \frac{\gamma_u}{\gamma_o}$		Schiebungsverhältnis
R_e	MPa	Streckgrenze
$R_{p0,2}$	MPa	0,2%-Dehngrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
σ	MPa	Normalspannung
σ_a	MPa	Spannungsamplitude
σ_A	MPa	ertragbare Spannungsamplitude
σ_D	MPa	dauerfest ertragbare Spannungsamplitude
σ_m	MPa	Mittelspannung
τ	MPa	Schubspannung
γ		Schiebung
T	°C	Temperatur
ν		Querdehnungszahl (Poisson Konstante)
φ		logarithmische Formänderung

Zusammenfassung

Bauteile, wie z.B. Rohrleitungen und Behälter im Anlagenbau und Energieerzeugungsanlagen unterliegen neben den wirkenden Betriebslasten bei An- und Abfahrvorgängen zusätzlichen statisch und zyklisch wirkenden Belastungen. Ein An- und Abfahrvorgang kann als ein Schwingenspiel betrachtet werden. Kennzeichnend für diese Schwingenspiele sind plastische Dehnungsanteile im zu betrachtenden Bauteil. Losgelöst betrachtet von den vorwiegend herrschenden Betriebslasten unterliegt dieses Bauteil damit einer Belastung im niederzyklischen Zeitfestigkeitsbereich, häufiger LCF-Bereich genannt. An diesen Bauteilen überlagern sich thermische und äußere Lasten zu einem komplexen, mehrachsigen Beanspruchungszustand, den es zu bewerten gilt.

Die Bewertung solcher komplexen Beanspruchungszustände ist im LCF-Bereich noch nicht zufriedenstellend allgemein übertragbar gelöst. Zur Bewertung werden üblicherweise dehnungs- oder energiebasierte Kriterien angewendet, die teilweise auf den für den statischen Fall gut verifizierten Festigkeitshypothesen basieren. Ein dehnungsbasiertes Kriterium ist beispielsweise auch im ASME Code III, Subsection NH enthalten.

Als Basis zur Bewertung eines dehnungs- und eines energiebasierten Kriteriums wurde zuerst eine Datenbasis für den niedriglegierten ferritischen Werkstoff 20MnMoNi5-5 und den austenitischen CrNi-Stahl X6CrNiNb18-10 geschaffen. Diese besteht aus einer Basischarakterisierung zum Nachweis der Werkstoffhomogenität, der Mikrostruktur des Gefüges und den Festigkeits- und Verformungseigenschaften dieser beiden Stähle.

Zur Untersuchung der grundlegenden Ermüdungseigenschaften wurde an einachsig belasteten Proben ein umfangreiches Versuchsprogramm durchgeführt. Dieses beinhaltet Versuche bei den drei Temperaturen RT, 288 °C und 350 °C mit dehnungs- und spannungskontrollierten Versuchen. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf den dehnungskontrollierten Versuchen, da die Dehnung im LCF-Bereich schädigungsbestimmend ist. Exemplarisch werden die Auswirkungen einer Mitteldehnung und einer Mittelspannung beleuchtet.

Mit diesen Versuchen konnte die dem KTA-Regelwerk zu Grunde liegende Mittelwertskurve sowie die in NUREG/CR-6909 dargestellte Kurve im untersuchten Schwingenspielzahlbereich verifiziert werden.

Zur Bewertung der Einflüsse durch eine mehrachsige Belastung werden dehnungs- und spannungskontrollierte zyklische Versuche an zylindrischen Vollproben unter reiner Torsion durchgeführt. Diese werden als Ein-Stufen-Versuche, als Zwei-Stufen-Versuche und als Blockbelastung überwiegend dehnungskontrolliert durchgeführt. Alle drei beobachteten Rissarten, Längsriss, Umfangsriss sowie kombinierter Längs- und

Umfangsriss, entstehen und wachsen in den Ebenen der maximalen Schubspannungen. Es ergibt sich eine deutliche Abhängigkeit der Lebensdauer von der auftretenden Rissart, Längsriss, Umfangsriss oder kombinierter Riss, gekoppelt an das jeweilige Belastungsniveau. Der Längsriss entsteht früh aber wächst nur sehr langsam. Der tragende Querschnitt wird nur wenig vermindert, da die Rissflanken sich bei Verdrehung aufeinander abstützen und so weiterhin zur Momentenübertragung beitragen. Die risstreibende Spannung ändert sich auch bei einem langen Riss daher nur wenig. Der Umfangsriss hingegen lässt sich erst kurz vor Versuchsende detektieren und ist durch ein sehr schnelles Risswachstum gekennzeichnet. Jedes Risswachstum in Umfangsrichtung führt zu einer Reduktion des tragenden Querschnitts und einer daraus resultierenden höheren Belastung der Reststruktur. Dies erhöht die risstreibende Spannung und führt zu einem fast instabilen Risswachstum, ersichtlich an einem fast senkrechten Momentenabfall. Bei den Zwei-Stufen –Versuchen als auch bei den Blockversuchen wurde eine größere Lebensdauer, als nach einer linearen Schädigungsrechnung zu erwarten ist, festgestellt.

Um das Entstehen der unterschiedlichen Risse und die Auswirkungen auf die Laufzeit besser zu verstehen, wurden Replica-Abdrücke der Probenoberfläche während der Versuche genommen. Anhand dieser konnten die typischen Rissausgangsstellen und das anschließende Risswachstum identifiziert werden. In diesem Zusammenhang ist beim Werkstoff 20MnMoNi5-5 die sich durch den Fertigungsprozess ergebende plattenartige Seigerungsstruktur von großer Bedeutung.

Da die Bewertung von Replica-Abdrücken sehr zeitaufwändig ist, wurde alternativ das Optische Dehnungsmesssystem ARAMIS eingesetzt. Es konnte gezeigt werden, dass mit diesem die Rissentwicklung ähnlich wie mit Replica-Abdrücken dokumentiert werden kann, jedoch zusätzliche Vorteile durch eine Messung der Dehnungsverteilung während der Belastung und in der Visualisierung der Ergebnisse bringt. Die mit diesem System bestimmte Dehnung auf der Oberfläche wurde bei den damit betrachteten Torsionsproben erfolgreich zur Einordnung in die einachsigen Mittelwertskurven und zur Ermüdungsbewertung verwendet. Die Streubreite innerhalb der Versuchsdaten konnte damit reduziert und theoretische Ansätze zur Berechnung der Schiebung bei großen plastischen Dehnungen verifiziert werden.

Das Messsystem ARAMIS wurde auch bei der Aufnahme der zyklischen Fließkurve unter reiner Torsion und dem anschließenden Vergleich mit der einachsigen an Zug/ Druck-Proben bestimmten zyklischen Fließkurve eingesetzt. Dabei konnte eine gute Übereinstimmung der theoretisch abgeleiteten zur gemessenen zyklischen Torsionsfließkurve erreicht werden. Im Vergleich der einachsigen zur zweiachsigen bestimmten Fließkurve ergaben sich

Abweichungen, die auf ein unterschiedliches Verfestigungsverhalten zurückgeführt werden.

Die Bewertung der mehrachsigen Versuche an zylindrischen Vollproben unter rein wechselnder Torsion und den Hohlproben unter kombinierter Belastung aus Zug und Torsion ergab mit den aus ARAMIS oder FEM-Rechnungen bestimmten Dehnungen als Eingangsgröße zur Berechnung der Vergleichsdehnungsschwingbreite nach ASME BPVC Code III, Subsection NH eine gute Übereinstimmung mit den Mittelwertskurven der einachsigen Versuche. Einzig die Versuche mit einer 90° Phasenverschiebung zwischen Schiebung und Axialdehnung an den Hohlproben ergaben eine stärkere nicht konservative Abweichung von den Mittelwertskurven der einachsigen Versuche.

Die Anwendung des energiebasierten Kriteriums ergab für alle durchgeführten Versuche am Werkstoff 20MnMoNi5-5, unabhängig von der Probenform und der Belastungsart sowie der Mehrachsigkeit, eine gemeinsame lineare Beziehung in doppel-logarithmischer Auftragung zwischen Energiedichte und Laufzeit. Die Energiedichte wurde dabei aus der Hystereseschleife des stabilisierten Zustandes eines jeden Schwingversuches bestimmt. Anhand der Torsionsversuche kann gezeigt werden, dass eine reine Betrachtung der dissipierten Energie ohne Berücksichtigung des ablaufenden Schädigungsprozesses zu ungenauen Ergebnissen führen kann.

Zusammenfassend wurde in dieser Arbeit zwei Möglichkeiten einer werkstoffmechanisch basierten Lebensdauervorhersage im LCF-Bereich vorgestellt und auf eine zuvor erzeugte umfangreiche Datenbasis aus ein- und mehrachsigen Versuchen angewendet. Diese Datenbasis beinhaltet, neben den üblichen Versuchsdaten wie Dehnungsamplitude über Lastwechselzahl, noch die Information einzelner Hysteresen, sowie zusätzlich eine Dokumentation des Risswachstums, um den Einfluss des Werkstoffes sicher zu erfassen, der bei einer Lebensdauervorhersage im LCF-Bereich nicht vernachlässigt werden darf.

Abstract

Many parts like piping in a power plant undergo additional to the usual stressing during normal operation significantly larger stresses and strains during start and shut-down phases. On start and shut down phase can be seen as one cycle. Characteristic for such a cycle are large plastic strains applied on the structure. Separated from the mainly existing normal operation conditions is such a part stressed in the low cycle fatigue regime. The complex stress state in this piping, which has to be evaluated, results from the super positioning of thermal and mechanical loads.

So far no universal procedure for the evaluation of such complex fatigue loadings is in existence. Usually strain or energy based procedures are used for the evaluation of such cyclic loadings which sometimes are based on well proven static failure theories. A strain based procedure is included in AMSE Code III, Subsection NH.

In a first step for the evaluation of fatigue life with a strain and a stress based procedure a set of data for the used steels has been created. These two steels are a low alloyed ferritic steel 20MnMoNi5-5 and an austenitic steel X6CrNiNb18-10. This data set consists of a basic material characterization to prove the homogeneity of the materials and their strength and deformation characteristics, as well as an evaluation of the micro structure of the materials.

To determine the basic fatigue properties of the materials an extensive test program was conducted on uniaxially loaded specimens. The varied parameters in this program are three test temperatures, room temperature, 288 °C and 350 °C under strain and stress controlled conditions. Primarily strain controlled tests were conducted as damage in the LCF regime is strain controlled. The effect of a mean strain and a mean stress on the fatigue life are only exemplary evaluated.

With the result of these tests the mean data curve of the KTA and the newly proposed mean data curve in NUREG/CR-6909 was verified for the tested load range.

To evaluate the influence of a multiaxial stress state solid cylindrical specimens have been tested under pure torsion in strain and stress controlled conditions. These were conducted as a single step test, a two step test or as a sequence of two blocks mainly in strain controlled condition. A strong dependence of the fatigue lifetime of the specimens to the occurring crack appearance linked with the strain level has been found. These cracks are either longitudinal, circumferential or a mixture of these two. In the two step tests as well as in the test with the alternating two blocks a longer lifetime has been achieved compared to the expected using a linear damage accumulation theory.

Replica have been taken from specimens to better understand the crack initiation and the effect of the crack propagation on the fatigue lifetime. With these Replicas typical crack initiation sites and the following crack propagation have been identified. A big influence factor on the crack initiation and propagation is the segregation structure of the material 20MnMoNi5-5 caused by the production process.

As the evaluation of Replica is very time consuming a suitable substitute was searched for. One solution was found in the optical strain measurement system ARAMIS. It has been verified that it can be used similarly to Replica technique to determine the crack propagation behavior. In addition it has advantages during the data collection and in the visualization of the results. A further advantage is the measurement of the surface strain. This strain has been used to compare with mean data curves from uniaxially loaded specimens and for fatigue lifetime evaluation. It has been used to minimize data scatter and for the verification of a theoretical procedure to determine large plastic shear strains.

This optical strain measurement system has also been used during the determination of a cyclic flow curve under pure torsional loading and its results in the comparison with the uniaxial determined cyclic flow curve. A good correlation between the theoretically determined cyclic flow curve and the measured one has been accomplished. In the comparison of the two cyclic flow curves determined under different multiaxial conditions differences have been found which are due to differences in the hardening behavior under these test conditions.

The evaluation of the multiaxial loaded cylindrical solid and hollow specimens was done by determining an equivalent strain using the procedure in ASME Code II, Subsection NH. As input parameters have been used either measured strains or with FEM calculated strains. A good correlation with the uniaxial determined mean data curves has been achieved. The out of phase tests show the biggest deviation from the mean data curve.

The application of the energy based criterion on the steel 20MnMoNi5-5 lead to a linear dependence of the energy density and the number of cycles till failure in a double logarithmic plot. There was no difference between the different specimen geometries or multiaxial loading conditions. The energy density was determined from the hysteresis loop in the saturated condition for each test. The torsional loaded specimens show that not only the energy density should be looked at. The different crack geometries resulting in different fatigue lifetimes have nearly identical energy densities. The result of ignoring the crack propagation is an inaccurate lifetime prediction.

In summary this work has shown two material mechanics based lifetime prediction techniques for the LCF regime. These have been used to evaluate a large data set consisting of uniaxial and multiaxial tested specimens. These data set contains in addition

to the usual S-N information the hysteresis loops and information on the crack initiation and propagation. These information on the crack behavior has to be linked with any criteria to get an accurate lifetime prediction in the LCF regime.

1 Einleitung

Auf unserem täglichen Weg zur Arbeit benutzen wir viele verschiedene technische Hilfsmittel wie Fahrrad, Auto oder Bahn um uns diesen Weg zu erleichtern. Für jeden leicht ersichtlich erfahren darin verbaute Teile eine zyklische Belastung und wir erwarten von diesen Fortbewegungsmitteln ganz selbstverständlich eine hohe Zuverlässigkeit und Sicherheit im Betrieb. Im Zuge der aktuellen Diskussion um Energieeinsparungen sollen diese technischen Hilfsmittel immer effizienter werden und weniger Ressourcen verbrauchen. Dieser Anforderung genügt man durch einen effizienten Leichtbau. Die Leichtbauweise kann jedoch nur effizient umgesetzt werden, wenn der Werkstoff durch die gewählte Konstruktion optimal ausgenutzt wird.

Um die optimale Ausnutzung des Werkstoffes zu erreichen, ist ein vertieftes Verständnis der Vorgänge im Werkstoff bei schwingenden Belastungen im Zeitfestigkeitsbereich (Low Cycle Fatigue, kurz LCF) verbunden mit größeren auftretenden plastischen Dehnungen nötig. Dabei ist das Verständnis des Schädigungsablaufes von großer Bedeutung um für Bauteile, die diesen Belastungen unterliegen, die Lebensdauer und daraus resultierend die Gebrauchsdauer bewerten zu können. Der störungsfreie und sichere Betrieb lässt sich mit der Kenntnis dieser Schädigungsentwicklung durch angepasste Inspektionsintervalle und Prüfmethoden während der Gebrauchsdauer sicherstellen.

Als spektakuläres Beispiel eines Schadens, der auf eine schwingende Belastung zurückzuführen ist, kann der Unfall einer Boeing 737-200 der Aloha Airlines, Flug 243, genannt werden. Bei diesem kam es während des Fluges zum Versagen und Verlust von Teilen der Struktur des Kabinenrumpfes.

1.1 Zielsetzung

In dieser Arbeit soll ein Beitrag geleistet werden, zur Verbesserung des Kenntnisstandes über das komplexe Zusammenspiel der verschiedenen Einflussfaktoren auf die Lebensdauer im LCF-Bereich. Dazu wird in einem ersten Schritt eine Datenbasis bestehend aus Ergebnissen bestimmt an einachsigen belasteten Zug-Druck-Proben, schwingend belasteten zylindrischen Vollproben unter reiner Torsion und überlagerten schwingenden Belastungen bestehend aus Torsion und Längskraft an Hohlproben erzeugt. Der Schwerpunkt liegt dabei auf dehnungskontrollierten Schwingversuchen, die durch einige spannungskontrolliert durchgeführte Versuche ergänzt werden. Die in diesen Versuchen variierten Parameter sind die Prüftemperatur, die Belastungsamplitude, die Mitteldehnung sowie die Mittelspannung und verschiedene Spannungsmehrachsigkeiten.

Da die reine Angabe von Prüfparametern und der erzielten Lebensdauer nicht aussagekräftig ist für eine Überprüfung von Vorhersagemodellen wird auch der

Versagensablauf, also Rissentstehung und das Risswachstum, mit untersucht, sowie das Beanspruchungsverhalten mit aufgezeichnet und bewertet. Diese Faktoren haben Einfluss auf den Versagenszeitpunkt und die Streuung der Versagensvorhersage bei sonst identischen Versuchsparametern. Diese Information wird konventionell mittels Replica-Abdrücken gewonnen. Zudem wird das optische Dehnungsmesssystem ARAMIS auf seine Eignung zur Dokumentation der Rissentstehung und Rissentwicklung sowie der Bewertung der schwingenden Versuche untersucht. Beides wird an Torsionsproben durchgeführt, da Daten an einachsigen belasteten Proben vorliegen und der Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Rissausbildung untersucht werden soll.

Die Ergebnisse der mehrachsigen Versuche werden mit den Daten der einachsigen geprüften Proben bewertet. Die Bewertung erfolgt dabei entweder über ein Dehnungskriterium, hier die Bestimmung einer Vergleichsdehnung nach ASME Section III, Subsection NH [1], oder über ein Energiekriterium, das die irreversible Energie, messbar als eingeschlossene Hysterese fläche eines Schwingenspiels, verwendet. Für das Dehnungskriterium wird neben der Finiten Element Methode (FEM) und theoretischen Betrachtungen noch die auf den Proben messbare Dehnung mit ARAMIS herangezogen und die einzelnen Aussagen untereinander verglichen.

Die unterschiedlichen Informationen werden zusammengefasst um ein besseres Verständnis der Vorgänge im Werkstoff im LCF-Bereich zu erhalten, mit dem Ziel eine bessere Vorhersagemöglichkeit für niederzyklisch hochbeanspruchte Bauteile mit komplexen Spannungszuständen zu erhalten.

2 Theoretische Grundlagen

2.1 Derzeitiger Stand beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit

Eine Übersicht über die Geschichte der Schwingfestigkeit mit besonderem Augenmerk auf den Wissenszugewinn durch die deutsche Forschung findet sich in [2] sowie in [3] mit dem daran anschließenden Schwerpunkt auf der Betrachtung der Rissentstehung, des Risswachstums und der Modellierung dieser Vorgänge. Ein vertieftes Verständnis dieses Versagensmechanismus ist bei bauteilähnlichen Prüflingen und realen Bauteilen von großer Bedeutung, da hier die Anrisschwingspielzahl bei ca. 10 % der Bruchschwingspielzahl liegen kann, während bei glatten Laborproben diese in Abhängigkeit des Anrisskriteriums bei bis zu 90 % der Schwingspielzahl liegt, z.B. [4]. Ein Überblick über die entstehenden Bruchformen einschließlich Erklärung mittels Mohr'scher Kreise findet sich in [5]. Mit der frühzeitigen Erkennung der Ermüdungsschädigung durch beobachtbare Gefügeänderungen und den damit verbundenen mechanischen und physikalischen Eigenschaften von austenitischen Stählen befasst sich [6]. Darin wird ein Schwerpunkt auf den auch in dieser Arbeit verwendeten austenitischen Werkstoff X6CrNiNb18-10 gelegt.

Ebenfalls mit diesem Werkstoff und der Untersuchung des Anrissverhaltens und Risswachstums mittels der Replica-Technik und anschließender Modellierung beschäftigt sich [7]. Mit der Modellierung und der Verknüpfung der Mikrostruktur mit dem makroskopischen Wechselverformungsverhalten und der bruchmechanischen Beschreibung des Rissverhaltens bei LCF-Belastung beschäftigt sich [8] und legt dabei Schwerpunkte auf die richtige Beschreibung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve und der Hysterese, um mittels analytischer Beziehungen eine mikrostrukturell begründete Beschreibung des Verformungsverhaltens zu ermöglichen. Ein umfassender Überblick über die Möglichkeiten der Modellierung des Versagens nicht nur des LCF und HCF, sondern auch des Zähbruches, Kriechens, der Kriechermüdung und des spröden Bruches findet sich bei Lemaitre [9].

Neben der mikrostrukturellen Betrachtung und der Modellierung des Risswachstums oder Beschreibung der Hystereseschleifen mittels konstitutiver Gleichungen gibt es noch weitere Möglichkeiten sich der Lebensdauervorhersage für ermüdungsbeanspruchte Bauteile zu nähern. Gute Zusammenstellungen über analytische Berechnungsverfahren zur Lebensdauervorhersage und die Berücksichtigung von Einflussfaktoren sowie eine Vorstellung der verschiedenen Berechnungskonzepte, namentlich das Nennspannungskonzept, Kerbspannungskonzept, Strukturspannungskonzept, Örtliches Konzept und das Bruchmechanische Konzept finden sich in [10] bis [12].

Diese Konzepte haben auch in Regelwerke Eingang gefunden und liegen den darin festgelegten Prozeduren zur Ermüdungsbewertung bzw. der Lebensdauervorhersage zu Grunde. Die in der vorliegenden Arbeit untersuchten Werkstoffe, der ferritische 20MnMoNi5-5 und der austenitische X6CrNiNb18-10, werden für Rohrleitungen und Behälter in Kernkraftwerken verwendet. Ein besonderes Augenmerk wird daher auf die dafür gültigen Regelwerke zur Bewertung der Ermüdungssicherheit gelegt. Für Komponenten des Primärkreises und für Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises erfolgen die Ermüdungsnachweise nach kerntechnischem Regelwerk (KTA Regeln) [13] und [14] für den Fall einer schwingenden Beanspruchung. Die in der KTA Regel 3201.2 [13] für verschiedene Werkstofftypen enthaltenen Ermüdungskurven wurden aus dem amerikanischen ASME Boiler & Pressure Vessel Code (BPVC), Section II [15] übernommen. Diese repräsentieren Ergebnisse von dehnungsgesteuerten Versuchen, die an polierten Proben in Luftumgebung bis zum Bruch der Probe (cycles to failure, Bruchschwingenspielzahlen) durchgeführt wurden. Zur Festlegung einer Auslegungskurve (Design Curve) für Ermüdungsanalysen wurde die Mittelwertskurve („*method of least squares to the logarithms of the experimental values*“ [16], [17]) der Versuchsdaten hinsichtlich der Schwingenspielzahl um den Faktor 20 und hinsichtlich der Spannungsamplitude um den Faktor 2 abgesenkt und daraus eine untere Einhüllende gebildet. Mit dieser Einhüllenden sollte der Einfluss der Streuung experimenteller Daten einschließlich

von Werkstoffeinflüssen, der Einfluss der Größe der untersuchten Proben in Bezug zu den Abmessungen der Komponenten in der Anlage und der Einfluss unterschiedlicher Oberflächenqualitäten zwischen Proben und Bauteil einschließlich des Einflusses der Umgebungsatmosphäre in den Anlagen im Vergleich zur Laborumgebung bei LCF-Versuchen Rechnung getragen werden [16] bis [19]. Eine gute Erklärung der dem ASME BPVC [15] zu Grunde liegenden Theorie findet sich in [20]. In den zurückliegenden Jahren sind in den USA zahlreiche Untersuchungen zum Mediumseinfluss durchgeführt worden, die in einem Bericht der U.S. NRC [21] zusammengestellt wurden und in einer Änderung der Auslegungskurve unter Luftumgebung und des auf die Schwingungszahl anzuwendenden Faktors von 12 statt bisher 20 mündeten. Die geänderte Vorgehensweise ist in einer Richtlinie der U.S. NRC, dem Regulatory Guide 1.207 [22], dargestellt und in den USA für neu zu errichtende Anlagen anzuwenden.

Für den Fall allgemeiner mehrachsiger Beanspruchungen existieren neben den gerade genannten kerntechnischen Regelwerken weitere Festigkeitshypothesen, die im Bereich der dauerfesten Auslegung mittlerweile bei bestimmten Lastkombinationen zu einer zufriedenstellenden Vorhersagegüte geführt haben, siehe [23] bis [25]. Für die Ermüdungslebensdauervorhersage im LCF-Bereich ist dieser Zustand noch nicht erreicht. Einen Überblick über verschiedene Festigkeitshypothesen und Ansätze liefern [26] bis [28].

2.2 Zyklisches Werkstoffverhalten

Das grundlegende Diagramm um das Verhalten eines Werkstoffes bei zyklischer Belastung zu erfassen ist die Wöhlerkurve. Dazu werden die Wertepaare aus ertragbarere Spannungsamplitude σ_A und zugehöriger Lastwechselzahl N doppellogarithmisch aufgetragen. Je nach Werkstofftyp ergeben sich zwei typische Verläufe, die in Bild 2.1 dargestellt sind und vom Kristallgittertyp abhängen. Der in dieser Arbeit verwendete Werkstoff

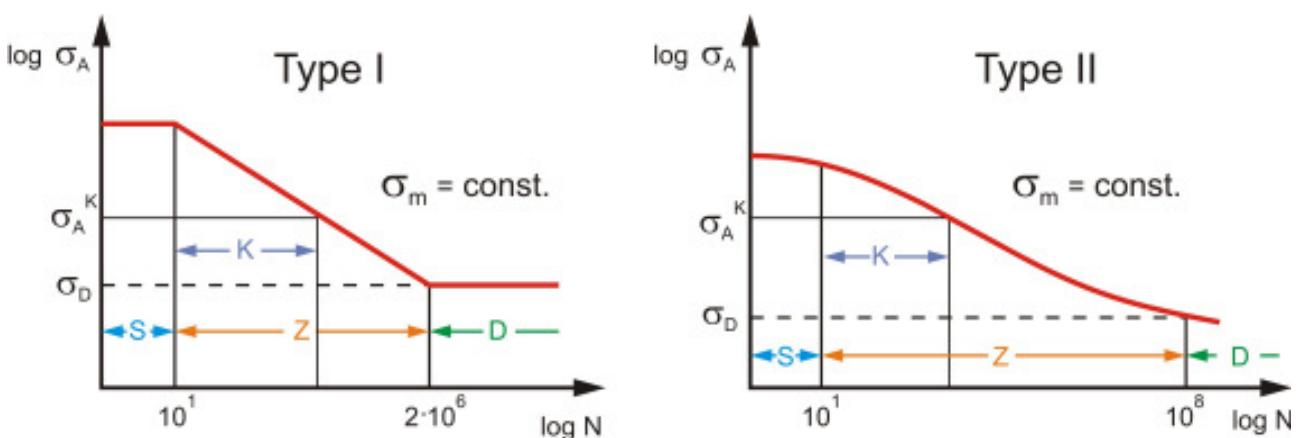


Bild 2.1: Schematische Darstellung der Wöhlerkurven nach [29]

20MnMoNi5-5 zeigt den Kurventyp I, der austenitische Stahl X6CrNiNb18-10 den Typ II. Die markierten Bereiche stehen für S: statische Festigkeit bis ca. 10 Lastwechsel (LW), Z: Zeitfestigkeit mit bei $2 \cdot 10^6$ LW beginnender Dauerfestigkeit bei Typ I bzw. einer Ersatzdauerfestigkeit bei 10^8 LW für Typ II und dem in dieser Arbeit behandelten Bereich K: Kurzzeitfestigkeit oder eben Low Cycle Fatigue, kurz LCF genannt, der sich bis ca. $5 \cdot 10^4$ LW erstreckt [29].

Ein weiteres wichtiges Diagramm, oder genauer eine besondere Form der Darstellung im LCF-Bereich, ist die Hystereseschleife. Diese ergibt sich bei überelastischer Beanspruchung durch die Auftragung der Spannung über der Dehnung für ein Schwingspiel, siehe Bild 2.2. Die Hysterese stellt schematisiert ein Schwingspiel eines dehnungskontrollierten, rein wechselnd durchgeführten Versuches, also ohne Mitteldehnung, dar. Mit eingetragen ist die Gesamtdehnungsschwingbreite $2\varepsilon_{a\text{ges}}$, die über den ganzen Versuch konstant gehalten wird. Ebenfalls mit eingetragen ist die in den im vorigen Abschnitt aufgeführten Regelwerken [13] bis [15] und [21] zur Bewertung verwendete fiktiv-elastische Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{fikt}} = E \cdot 2\varepsilon_{a\text{ges}}$. Im Unterschied zu dem hier gezeigten dehnungskontrollierten Versuch, der überwiegend im LCF-Bereich durchgeführt wird, mit einer über den Versuch konstant gehaltenen Dehnung, gibt es noch den spannungskontrollierten Versuch mit kontrollierter Belastung der Probe.

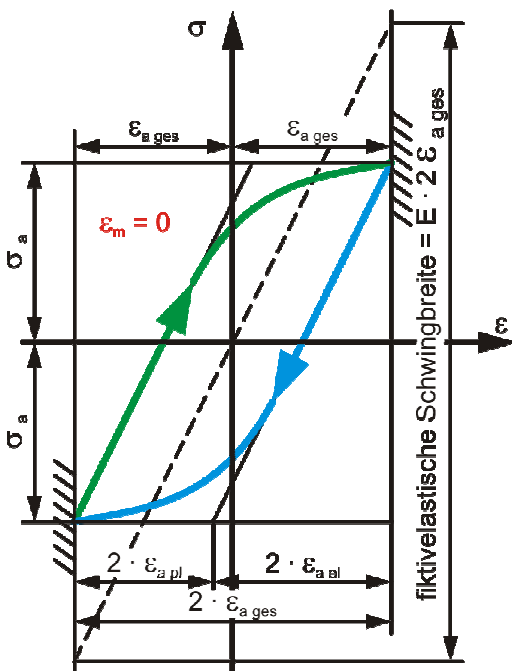


Bild 2.2: Hystereseschleife bei rein wechselnder zyklischer Belastung [30]

Werden die Wertepaare aus maximaler Spannung und zugehöriger Schwingspielzahl einer jeden Hysterese in ein gemeinsames Diagramm eingetragen, ergibt sich bei einem dehnungskontrolliert durchgeführten Versuch eine Kurve, die das Werkstoffverhalten über

der Versuchsdauer zeigt. Dieses kann je nach Werkstoff, Wärmebehandlungszustand und Prüfbedingungen verschieden sein. Die wichtigsten zwei Werkstoffantworten bei zyklischer Belastung sind als Schema mit den zugrundeliegenden Hysteresen in Bild 2.3 dargestellt.

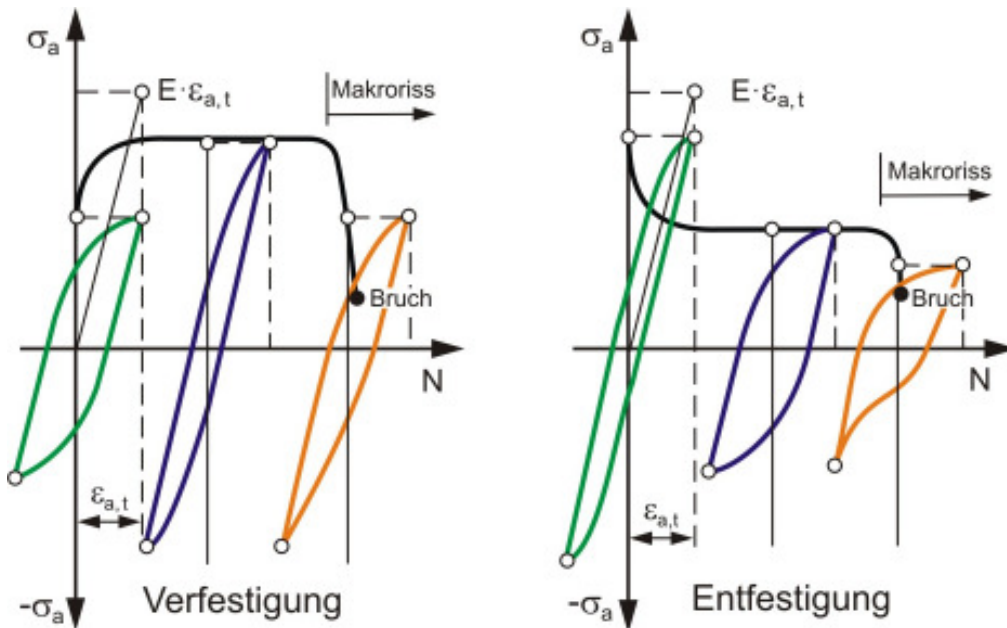


Bild 2.3: Ver- und Entfestigungsverhalten bei zyklischer Beanspruchung [29]

Die Ver- bzw. Entfestigung ist dabei sowohl an der Veränderung der Hystereseschleife als auch an der Veränderung der Maximalwerte zu erkennen. Der Bruch der Probe deutet sich dabei schon durch das Einknicken des Hystereseseastes auf der Druckseite und die Reduktion der Maximalspannung auf der Zugseite an. Das Verfestigungsverhalten eines Werkstoffes kann auch durch den Vergleich der statischen und der zyklischen Fließkurve bestimmt werden.

2.3 Statische und zyklische Fließkurve

Das im Zugversuch bestimmte quasistatische Werkstoffverhalten, die statische Fließkurve, kann mit Hilfe verschiedener mathematischer Ansätze beschrieben werden. In dieser Arbeit wird der zweiparametrische Ansatz nach Ramberg-Osgood verwendet, der die geschlossene Beschreibung des Fließkurvenverlaufs bis zum Bereich der Gleichmaßdehnung erlaubt [30]. Die in Gl. 2-1 enthaltenen Parameter K und n sind im Verlauf der Kurve konstant und werden durch eine Approximation der Fließkurve mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + K \cdot \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad \text{Gl. 2-1}$$

Um das Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung zu beschreiben kann eine zyklische Fließkurve aufgenommen werden. Dies kann entweder mit mehreren Proben oder mit einer Ein-Probentechnik erfolgen. Bei der Mehrprobentechnik wird aus allen Versuchen das Wertepaar Spannungsamplitude mit zugehöriger Dehnungsamplitude aus dem stabilisierten Zyklus oder bei $N_A/2$ entnommen und in ein gemeinsames Diagramm eingetragen. Die Verbindung dieser Punkte ergibt die zyklische Fließkurve. Durch den Vergleich der statischen mit der zyklischen Fließkurve kann das Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung bewertet werden. Bei einem entfestigendem Verhalten liegt die zyklische Fließkurve unterhalb und bei einem verfestigendem Werkstoffverhalten oberhalb der statischen Fließkurve.

Bei der Ein-Probentechnik wird bei der Versuchsdurchführung in Incremental Step Test (Amplitudenänderungsverfahren) und Multiple Step Test (Steigerungsverfahren) unterschieden [31]. Beim Incremental Step Test wird die Belastung beginnend bei einem Minimalwert mit jedem Zyklus um ein bestimmtes Inkrement auf den Maximalwert gesteigert und danach wieder mit jedem Zyklus auf den Minimalwert verringert. Dieser Prozess wird wiederholt bis sich die Hysterese der einzelnen Zyklen nicht mehr ändern. Die Einhüllende dieser stabilisierten Hysterese beschreibt die zyklische Fließkurve.

Beim Multiple Step Test wird die Belastung blockweise um einen anfangs gewählten Stufensprung erhöht. Dieses Belastungsniveau wird gehalten bis sich die Hysterese stabilisiert hat. Danach erfolgt die Erhöhung auf die nächste Laststufe. Auch hier beschreibt danach die Einhüllende dieser stabilisierten Hysterese die gesuchte zyklische Fließkurve.

Die Aufnahme dieser zyklischen Fließkurven erfolgt üblicherweise einachsig wie auch der statische Zugversuch. Um Fließkurven aus verschiedenen Versuchsarten wie Zugversuch, Druckversuch oder reine Torsion miteinander vergleichen zu können, werden diese als wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven $\sigma_w(\epsilon_w)$ oder auch Formänderungsfestigkeit k_f über logarithmischer Formänderung ϕ aufgetragen, siehe [32]. Für den einachsigen Zugversuch lassen sich diese Größen nach Gl. 2-2 und Gl. 2-3 berechnen.

$$k_f = \sigma_w = \sigma_{\text{technisch}} \cdot (1 + \epsilon_{\text{technisch}}) \quad \text{Gl. 2-2}$$

$$\phi = \epsilon_w = \ln(1 + \epsilon_{\text{technisch}}) \quad \text{Gl. 2-3}$$

Da in dieser Arbeit jedoch auch das Verhalten des Werkstoffes 20MnMoNi5-5 unter reiner Torsionsbelastung untersucht wurde, wurde auch eine zyklische Torsionsfließkurve mit einem Multiple Step Test aufgenommen. Die dazu notwendige Theorie wird im Folgenden kurz dargestellt.

2.3.1 Bestimmung der zyklischen Torsionsfließkurve $\tau(\gamma)$

Zuerst muss aus den gemessenen Winkeln die Außenrandverschiebung γ_a bestimmt werden. Die geometrischen Beziehungen dazu sind in Bild 2.4 veranschaulicht, [33].

$$b = \frac{d}{2} \cdot \bar{\psi} = l \cdot \tan \gamma_a \quad \text{Gl. 2-4}$$

Mit $\bar{\psi} = \psi^\circ \cdot \frac{\pi}{180}$ ergibt sich

$$\tan \gamma_a = \frac{d \cdot \psi^\circ \cdot \pi}{2 \cdot 180^\circ \cdot l} \quad \text{Gl. 2-5}$$

und damit

$$\gamma_a = \arctan \left[\frac{d \cdot \psi^\circ \cdot \pi}{2 \cdot 180^\circ \cdot l} \right] \quad \text{Gl. 2-6}$$

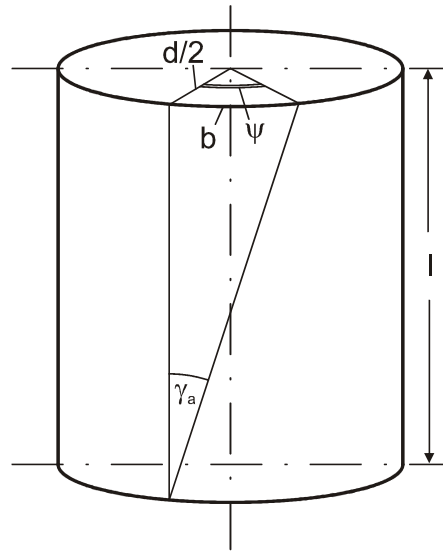


Bild 2.4: Außenrandschiebung γ_a

Mit weiteren Annahmen und Umformungen (siehe Anhang 1) ergeben sich die notwendigen Beziehungen zur Berechnung der Formänderungsfestigkeit k_f und der logarithmischer Formänderung φ für Versuche unter reiner Torsion zu:

$$k_f(\text{GEH}) = \sigma_V = \sqrt{3} \cdot \tau \quad \text{Gl. 2-7}$$

$$\varphi_H = \varphi_1 = \ln(1 + \varepsilon_1) = \ln(1 + \varepsilon_{45}) = \ln \left(\frac{\sin \frac{\gamma}{2} + \cos \frac{\gamma}{2}}{\sqrt{\cos \gamma}} \right) \quad \text{Gl. 2-8}$$

Die Bestimmung von k_f mit Gl. 2-7 gilt auch im plastischen Bereich, [34] und [35].

2.4 Einflussgrößen auf das Ermüdungsverhalten

Neben den die Festigkeit des Werkstoffes bestimmenden Werkstoffeigenschaften R_e bzw. $R_{p0,2}$ und R_m , die im quasistatischen Zugversuch ermittelt werden, haben weitere Einflüsse Auswirkungen auf die zyklischen Festigkeitskennwerte und den Verlauf der Wöhlerkurven. Diese sind schematisch in einer Übersicht zusammen mit ihren Auswirkungen auf die Wöhlerkurve in Bild 2.5 dargestellt. Für eine vertiefte Betrachtung dieser Einflussfaktoren wird auf den Abschlussbericht zum BMWi Forschungsvorhaben 1501296 [36] verwiesen. Die Einflussfaktoren Temperatur, Mittelspannung und Mitteldehnung werden in Kapitel 5 anhand der Versuchsergebnisse behandelt.

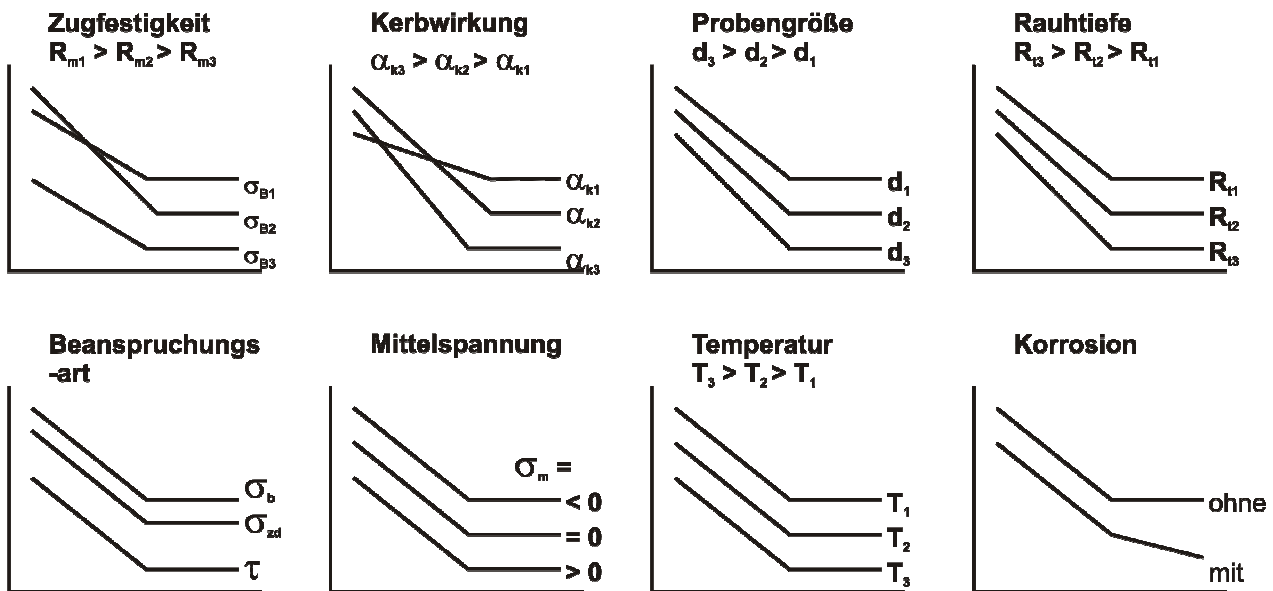


Bild 2.5: Einflussfaktoren auf die Dauerfestigkeit nach [29]

2.5 Versagenskriterien bei zyklischer Beanspruchung

Die American Society for Testing and Materials (ASTM) gibt in der Norm ASTM E 606-04 [37] Vorgaben zur Durchführung von einachsigen, dehnungskontrollierten (strain-controlled) Ermüdungsversuchen. Neben allgemeinen Hinweisen zur Versuchsdurchführung wie Gestaltung der Proben, der Prüfmaschine samt Regelung sowie einzuhaltenden Toleranzen enthält diese Norm auch vier unterschiedliche Definitionen um ein Versagen der Probe und damit das Versuchsende zu bestimmen.

2.5.1 Bruch der Probe (Separation)

Der Versuch ist beendet, wenn der Bruch innerhalb des durch den Extensometer geregelten zylindrischen Bereiches der Probe oder bei konischen Proben (hourglass specimen) im kleinsten Querschnitt erfolgt. Alle Proben sollten nach dem Versuch auf ihre Bruchstelle untersucht und diese mit dokumentiert werden. Erfolgt der Bruch an anderen Stellen ist dies ein Zeichen für eine ungewollte Vorschädigung der Probe durch Fertigung, Materialinhomogenitäten oder auch die Schneide des zur Regelung notwendigen Extensometers.

2.5.2 Veränderung des E-Moduls (Modulus Method)

Um dieses Kriterium anwenden zu können, müssen während des Versuches die einzelnen Hystereseschleifen aufgezeichnet werden. Nach jedem Umkehrpunkt innerhalb der Hystereseschleife ergibt sich eine Hooke'sche Gerade. Auf die größte Zugkraft folgt der E-Modul der fallenden Flanke (E_{NT}) und auf den Umkehrpunkt mit maximaler Druckkraft der E-Modul der steigenden Flanke (E_{NC}). Für jede Hystereseschleife wird aus diesen E-Moduli das Verhältnis gebildet:

$$Q_N = \frac{E_{NT}}{E_{NC}} \quad \text{Gl. 2-9}$$

Erreicht dieses Verhältnis die Hälfte des Wertes des ersten Zyklus, ergibt dieser Zyklus die Anzahl der Zyklen bis zum Versagen der Probe.

$$Q_{Nf} = 0,5 \cdot Q_1 \quad \text{Gl. 2-10}$$

2.5.3 Mikroanrisse (Microcracking)

Risse an der Oberfläche der Proben mit einer bestimmten Ausdehnung werden als Abbruchkriterium des Versuches verwendet. Die Grenzabmessungen dieser Risse sind im Vorfeld passend zum Untersuchungsziel auszuwählen. Die Detektion der Risse kann optisch mit Hilfe von Replica, einem Mikroskop zur *in situ*-Beobachtung der Oberfläche oder per Farbeindringprüfung erfolgen. In dieser Arbeit wird auch die Anwendung des optischen Dehnungsmesssystems ARAMIS der Firma GOM [38] auf seine Eignung zur Verfolgung des Risswachstums überprüft.

2.5.4 Lastabfall (Force/ Stress Drop)

Nicht nur die Steigung der Hooke'schen Geraden innerhalb der Hystereseschleifen ändert sich mit zunehmender Lastwechselzahl im Versuch, sondern auch die Höhe der im Zyklus ertragenen Maximallast. Das Absinken dieser Maximallast auf einen wählbaren prozentualen Anteil wird als Abbruchkriterium verwendet. In der Norm wird ein Lastabfall von 50% vorgeschlagen, da die Versuchsdaten jedoch mit den Ermüdungskurven des NUREG/CR-6909 [39] verglichen werden, wird ein Lastabfall von 25% gewählt, der auch diesen Versuchsdaten zu Grunde liegt.

2.6 Grundlagen des zyklischen Risswachstums

Um ein zyklisch belastetes Bauteil im Hinblick auf seinen aktuellen Ermüdungszustand bewerten zu können, ist ein Verständnis der Rissentstehung und des Risswachstums unter diesen Belastungen notwendig. Dieses gilt auch für die Auswahl einer repräsentativen Rissgröße zur Detektion eines technischen Anrisses und damit zur Versuchsbeendigung - wie im vorangegangenen Abschnitt erläutert. Die Einteilung des Risswachstums folgt dabei meistens drei Stufen, wie sie in Bild 2.6 dargestellt sind. Dabei wird von einem anfänglich fehler- und rissfreiem Bauteil ausgegangen. Zuerst erfolgt ein Anriss mit anschließendem Mikrorisswachstum, bis eine üblicherweise als technischer Anriss bezeichnete Risslänge erreicht ist. Die Größe des oder der Risse zu diesem Zeitpunkt hängt von der verwendeten Detektionsmethode und ihrer Genauigkeit ab. Daran

Phasen der Werkstoffermüdung (schematisch)

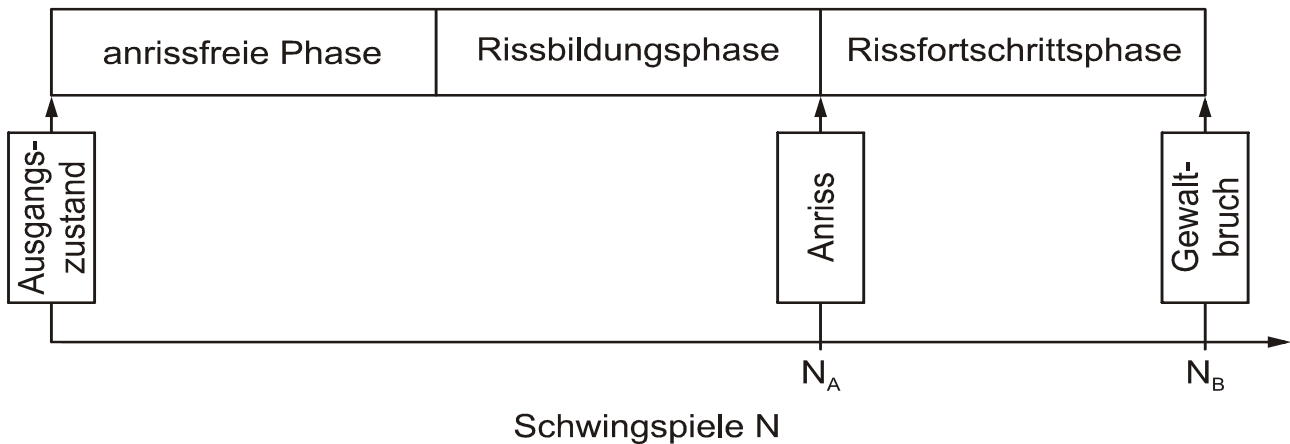


Bild 2.6: Schematische Darstellung der Phasen der Werkstoffermüdung [30]

schließt sich die Rissfortschrittsphase an, in der der Ermüdungsriss bis zum endgültigen Versagen durch einen Gewaltbruch weiter wächst. Über Replicauntersuchungen und mittels optischer Dehnungsmesstechnik soll in dieser Arbeit diese Rissentwicklung genauer betrachtet werden, siehe Kapitel 2.8 und 2.9, sowie 6.3 und 6.4. Der Riss folgt bei einer fehlerfreien Probe unter einachsiger Belastung zuerst der Ebene der maximalen Schubspannungen, die an der Oberfläche als Intrusionen und Extrusionen sichtbar werden, bevor dort die Rissentstehung erfolgt, siehe [Bild 2.7](#).

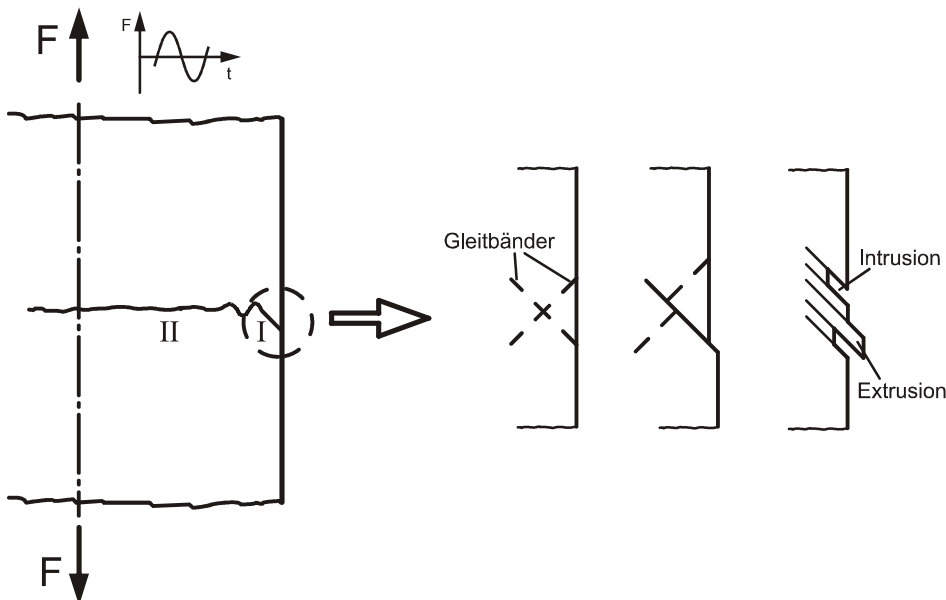


Bild 2.7: Rissentstehung und Wachstum bei einachsiger Belastung [30]

Nach mehreren Körnern erfolgt dann die weitere Rissausbreitung senkrecht zur größten Hauptspannung. Daher ist die Bruchfläche einer einachsigen belasteten Probe senkrecht zur wirkenden Belastung orientiert. Eine solche Bruchfläche ist in [Bild 2.8](#) dargestellt. Die

sichtbare Oxidschicht in Form von Anlassfarben ergibt sich durch eine Prüfung bei erhöhter Temperatur und den unterschiedlich rauen Oberflächenbereichen. Die Rissausgänge sind ringsum im Gewindegrund zu finden und breiten sich bis zum Restbruch aus. Bild 2.9 zeigt diese Probe nach Entfernen der Oxidschicht und in den zwei Teilbildern von Bild 2.10 Details aus der Bruchfläche in Form sichtbarer Schwingstreifen und des duktilen Restbruches.

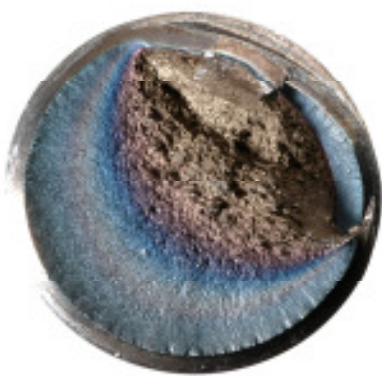


Bild 2.8: mit Oxidschicht

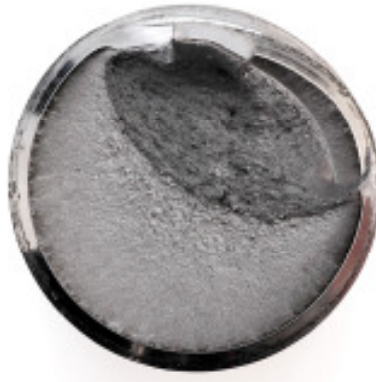


Bild 2.9: gereinigt

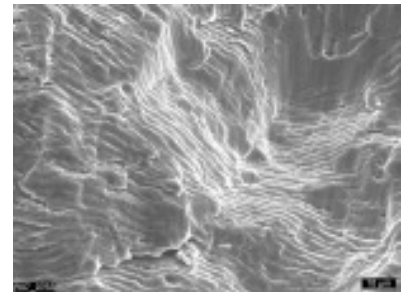
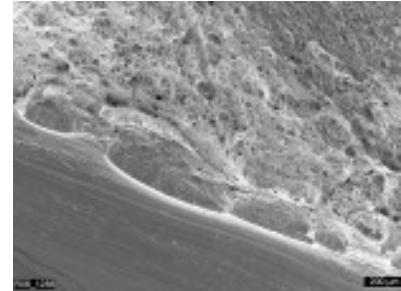


Bild 2.10: Detailbild Restbruch und Schwingstreifen

Bei technischen Werkstoffen erfolgt die Rissbildung jedoch auch an Einschlüssen, Hohlräumen, Rauigkeiten der Oberfläche wie Kratzern oder Riefen, sowie an Orten mikrostruktureller Unterschiede wie Korngrenzen oder Seigerungen, die auch als ungleiche Verteilung von Legierungselementen und damit als chemische Inhomogenität aufgefasst werden können. An diesen Stellen kann ein Riss in Form von irreversiblen Gleitvorgängen beginnen, siehe [24] und [40]. Seigerungen finden sich im verwendeten Werkstoff 20MnMoNi5-5 durch den Herstellungsprozess und sind nach dem Walzen in der Platte als zweidimensionale Struktur erkennbar. Gezeigt wird dies an drei Schlibfbildern der Platte bei einer Vergrößerung von 50x mit den drei zueinander senkrecht stehenden Ansichten in Walzrichtung, quer zur Walzrichtung und Plattenoberseite, Bild 2.11 bis Bild 2.13. In Walzrichtung und quer dazu sind deutlich Seigerungslinien zu erkennen, an der Probenoberfläche ergibt sich dies jedoch nicht. Die Seigerungen sind also zweidimensional ausgebildet in einer plattenartigen Struktur.

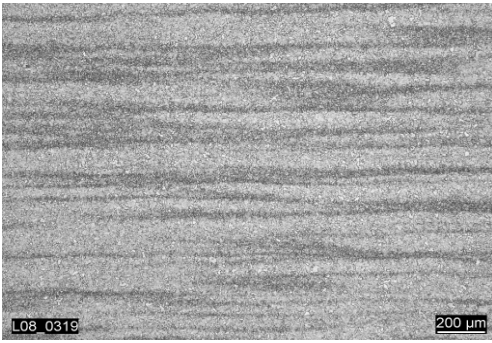


Bild 2.11: Walzrichtung

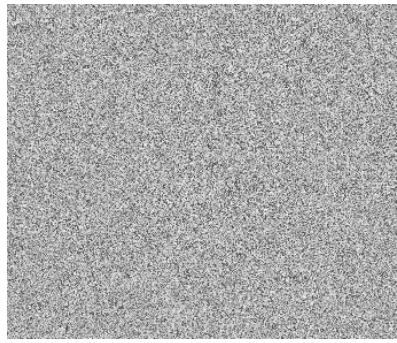


Bild 2.12: Quer zur Walzrichtung

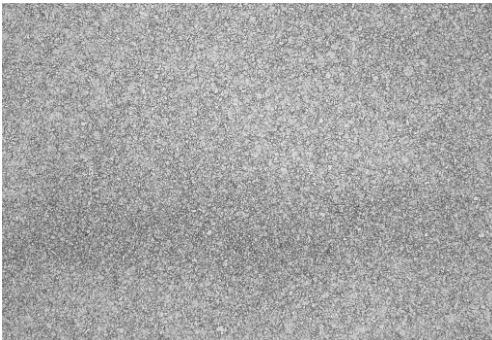


Bild 2.13: Plattenoberfläche

Durch die Probenentnahme aus der Platte ergeben sich damit auf der Oberfläche die zwei in **Bild 2.14** gezeigten möglichen Oberflächenstrukturen, die die Rissentstehung und das Wachstum beeinflussen werden. Diese plattenartigen Seigerungsstrukturen und die zwei möglichen, in **Bild 2.14** schematisch dargestellten, Schnitte mit der Probenkontur sind in **Bild 2.15** nach dem Ätzen mit Nital an einer in Walzrichtung entnommenen Torsionsprobe im Bereich des Radiusüberganges zur Einspannung zu erkennen.

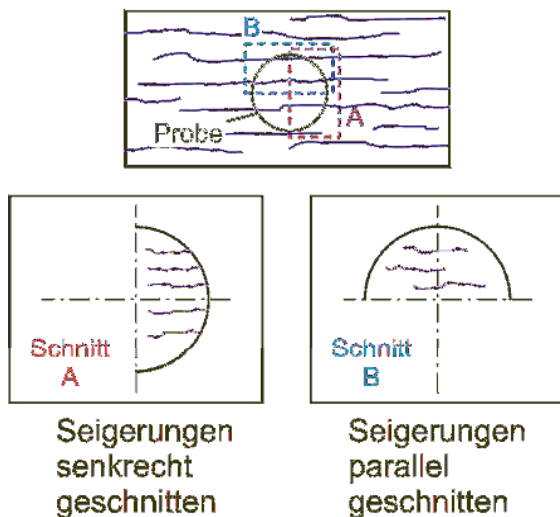


Bild 2.14: Lage der Seigerungsplatten zur Probenoberfläche

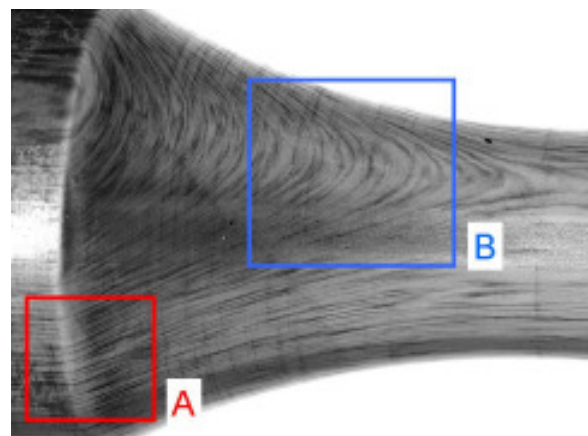


Bild 2.15: Probe poliert und mit Nital geätzt aus 20MnMoNi5-5

Da neben den einachsigen Versuchen auch Proben unter reiner Torsion geprüft werden, wird auf die Besonderheit des dort zu erwartenden Risswachstums kurz eingegangen. Bei einer Belastung mit einem Torsionsmoment entsteht eine inhomogene Schubspannungsverteilung mit dem Maximum an der Probenoberfläche. Die Rissentstehung erfolgt dabei in den ebenen maximaler Schubspannung, bei reiner Torsion also in Längs- und Umfangsrichtung der Probe. Dies ist anhand eines auf der Probenoberfläche sitzenden Volumenelementes in [Bild 2.16](#) mit den zugehörigen Schubspannungen und dem resultierenden Mohr'schen Kreis veranschaulicht. Im Bereich der Dauerfestigkeit bildet sich in einem zähen Werkstoff zumeist ein einzelner Riss aus, der nach dem anfänglichen Wachstum in den Scherebenen in einen hauptspannungskontrollierten Riss in einer Trennebene übergeht. Dieser Riss verläuft makroskopisch unter 45° zur Probenlängsachse oder als schraubenförmiger Bruch und ist unter anderem in [41], [42], [34], [43], [44] dokumentiert.

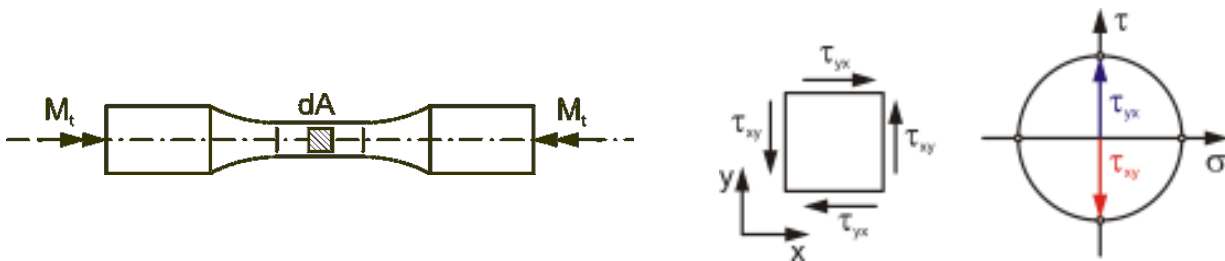


Bild 2.16: Veranschaulichung der Schubspannungen bei reiner Torsion

Im LCF-Bereich existiert im Unterschied zum Dauerfestigkeitsbereich eine plastifizierte Randschicht. An vielen Stellen wird daher gleichzeitig die nötige Schädigung durch aufsummierte plastische Verformung für eine Rissentstehung erreicht, [45]. Sichtbar wird dies durch eine Vielzahl von gefundenen Rissen an polierten Proben im hier untersuchten Schwingspielzahlbereich von ca. 1000 bis 50000 LW, auch beschrieben in [46] bis [48]. Diese finden sich überwiegend in den beiden Scherebenen, also in Längs- und Umfangsrichtung der Proben. Die Teilbilder [Bild 2.17](#) und [Bild 2.18](#) zeigen die durch die beiden wirkenden Schubspannungen aus [Bild 2.16](#) entstehenden Rissformen an unter reiner Torsion geprüften Proben aus 20MnMoNi5-5. Die auftretende Rissart wird dabei wesentlich von der plattenartigen Seigerungsstruktur und der Oberflächenbeschaffenheit

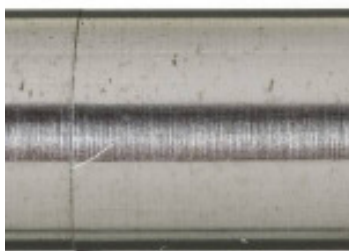


Bild 2.17: Umfangriss durch τ_{xy}

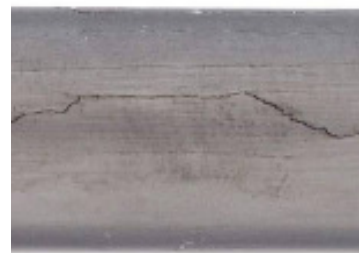


Bild 2.18: Längsriss durch τ_{yx}

der Proben bestimmt. Polierte Proben versagen überwiegend durch einen Längsris, der parallel zu den Seigerungslinien verläuft. Ähnliches Verhalten abhängig von der Gefügestruktur ist in [49] beschrieben. Die feingedrehten Proben hingegen versagen überwiegend durch einen Umfangsris im Kerbgrund einer Drehriefe. Dieses vom erwarteten Dauerbruch abweichende Verhalten im LCF-Bereich wird auch in [42], [44], [50], [51], [52] und für Biegeproben in [4] beschrieben. Dieses abweichende Verhalten lässt sich nach [52] durch eine unterschiedliche Lastwechselabhängigkeit der Schub- und Trennfestigkeit erklären. Schematisch ist dies in Bild 2.19 für eine einachsig belastet Zug-Druck-Probe gezeigt. Im untersuchten Schwingenspielzahlbereich kleiner als $5 \cdot 10^5$ ist mit einem Versagen der Proben durch Schubentfestigung, also in den Scherebenen, zu rechnen, [53], [54]. Dies konnte bei allen unter reiner Torsion belasteten Proben in dieser Arbeit bestätigt werden.

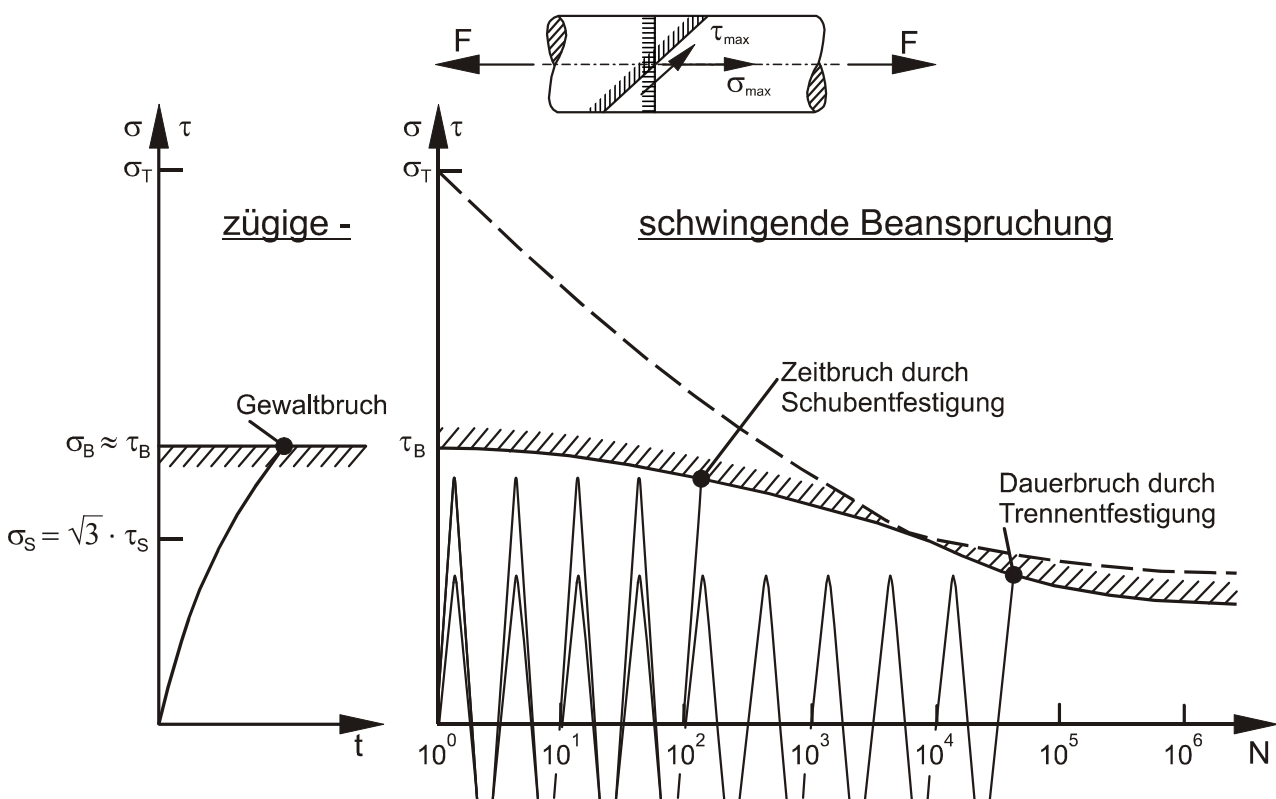
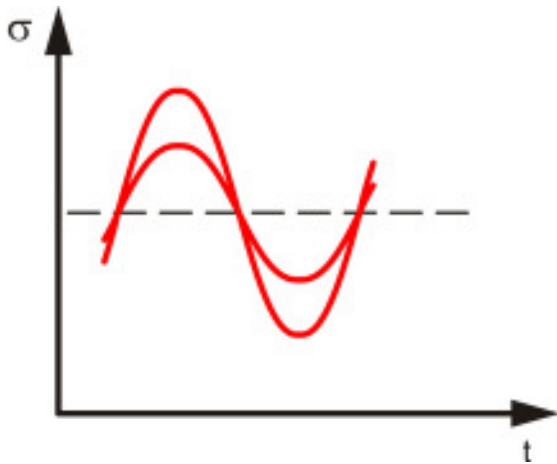


Bild 2.19: Schwingenspielzahlabhängigkeit von Schub- und Trennfestigkeit, schematisch nach [52]

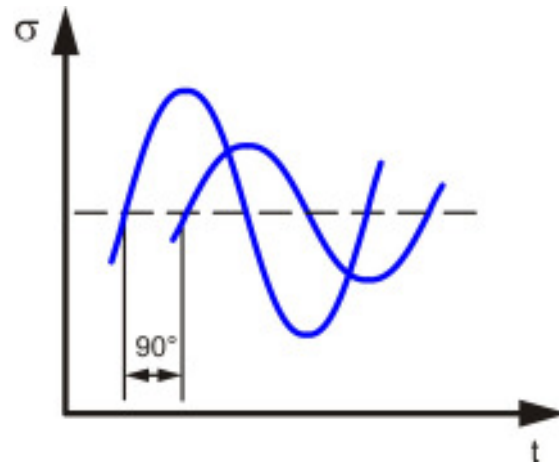
2.7 Phasenverschiebung bei mehrachsigen Versuchen

Bei mehrachsigen Versuchen kann zwischen den einzelnen Spannungskomponenten im zeitlichen Verlauf ein Unterschied bestehen. Dieser kann sich durch eine Frequenzdifferenz ergeben oder häufiger bei gleicher Frequenz durch einen festen Phasenversatz zwischen den einzelnen wirkenden Belastungen und daraus resultierenden Spannungen. Eine deutliche Auswirkung der Phasenverschiebung wurde schon in [55] beobachtet. Dort wurde an Hohlproben eine Torsionsbelastung mit einer axial wirkenden

Kraft an Hohlproben überlagert und die Lebensdauer von in-phase Versuchen mit denen unter out-of-phase Belastungen verglichen, siehe [Bild 2.20](#) und [Bild 2.21](#). Der Phasenversatz der out-of-phase Belastungen betrug immer 90° , so dass das Maximum der Torsionsspannung mit dem Nulldurchgang der Axialspannung zusammenfällt. Dabei wurde eine Reduktion der bis zum Riss ertragbaren Lastwechsel beobachtet. Die Versuche mit Hohlproben und überlagerter Belastung werden daher ebenfalls mit einem Phasenversatz von 0° und 90° durchgeführt.



[Bild 2.20](#): synchron, in-phase



[Bild 2.21](#): 90° Phasenversatz, out-of-phase

2.8 Replica-Technik

Ein Problem bei der Verfolgung der Rissentwicklung an polierten zylindrischen Proben ist, dass die ersten Anrisse mit einer gleich hohen Wahrscheinlichkeit über den kompletten Umfang der Probe entstehen. Um dies also zu erfassen müsste mit einem Mikroskop jeweils die gesamte Oberfläche dokumentiert werden. Da dies zu aufwändig ist und eine immense Datenmenge erzeugen würde, werden vom kompletten, zylindrischen Probenumfang in regelmäßigen Abständen, hier nach 5% der erwarteten Lebensdauer, Replica-Abdrücke genommen. Anhand dieser werden die Risse beginnend mit ihrer größten Ausdehnung nach Versuchsende hin zu geringeren Lastwechselzahlen verfolgt. Der größte Riss am Versuchsende wird als Hauptriss bezeichnet, die anderen auch dokumentierten als Nebenrisse. Dabei kann die Rissentwicklung mit eventuellen Besonderheiten wie der Vereinigung mehrerer Risse zu einem Hauptriss bis zum ersten sichtbaren Anriss dokumentiert werden. Da nach Versuchsende neben größeren Rissen auch sehr viele kleinere vorhanden sind und die Dokumentation jedes einzelnen zu aufwändig ist, muss eine Auswahl getroffen werden. Üblicherweise sind dies die größten vorhandenen Risse, von denen man bis zu 10 betrachtet. Die Replica-Abdrücke in dieser Arbeit wurden mit Acetat basierten Folien oder Schichten gemacht. Durch ein Tauchen in Aceton wird diese Folie/ Schicht angelöst und weich. Diese wird dann auf die abzuformende Oberfläche aufgebracht und härtet dort durch ein Abdampfen des Acetons aus. Wird diese jetzt

abgezogen hat man einen Negativabdruck der Oberfläche, dessen Genauigkeit von der Dicke der verwendeten Acetatschicht abhängig ist. Eine dicke Schicht erleichtert das Handling, reduziert jedoch die Genauigkeit. In dieser Arbeit wurde nach einer Alternative zu den teuren Replica-Folien für metallographische Replica-Abdrücke höchster Qualität gesucht. In [7] wurden Overheadfolien verwendet, wobei sich für die Anwendung an den zylindrischen Proben Diafilme als ideal herausgestellt haben. Bei diesen ist eine Acetatschicht auf einem polymeren Trägermaterial aufgebracht, das die Handhabung erleichtert und zudem ein Andrücken auf die Probenoberfläche erlaubt, ohne die Qualität des Abdruckes zu beeinträchtigen, wodurch die Abformung der gekrümmten Oberfläche möglich wurde. Diese Filme weisen zudem den Vorteil auf, dass bedingt durch den Schichtaufbau schon ein für eine Betrachtung unter einem Lichtmikroskop ausreichender Kontrast vorhanden ist. Das Replica muss also nicht wie sonst üblich anschließend noch mit Gold beschichtet (besputtert) werden. Verwendet wurden handelsübliche Diafilme mit einer Acetatschichtdicke von 100 – 130 μm , die eine Abbildung von Rissen im Mikrometerbereich erlauben. Die Oberfläche der Proben für die Replica-Versuche wurde mit Schleifpapier der Körnungen 320, 500 und 1000 bearbeitet, mit einer Diamantpaste mit 15 μm und 6 μm poliert und anschließend mit Nital (HNO_3 , 3%-ig) für 40 Sekunden geätzt. Anschließend wurde mit einer 1 μm Diamantpaste poliert, unter dem Mikroskop die Güte der Oberfläche kontrolliert und anschließend nochmals für 25 Sekunden mit Nital geätzt, um die Gefügestruktur sichtbar zu machen. Die Replica-Abdrücke wurden dann mit einer Tauchzeit der Filmabschnitte in Aceton von 10 Sekunden und einer Aushärtedauer von ungefähr einer Minute mit einem anfänglich hohen Anpressdruck für 20-30 Sekunden von der so vorbereiteten Probenoberfläche alle 5% der erwarteten Lebensdauer angefertigt. Die Replica wurden von Proben unter reiner Torsionsbelastung angefertigt. Daher wurden diese im lastfreien Zustand genommen, um möglichst den ganzen Riss abformen zu können. Eine ausführliche Anleitung mit Schritt für Schritt-Anleitung findet sich in [56].

2.9 Optische Dehnungsmeßtechnik (ARAMIS)

Neben den gerade dargestellten Replica-Abdrücken wird in dieser Arbeit auch ein optisches Dehnungsmesssystem zur Verfolgung des Risswachstums erprobt. Dieses bietet neben der schnelleren Auswertung noch den Vorteil der Messung der flächigen Dehnungsverteilung auf der Probenoberfläche. Diese Information steht damit zur Überprüfung der Ergebnisse von FEM-Berechnungen, analytischen Näherungen oder auch direkt als Eingangsgröße für dehnungsbasierte Lebensdauerkriterien zu Verfügung. Ein weiterer Vorteil ergibt sich, da zu jedem beliebigen Zeitpunkt der Hysterese die Oberfläche dokumentiert werden kann und der Versuch dazu nicht unterbrochen werden muss, wie dies für einen Replica-Abdruck notwendig ist. Dadurch entfallen die unerwünschten Effekte wie Lastspitzen beim An- und Abfahren der Probe. Verwendet wird

dazu das dreidimensional messende ARAMIS-System der Firma GOM mbH [38], bestehend aus zwei Kameras auf einem Stativ, einem leistungsfähigen Rechner zur Bilddatenaufnahme und Bilddatenverarbeitung, der ARAMIS-Anwendungssoftware basierend auf einem Linux-System sowie einer Triggerbox zur Ansteuerung der Kameras und bildsynchroner Aufnahme von bis zu 8 Analogkanälen. Für eine Erklärung des Messprinzips wird auf [57] oder das Benutzerhandbuch zu ARAMIS [58] verwiesen. Im Folgenden wird nur auf den Aufbau der Messung bei den reinen Torsionsversuchen und die Beschichtung eingegangen.

Die Maschine und die verwendeten Proben zur Durchführung der zyklischen Versuche unter reiner Torsion werden in Kapitel 4.1.2 erklärt. In Bild 2.22 wird daher nur die eingebaute Probe mit den darauf gerichteten Kameras und der Beleuchtung sowie ein von einer Kamera gesehenes Bild der eingespannten Probe gezeigt. In diesem ist ein Muster

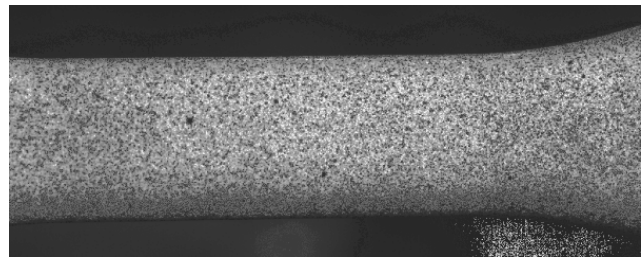
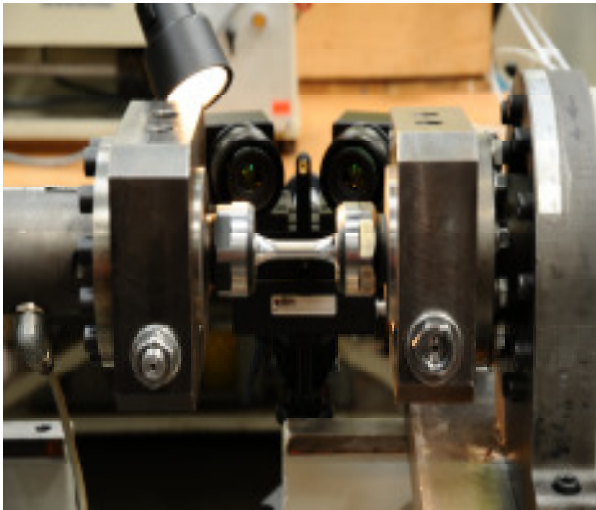


Bild 2.22: Messaufbau reine Torsion mit ARAMIS und Detailbild der Oberfläche

auf der Probenoberfläche erkennbar. Dieses besteht aus einer stochastischen Verteilung von schwarzen Punkten auf einem weißen Untergrund. Für die Versuche hat sich der von GOM empfohlene Lack DupliColor seidenmatt (weiß) [59] als Grundierung zur Erhöhung des Kontrastes bewährt. Dieser blieb über die gesamte Versuchsdauer gut haften und ermöglichte eine Auswertung bis zum Versuchsende. Die große Zähigkeit des Lackes führte dazu, dass bei schon vorhandenen kleinen Rissen weiterhin eine Dehnungsberechnung erfolgen kann, da der kleine Spalt vom Lack noch überbrückt werden kann. Dies ist bedingt durch die bei den betrachteten Torsionsrissen anfänglich nur sehr geringe Rissöffnung. Eine Lösung hierzu ist die Bestimmung einer Grenzdehnung, bei der keine Dehnungskonzentration mehr gemessen wird, sondern es sich schon um einen Riss handelt.

2.10 Werkstoffmodelle für FEM

Berechnungen wurden in dieser Arbeit mit drei Zielen durchgeführt und dazu jeweils leicht andere Verfahren eingesetzt. Diese sind bei den überlagerten Beanspruchungen der Tension-Torsion (TT)-Proben die Spannungsverteilungen zu analysieren, sowie Eingangsgrößen für eine nachgeschaltete Bewertung mittels eines Dehnungskriteriums und eines Energiekriteriums zu erzeugen.

Mit dem FEM-Programm ABAQUS 6.6-1 werden Berechnungen der hier verwendeten Proben durchgeführt. Die Modellerstellung erfolgte für alle Modelle mit den ABAQUS Elementen des Typs C3D20 als 3D-Modell. Für die einachsig belasteten Proben konnte das Modell auf ein einziges Element vereinfacht werden, da die Spannungsverteilung in den zylindrischen Vollproben homogen ist, siehe Kapitel 4.1.1. Die Berechnung erfolgt hier in einem lokalen zylindrischen Koordinatensystem, bei dem die Knoten einer Fläche in Axial- und Tangentialrichtung fixiert sind. Die Lasteinleitung erfolgt über eine Verschiebung in Axialrichtung der Knoten der gegenüberliegenden Elementfläche. Alternativ erfolgte die Berechnung für einachsige rein wechselnde Versuche mittels des Programmes CHABOCHE 2.0 [60].

Die Modelle für die zweiachsig belasteten Proben, reine Torsionsversuche und die Hohlproben aus den Kapiteln 4.1.2 und 4.1.3, sind in Bild 2.23 und Bild 2.24 dargestellt.

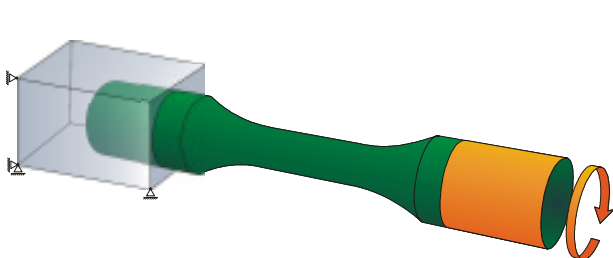


Bild 2.23: Vollprobe reine Torsion

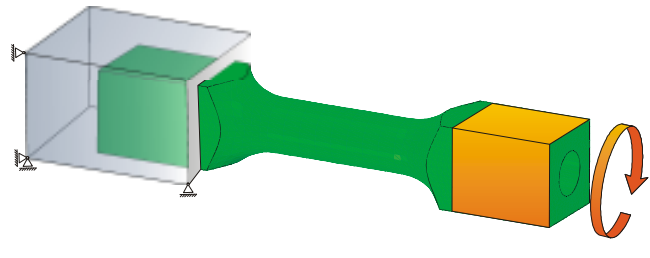


Bild 2.24: Hohlprobe für überlagerte Belastungen

Die experimentellen Einspannrandbedingungen in den Prüfmaschinen wurden mitmodelliert und numerisch abgebildet. Bei beiden Probenformen ist dabei die feste Einspannung in einer Maschinenaufnahme zur Visualisierung als ein grau schattierter Quader angedeutet. In diesem Bereich sind die Randelemente in axialer und tangentialer Richtung fixiert. Die Aufbringung der Verschiebung erfolgte auf den Knoten der Randflächen der Proben entweder als reine Verdrehung (reine Torsion) oder mit zusätzlicher überlagerter Axialverschiebung. Diese farblich hervorgehobenen Flächen entsprechen im Versuch der bewegten Seite der Probeneinspannung.

Die Berechnungen wurden mit linear-elastischem (Werkstoff 20MnMoNi5-5: E-Modul 205000 MPa bei RT; Werkstoff X6CrNiNb18-10: E-Modul 196000 MPa bei RT) und elastisch-plastischem Werkstoffverhalten, mit den in [Bild 2.25](#) und [Bild 2.26](#) gezeigten Fließkurven, durchgeführt, siehe auch Kapitel 3.

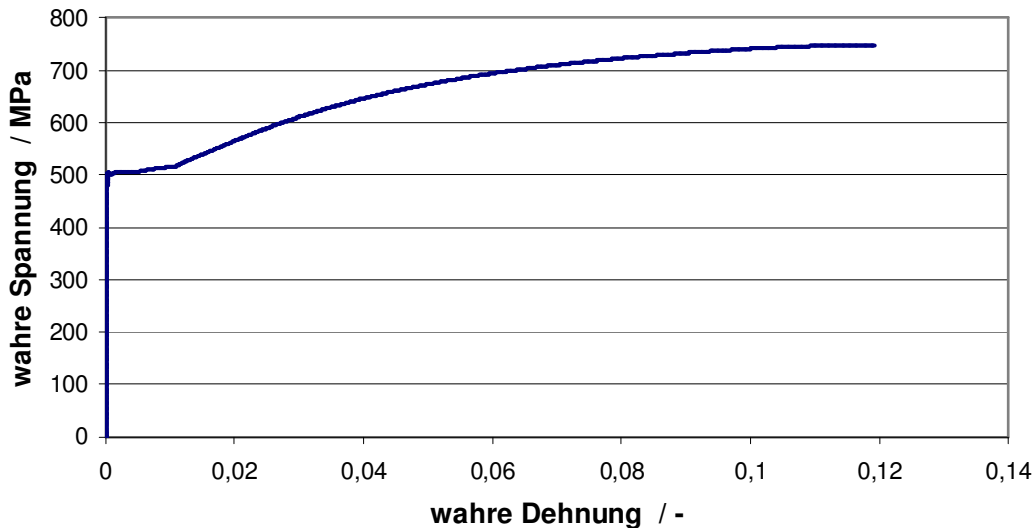


Bild 2.25: Wahre Spannung über wahrer Dehnung für 20MnMoNi5-5 bei RT

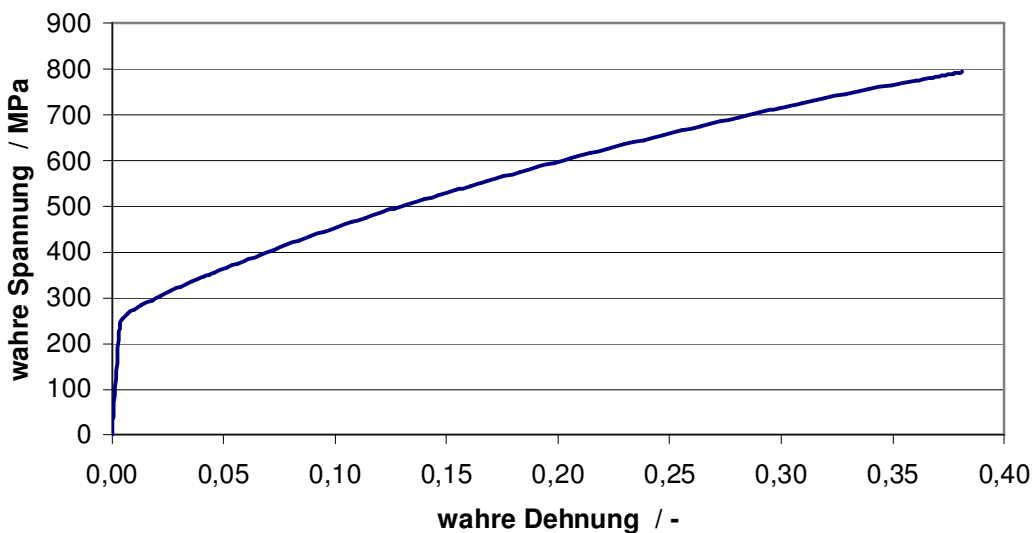


Bild 2.26: Wahre Spannung über wahrer Dehnung für X6CrNiNb18-10 bei RT

Ebenfalls verwendet wurde ein viskoplastisches Werkstoffmodell auf Basis von Chaboche und Nouailhas mit Ergänzungen durch Ansätze nach Ohno und Wang, kurz CNOW-Modell. Dieses wird in der Formulierung nach [60] verwendet und beruht auf den an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Arbeiten [61] bis [63]. Die wichtigsten mathematischen Grundlagen sind in Tabelle 2.1 zusammengestellt. Die für die verwendeten Werkstoffe notwendige Parameteranpassung ist in [60] beschrieben und in [64] für die verwendeten Werkstoffe durchgeführt worden. Für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 sind die Parameter für RT und 288 °C in Anhang 2 aufgelistet. Für einachsige, rein

wechselnde Versuche vereinfacht sich die tensorielle Formulierung des CNOV-Modells und ist im Programm CHABOCHE 2.0 umgesetzt.

Tabelle 2.1: Werkstoffmodell nach Chaboche/ Nouailhas/ Ohno/ Wang [31],[60]

Bedeutung	Berechnungsformel
viskoplastisches Potenzial	$\Omega_p = \sum_{i=1}^2 \frac{K_i}{(n_i + 1)} \exp\left(\langle \sigma_{vis,i} / K_i \rangle^{n_i+1}\right)$
Fließgrenzflächen	$f_1 = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1) - R - k - \sigma_{vis1} = 0; f_2 = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2) - \sigma_{vis2} = 0$ mit $J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1) = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1) : (\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1)}$ $J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2) = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2) : (\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2)}$
inelastische Dehnrate für vorwiegend hohe Beanspruchung	$\dot{\bar{\epsilon}}_{in1} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{1 - D_f} \cdot \left\langle \frac{\sigma_{vis1}}{K_1 \cdot (1 - D_f)} \right\rangle^{n_1} \cdot \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1)} = \frac{3}{2} \dot{p}_1 \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1)}$
inelastische Dehnrate für vorwiegend niedrige Beanspruchung	$\dot{\bar{\epsilon}}_{in2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{1 - D_c} \cdot \left\langle \frac{\sigma_{vis2}}{K_1 \cdot (1 - D_c)} \right\rangle^{n_2} \cdot \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2)} = \frac{3}{2} \dot{p}_2 \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2)}$
akkumulierte plastische Dehnungen	$\dot{p}_k = \sqrt{\frac{2}{3} \bar{\epsilon}_{ink} : \bar{\epsilon}_{ink}} \quad \dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \sum_{k=1}^2 \bar{\epsilon}_{ink} : \sum_{k=1}^2 \bar{\epsilon}_{ink}} \quad k = 1,2$
kinematische Variable für vorwiegend hohe Beanspruchung (Ohno/ Wang)	$\dot{\bar{X}}_{1i} = \frac{2}{3} c_{1i} a_{1i} \dot{\bar{\epsilon}}_{in1} (1 - D_f) - c_{1i} \left(\frac{ \bar{X}_{1i} }{a_{1i}} \right)^{m_{1i}} \bar{X}_{1i} \dot{p}_1 - \beta_{1i} \left(\frac{3}{2} \bar{X}_{1i} : \bar{X}_{1i} \right)^{\frac{r_{1i}-1}{2}} \bar{X}_{1i}$ mit $\bar{X}_1 = \sum_1^6 \bar{X}_{1i}$
kinematische Variable für vorwiegend niedrige Beanspruchung (Ohno/ Wang)	$\dot{\bar{X}}_{2i} = \frac{2}{3} c_{2i} a_{2i} \dot{\bar{\epsilon}}_{in2} (1 - D_c) - c_{2i} \left(\frac{ \bar{X}_{2i} }{a_{2i}} \right)^{m_{2i}} \bar{X}_{2i} \dot{p}_2 - \beta_{2i} \left(\frac{3}{2} \bar{X}_{2i} : \bar{X}_{2i} \right)^{\frac{r_{2i}-1}{2}} \bar{X}_{2i}$ mit $\bar{X}_2 = \sum_1^6 \bar{X}_{2i}$
isotrope Variable	$\dot{R} = b(Q - R) \dot{p}_1 (1 - D_f) + \gamma Q_r - R ^{m-1} (Q_r - R)$

2.11 Verwendete Bewertungsansätze

Neben den schon vorgestellten Unterteilungen in Berechnungskonzepte können verschiedene Lebensdauervorhersagen auch noch nach anderen Kriterien unterteilt werden. Es gibt die Möglichkeit der spannungsbasierten Ansätze, der dehnungsbasierten Ansätze oder der Energiekriterien. Im LCF-Bereich werden überwiegend die dehnungsbasierten oder energiebasierten Kriterien verwendet. In der vorliegenden Arbeit werden zur Bewertung der Versuchsdaten die Ermüdungskurven nach [39] und zur Lebensdauervorhersage und Bewertung der mehrachsigen Versuche das Konzept einer Vergleichsdehnung nach ASME-BPVC, Section III, Subsection NH angewendet. Dieses wird auch gekoppelt mit den aus dem optischen Dehnungsmesssystem ARAMIS gemessenen lokalen Dehnungen auf der Probenoberfläche sowie einem energiebasierten Ansatz. Diese werden hier kurz vorgestellt.

Die Ergebnisse von Untersuchungen mit glatten, polierten Proben unter vergleichbaren Versuchsbedingungen zeigen, dass bei ausreichender Werkstoffqualität nur geringe Unterschiede in den Werkstoff-Wöhlerkurven (Ermüdungskurven) für verschiedene Stähle vorhanden sind, Bild 2.27. Dies führt dazu, dass in Regelwerken wie z.B. [13], [14], [65]

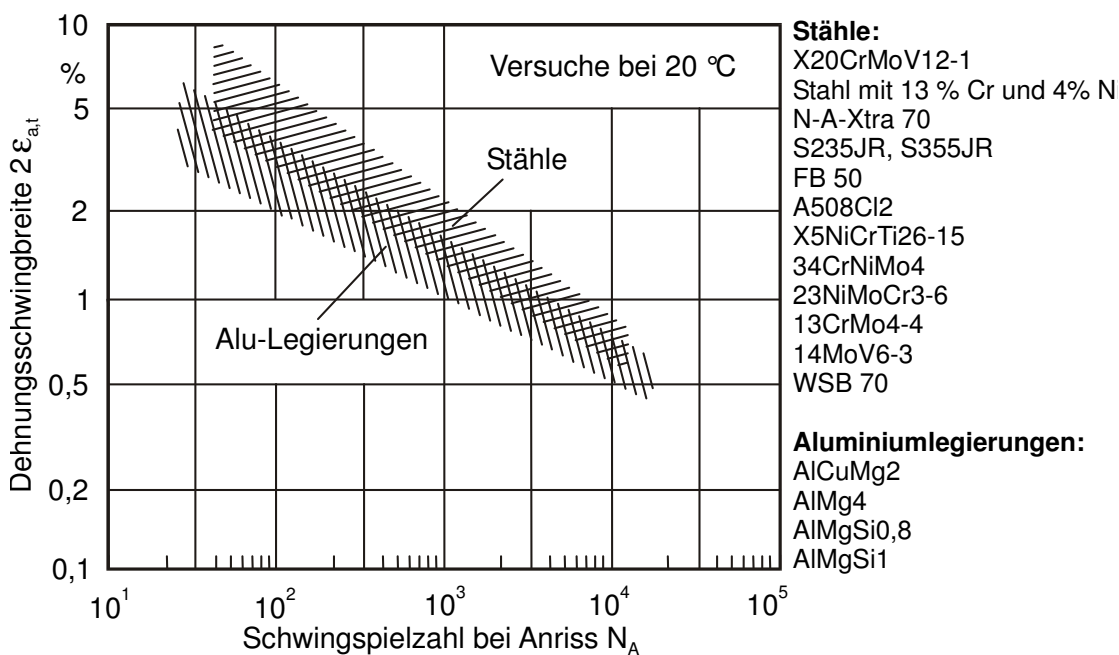


Bild 2.27: Versuchsergebnisse für mittelfeste Stähle ($R_m=390$ MPa bis $R_m=850$ MPa)

diese mit Randbedingungen zu den drei Gruppen austenitische CrNi-Stähle, Kohlenstoffstähle und niedriglegierte Stähle zusammengefasst werden. Eine Übersicht über die den Mittelwertskurven zu Grunde liegenden Gleichungen gibt Tabelle 2.2.

Tabelle 2.2: Mittelwertskurven nach Regelwerk

Austenitische CrNi-Stähle (X6CrNiNb18-10)	
$\ln(N) = 6,954 - 2,0 \ln(\epsilon_a - 0,167)$ Gl. 2-11	$\ln(N) = 6,891 - 1,920 \ln(\epsilon_a - 0,112)$ Gl. 2-12
Kohlenstoffstähle	
$\ln(N) = 6,726 - 2,0 \ln(\epsilon_a - 0,072)$ Gl. 2-13	$\ln(N) = 6,583 - 1,975 \ln(\epsilon_a - 0,113)$ Gl. 2-14
Niedriglegierte Stähle (20MnMoNi5-5)	
$\ln(N) = 6,339 - 2,0 \ln(\epsilon_a - 0,128)$ Gl. 2-15	$\ln(N) = 6,449 - 1,808 \ln(\epsilon_a - 0,151)$ Gl. 2-16
Formeln nach [13], [14], [65]	Formeln nach [39]

Bei Kohlenstoffstählen und niedriglegierten Stählen wird der Temperatureinfluss von RT bis 300 °C aufgrund der Versuchsergebnisse als gering eingestuft und durch von den RT-Mittelwertskurven abweichende Kurvenverläufe für die relevante Gruppe der niedriglegierten Stähle zu Gl. 2-17 nach [39] angegeben mit Temperatur T in °C.

$$\ln(N) = 6,480 - 0,00124 T - 1,808 \ln(\epsilon_a - 0,151) \quad \text{Gl. 2-17}$$

2.11.1 Dehnungskriterium

Die Durchführung eines Ermüdungsnachweises auf der Grundlage von Dehnungskomponenten ist in ASME-BPVC, Section III, Subsection NH [1] aufgezeigt. Bei nicht körperfesten Hauptdehnungsrichtungen ist die Vergleichsdehnungsschwingbreite in folgenden Schritten zu berechnen:

- Die Dehnungskomponenten in einem körperfesten (x,y,z)-Koordinatensystem werden zu jedem Zeitpunkt i ($\epsilon_{xi}, \epsilon_{yi}, \epsilon_{zi}, \gamma_{xyi}, \gamma_{yzi}, \gamma_{zxi}$) für einen vollständigen Belastungszyklus ermittelt. Werden die Dehnungskomponenten durch eine elastische Berechnung ermittelt, so sind Dehnungsspitzen an geometrischen Unstetigkeiten nicht beinhaltet und gesondert zu berücksichtigen.
- Ein Referenzzeitpunkt $t = t_0$ innerhalb des Belastungszyklus wird so gewählt, dass die Beanspruchungsbedingungen einen Extremwert (entweder ein Maximum oder ein Minimum) annehmen. Die Dehnungen für diesen Zeitpunkt werden mit ($\epsilon_{x0}, \epsilon_{y0}, \epsilon_{z0}, \gamma_{xy0}, \gamma_{yz0}, \gamma_{zx0}$) bezeichnet.
- Subtraktion des jeweiligen Wertes der Dehnungskomponenten zum Referenzzeitpunkt $t = t_0$ vom allgemeinen Verlauf ergibt als Funktion der Zeit für den Belastungszyklus:
 $\Delta\epsilon_{xi} = \epsilon_{xi} - \epsilon_{x0}, \Delta\epsilon_{yi} = \epsilon_{yi} - \epsilon_{y0}, \Delta\epsilon_{zi} = \epsilon_{zi} - \epsilon_{z0}, \Delta\gamma_{xyi} = \gamma_{xyi} - \gamma_{xy0}, \Delta\gamma_{yzi} = \gamma_{yzi} - \gamma_{yz0},$
 $\Delta\gamma_{zxi} = \gamma_{zxi} - \gamma_{zx0},$
- Berechnung der Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta\epsilon_{vi}$ nach der Gestaltänderungsenergiehypothese mit $\nu = 0,5$ bei einer inelastischen Berechnung und $\nu = 0,3$ bei einer elastischen Berechnung zu jedem Zeitpunkt i des Belastungszyklus ergibt Gl. 2-18

$$\Delta \varepsilon_{vi} = \frac{\sqrt{2}}{2 \cdot (1+\nu)} \cdot \sqrt{(\Delta \varepsilon_{xi} - \Delta \varepsilon_{yi})^2 + (\Delta \varepsilon_{yi} - \Delta \varepsilon_{zi})^2 + (\Delta \varepsilon_{zi} - \Delta \varepsilon_{xi})^2 + \frac{3}{2} (\Delta \gamma_{xyi}^2 + \Delta \gamma_{yzi}^2 + \Delta \gamma_{zxi}^2)} \quad \text{Gl. 2-18}$$

- Der maximale Wert der Vergleichsdehnungsschwingbreiten $\Delta \varepsilon_{vi}$ ergibt die zu berücksichtigende Vergleichsdehnungsschwingbreite $\Delta \varepsilon_{v \max}$

Für den Fall des körperfesten Hauptachsensystems wird auf [1] verwiesen.

2.11.2 Energiekriterium/ Energiedichte

Den Zusammenhang zwischen der in einer Probe umgesetzten Energie pro Zyklus, der Hystereseffläche und der daraus resultierenden Schädigung beschrieb schon 1910 Bairstow [67] qualitativ. Auch bei Ellyin [68] findet sich diese Idee und wird dort weitergeführt in verschiedene Kriterien der energiebasierten Lebensdauervorhersage. Gegenüber anderen Kriterien bietet ein Energiekriterium den Vorteil, dass die komplette Antwort des Werkstoffes auf die Belastung mit Vorgeschichte als Antwort in der Hystereseffläche enthalten ist. Das in dieser Arbeit verwendete energiebasierte Lebensdauervorhersagekonzept ist in Bild 2.28 schematisch dargestellt. Auf der linken Seite ist das zu bewertende Bauteil, gekennzeichnet durch seine Geometrie und die darauf einwirkende Beanspruchung. Auf der rechten Seite befindet sich der Werkstoff charakterisiert durch sein statisches und zyklisches Verhalten. Diese Information fließt zum einen in ein Materialmodell ein, hier das CNOW-Modell siehe Kapitel 2.10, das zur Berechnung des Bauteils unter zyklischer Belastung verwendet wird. Zum anderen wird aus zyklischen, dehnungsgesteuerten Versuchen mit unterschiedlichen Belastungsamplituden eine Anrisskennlinie ermittelt. Um ein Bauteil mittels des Energiekriteriums bewerten zu können, wird zusätzlich die Energiedichte einer Hystereseschleife bei $N_A / 2$ bestimmt. Diese Energiedichte einer Hysterese aus dem stabilisierten Zustand kann dann als Wertepaar mit der Anrisschwingspielzahl als eine das Anrissverhalten des Werkstoffes beschreibende Kurve aufgetragen werden. Ein Bauteil kann nun mittels einer FEM-Simulation, die das zyklische Verhalten des Werkstoffes abbildet, bewertet werden. Dazu werden so lange Belastungszyklen berechnet, bis sich die einstellende Antwort nach anfänglicher Ver- oder Entfestigung nicht mehr verändert. Die Energiedichte einer Hysterese aus diesem stabilisierten Bereich wird dann mit der Kurve der Energiedichte über Anrisschwingspielzahl verglichen. Als Ergebnis ergibt sich die zu erwartende Anrisschwingspielzahl bei dieser Beanspruchung. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Untersuchung der Anwendbarkeit dieses Konzeptes anhand ein- und mehrachsiger Versuche an Proben sowie ein Vergleich der rechnerisch vorhergesagten mit der experimentell bestimmten Anrisschwingspielzahl.

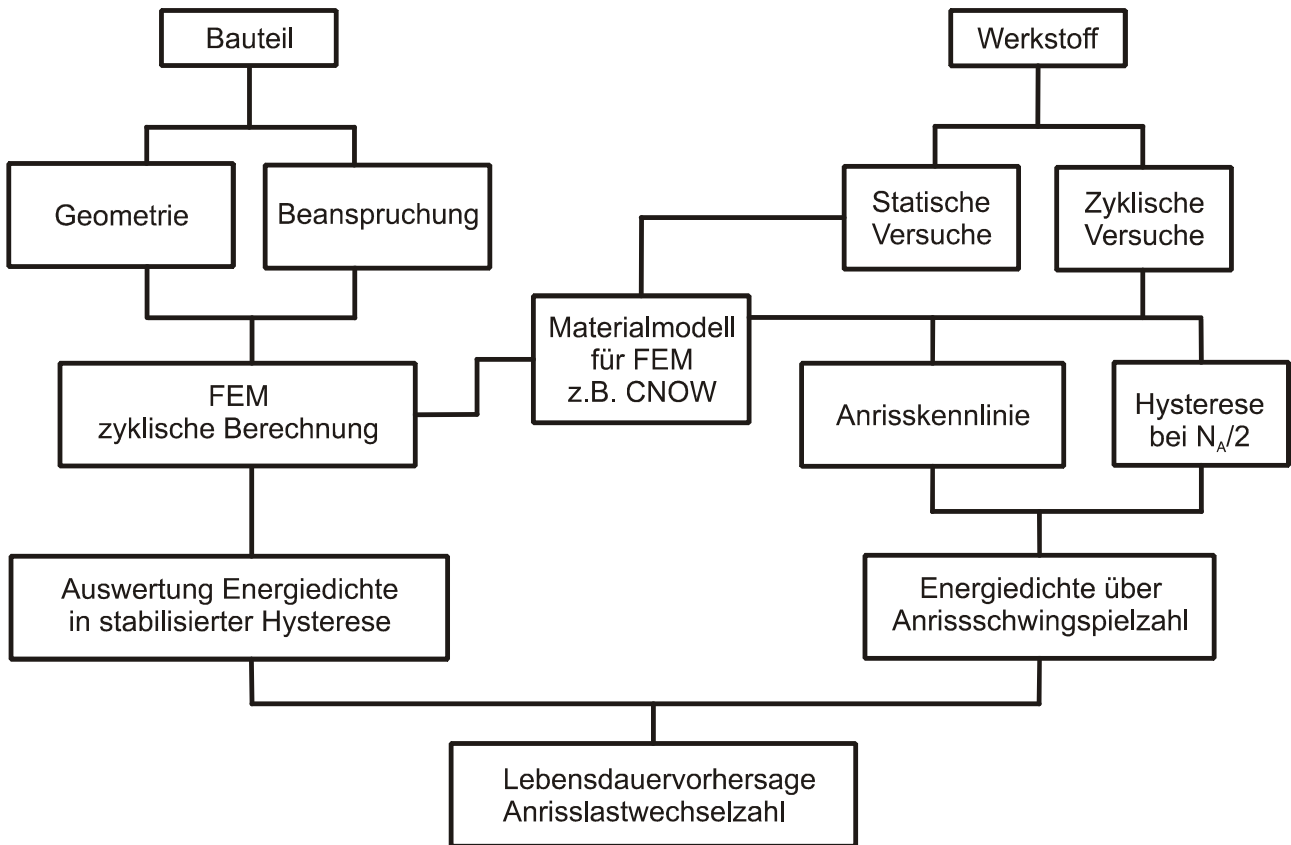


Bild 2.28: Energiebasiertes Lebensdauerkonzept

Um eine automatisierte Auswertung der aufgezeichneten Hysteresen zu ermöglichen, wird das Programm Fatigue [66] verwendet. Dieses ermöglicht einen schnellen Vergleich der einzelnen Versuche untereinander auch über verschiedene Mehrachsigkeiten hinweg. Mit diesem Programm kann über alle aufgezeichneten Hysteresen hinweg die Fläche und damit die umgesetzte Energie pro Zyklus bestimmt werden. Die pro Schwingenspiel zugeführte Energie kann in einen elastischen und einen plastischen Anteil aufgespalten werden, **Bild 2.29**.

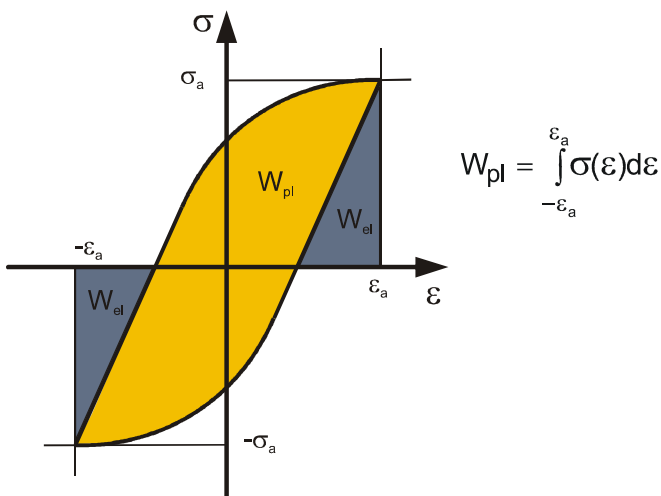


Bild 2.29: Definition der Energien in einem Schwingenspiel [69]

Im Folgenden wird als Energie nur der Inhalt der Hystereseffläche W_{pl} , also der irreversible Anteil der Energie eines Schwingspiels, betrachtet. Die Berechnung der Hystereseenergiedichte kann im Programm Fatigue mittels einer Trapezregel, Bild 2.30, oder mit einer Polynomregression, Bild 2.31, erfolgen. Für eine genaue Aussage mit beiden Verfahren ist die Erfassung der Hystereseschleife mit einer ausreichenden Anzahl von Stützstellen zu belegen. Die Berechnung des Flächeninhalts A mit der Trapezregel erfolgt dann über die Aufsummation aller zwischen den Stützpunkten aufgespannten Trapezen, Gl. 2-19.

$$A = \sum_{i=1}^n \frac{x_{i+1} - x_i}{2} (f(x_i) + f(x_{i+1})) \quad \text{Gl. 2-19}$$

Bei der Polynomregression wird die Hystereseschleife in eine steigende und fallende

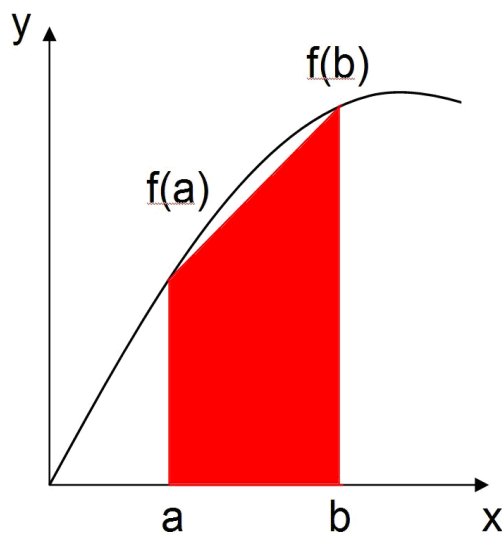


Bild 2.30: Trapezregel [66]

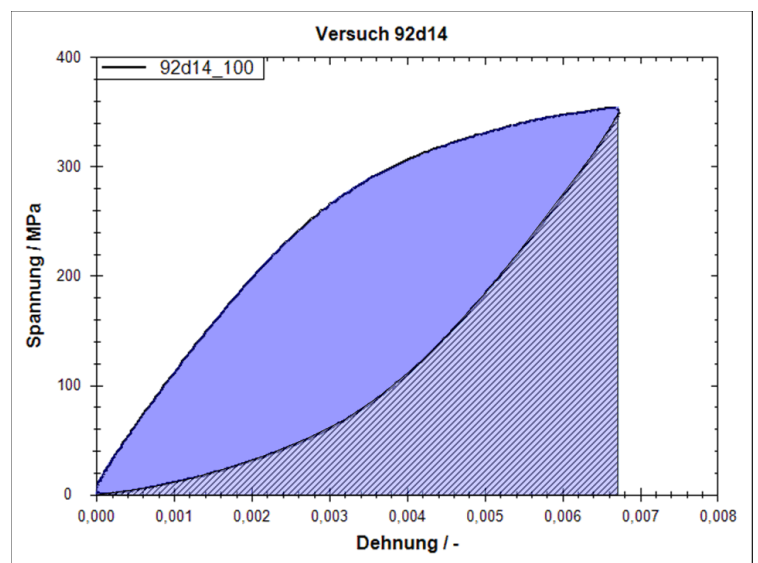


Bild 2.31: Polynomregression [66]

Flanke aufgeteilt und mit einem frei wählbaren Grad des Polynoms anhand einer ebenfalls frei festlegbaren Stützpunktanzahl angenähert. Für die aufsteigende Flanke y ergibt sich beispielsweise ein Polynom k -ten Grades:

$$y = a_0 + a_1x + \dots + a_kx^k \quad \text{Gl. 2-20}$$

Dieses Polynom wird unter Verwendung der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt, [66]. Die Differenz zwischen der Fläche unter der steigenden und der fallenden Flanke ergibt die gesuchte Hystereseffläche und damit die irreversible Energie pro Schwingspiel. Diese ist in Bild 2.31 die blaue, nicht schraffierte Fläche. Diese Berechnung ist für die Zug-Druck-Versuche sowie die Versuche unter Torsion eindeutig. Bei den Versuchen an Hohlproben mit überlagerter Belastung aus Zug/ Druck und Torsion wurden beide Anteile separat als Hysteresen, Spannung über Dehnung und Schubspannung über Schiebung, betrachtet und diese beiden Energieanteile aufsummiert.

3 Werkstoffcharakterisierung

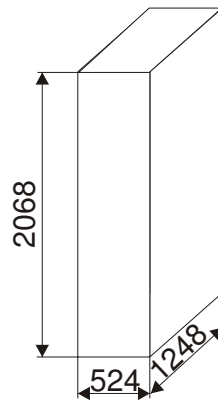
Die Werkstoffcharakterisierung besteht für beide Werkstoffe aus einer chemischen Analyse der Zusammensetzung [70], einer Charakterisierung des Gefüges durch Schlitze, einer Bestimmung der Zugversuchskennwerte und Fließkurven an kurzen Proportionalproben B10x50 hergestellt nach DIN 50125 [71], die bei Raumtemperatur, 288 °C und 350 °C nach DIN EN 10002-1 [72] und DIN EN 10002-5 [73] geprüft wurden, sowie eines Vergleiches mit bisher an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten Versuchen und den Anforderungen nach KTA [74]. Die Bestimmung des Elastizitätsmoduls erfolgte zudem nach dem Impuls-Erregungsverfahren (Grindosonic)[75],[76], [77].

3.1 Ferritischer Werkstoff 20MnMoNi5-5

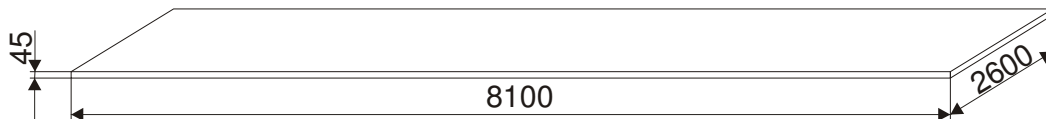
Der in diesem Vorhaben verwendete Werkstoff 20MnMoNi5-5/ 1.6310 liegt an der MPA Universität Stuttgart als gewalzte Platte mit der Bezeichnung 92 vor und entstammt dem Forschungsvorhaben „Phänomenologische Behälterberstversuche“ [78]. In diesem Vorhaben wurde eine umfangreiche Werkstoffcharakterisierung anhand von Zugversuchen, Kerbschlagbiegeversuchen sowie bruchmechanischen Versuchen durchgeführt.

Der Prozess der Plattenherstellung mit der mehrstufigen Wärmebehandlung und die Aufteilung in Abschnitte ist in Bild 3.1 dargestellt. Die verwendete Platte entstand aus einer 100t Schmelze mit der Chargennummer 674867. Die Bramme Nr. 2100 wurde anschließend auf die Abmaße 8100 x2600 x45 mm³ gewalzt. Nach dem Walzen wurde für eine Stunde bei 900 °C austenitisiert und anschließend in Wasser abgeschreckt. Daran anschließend erfolgte eine Anlassbehandlung bei 690 °C mit einer Haltezeit von vier Stunden und anschließendem langsamen Abkühlen an Luft. Alle in diesem Vorhaben verwendeten Proben entstammen dem Abschnitt 92 AAB. Die Probenentnahme ist aus Bild 3.2 und Bild 3.3 ersichtlich.

Bramme Nr. 2100
Schmelze Nr. 674 867



↓
Walzen



↓
Wärmebehandlung:
900 °C / 60 min / Wasser
690 °C / 240 min / Luft

↓
MPA Bezeichnung 92

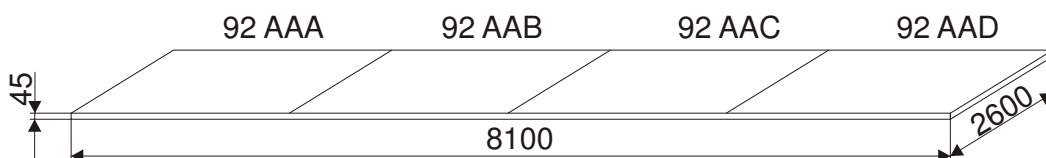



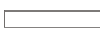


Bild 3.1: Herstellungsprozess der vorliegenden Platten aus 20MnMoNi5-5

Werkstoff:
20MnMoNi5-5

Bramme Nr. 2100
Schmelze Nr. 674 867

Platte 92 AABA

-  Zugprobe 95 x 18
-  Schwingprobe 120 x 20
-  Hohlprobe 250 x 51
-  Torsionsprobe 130 X 22

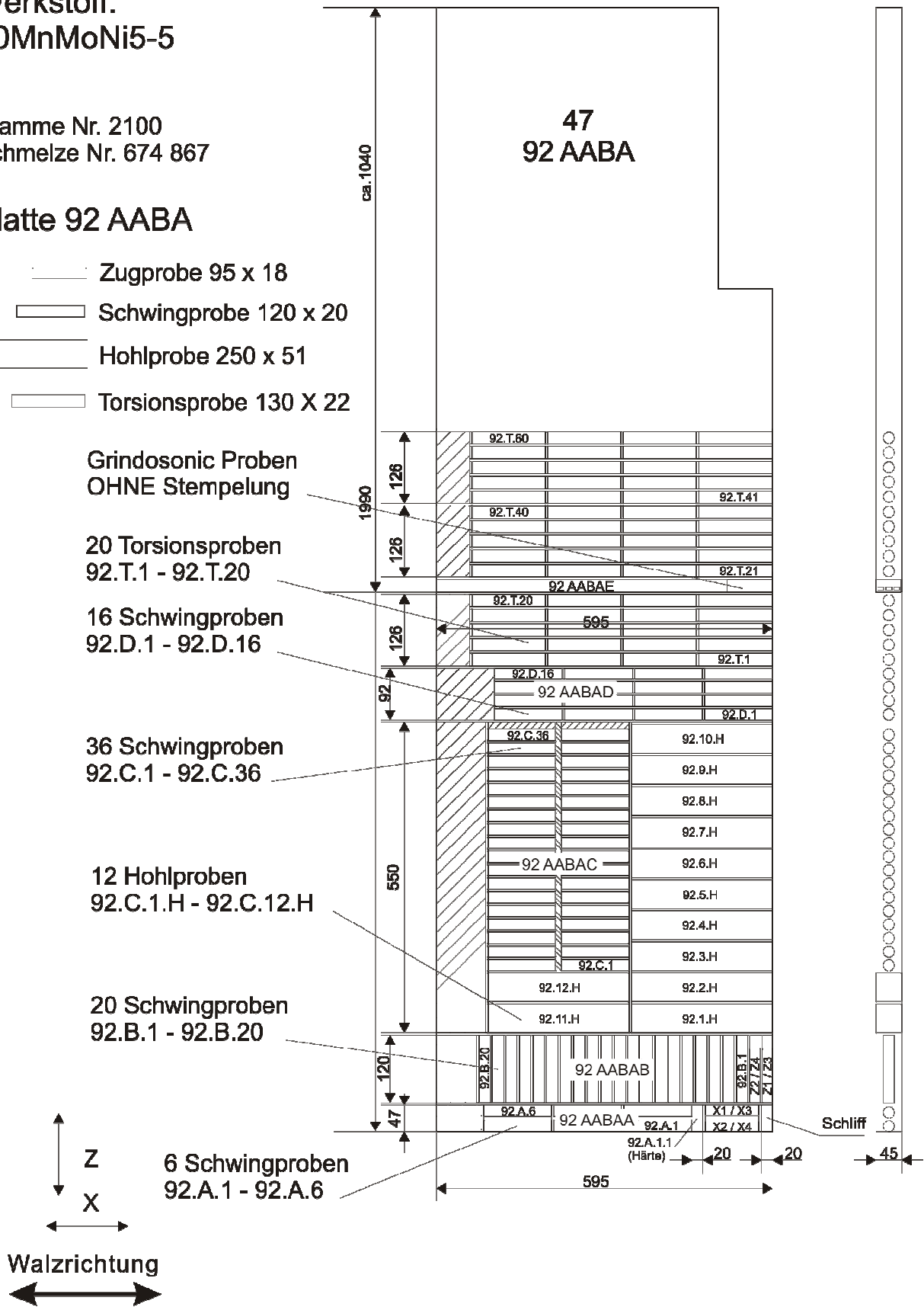


Bild 3.3: Probenentnahme Platte 92AABA

Die mittels optischer Emissionsspektroskopie ermittelte chemische Zusammensetzung ist in Tabelle 3.1 dokumentiert. Dabei wurden die Analysenwerte aus Einzelmessungen an der Probe 92.9.23 und aus Einzelmessungen an einem Klotz der Platte 92 AABA gewonnen. Die Ergebnisse aus früheren Analysen [78] sowie die Anforderungen nach KTA 3201.1 [74] sind einander gegenüber gestellt. Die an die chemische Zusammensetzung gestellten Anforderungen wurden erfüllt.

Tabelle 3.1: Chemische Zusammensetzung 20MnMoNi5-5

Nachweis	Massenanteile in%													
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	V	Sn	N	As
Analyse aus [78]	0,20	0,21	1,36	0,008	0,0025	0,11	0,49	0,73	0,014	0,06	0,01	0,008	0,011	
Platte 92 AABA	0,24	0,21	1,43	0,007	0,001	0,10	0,506	0,72	0,010	0,056	0,004	0,006	0,008	0,007
Probe 92.9.23	0,23	0,20	1,42	0,007	0,001	0,10	0,497	0,71	0,013	0,056	0,004	0,006	0,008	0,006
KTA 3201.1 [74]	min.	0,15	0,10	1,15	-	-	-	0,40	0,45	0,010	-	-	-	-
	max.	0,25	0,25	1,55	0,012	0,012	0,20	0,55	0,85	0,040	0,12	0,020	0,011	0,013

Die Kennwerte der mechanisch-technologischen Eigenschaften im Zugversuch bei RT und bei höheren Temperaturen sind in Tabelle 3.2 zusammengestellt. Die an die mechanisch-technologischen Eigenschaften gestellten Anforderungen nach KTA 3201.1 [74] wurden erfüllt. Tabelle 3.3 beinhaltet die in [78] an diesem Werkstoff bestimmten Kennwerte des Zugversuchs.

Tabelle 3.2: Kennwerte des Zugversuchs des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 im Vergleich zu den Anforderungen nach KTA 3201.1 [74]

Probenbezeichnung	Prüftemperatur T [°C]	Dehngrenze ReH [MPa]	Dehngrenze Rp0,2 [MPa]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Zugfestigkeit Rm [MPa]	Gleichmaßdehnung Agt [%]	Bruchdehnung A5 [%]	Brucheinschnürung Z [%]	
								Einzelwert	Mittelwert
92.9.Q1	25	488	n.b.	202 000	662	11,49	24	64	64
92.9.Q2	25	480	n.b.	212 000	667	11,16	22	64	
92.9.Q3	25	477	n.b.	204 000	683	11,28	23	64	
92.10.1	25	505	n.b.	208 000	669	10,66	22	69	68
92.10.2	25	503	n.b.	217 000	668	10,61	22	66	
92.10.3	25	506	n.b.	205 000	666	10,78	23	69	
92.10.16	288	n.b.	458	175 300	668	13,7	26	67	66
92.9.Q4	270	n.b.	464	177 000	662	15,08	25	65	
92.9.Q5	270	n.b.	456	183 000	637	12,83	21	65	
92.9.Q6	270	n.b.	455	195 000	641	13,50	23	68	60
92.10.4	270	n.b.	471	189 000	652	13,24	21	64	
92.10.5	270	n.b.	470	190 000	652	12,72	20	58	
92.10.6	270	n.b.	469	178 000	649	12,88	21	57	71
92.10.9	350	n.b.	442	216900	635	n.b.	26,6	71	
92.10.10	350	n.b.	440	180700	651	n.b.	26,6	67	
92.10.11	350	n.b.	457	216300	635	n.b.	26,6	75	70
92.10.Q2	350	n.b.	456	n.b.	645	n.b.	27	70	
92.10.Q3	350	n.b.	439	n.b.	632	n.b.	26	69	
92.12.Q4	350	n.b.	431	n.b.	615	n.b.	25	70	
Anforderungen gemäß KTA 3201.1 (11/2003), Abschnitte 7 und 8 (Bleche), Anhang A1 Stahl 20MnMoNi5-5									
	RT		450		590-730		19	45	
	100		431		550		17		
	200		412		530		16		
	300		392		530		16		
	350		382		530		16		

Tabelle 3.3: Kennwerte des Zugversuchs des Werkstoffs 20MnMoNi5-5 aus Vorhaben „Phänomenologische Behälterberstversuche“ [78] (Mittelwerte aus 27 Längs- und 43 Querproben)

Proben-bezeichnung	Prüf-temperatur [°C]	Dehn-grenze ReH [MPa]	Dehn-grenze Rp0,2 [MPa]	Zugfestigkeit Rm [MPa]	Elastizitätsmodul [MPa]	Bruch-dehnung A [%]	Brucheinschnürung Z [%]
Längs	RT		518	636	204600	26	73
Quer	RT		508	637	204400	24	73
Mittelwert \bar{X}	RT		513	636	204500	25	73
Standardabweichung σ	RT		15	9	3100	1	3
Vertrauensbereich von \bar{X} für P=99%	RT		±5	±3	±1200	±1	±1
Längs	300		429	613	187600	23	71
Quer	300		426	598	187800	22	66
Mittelwert \bar{X}	300		428	605	187700	22	68
Standardabweichung σ	300		10	17	2600	1	4
Vertrauensbereich von \bar{X} für P=99%	300		±3	±5	±1000	±1	±1

Wegen eines möglichen Richtungseinflusses wurden auch Zugproben quer zur Walzrichtung entnommen und geprüft (mit „Q“ bzw. „q“ in der Probenbezeichnung). Anhand der Festigkeitskennwerte konnte kein eindeutiger Richtungseinfluss festgestellt werden. Aus versuchstechnischen Gründen wurde bei 288 °C nur ein Zugversuch durchgeführt, die Vergleichsversuche bei 270 °C zeigten keinen Unterschied in den mechanisch-technologischen Eigenschaften. In Bild 3.4 ist beispielhaft der Verlauf der technischen Fließkurven bei RT, 270 °C, 288 °C und 350 °C dargestellt. Bild 3.5 zeigt die technischen Fließkurven ermittelt mit Zugproben quer zur Walzrichtung.

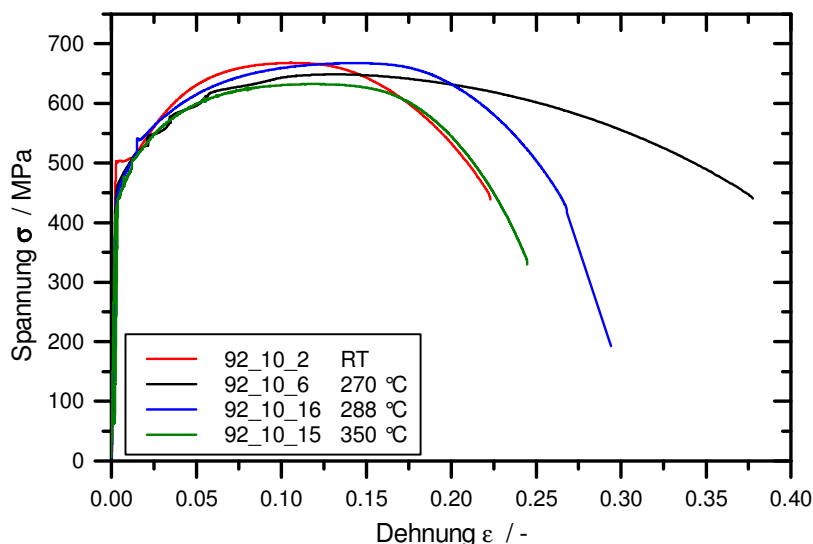


Bild 3.4: Verlauf der technischen Fließkurve für 20MnMoNi5-5 bei RT, 270 °C, 288 °C und 350 °C

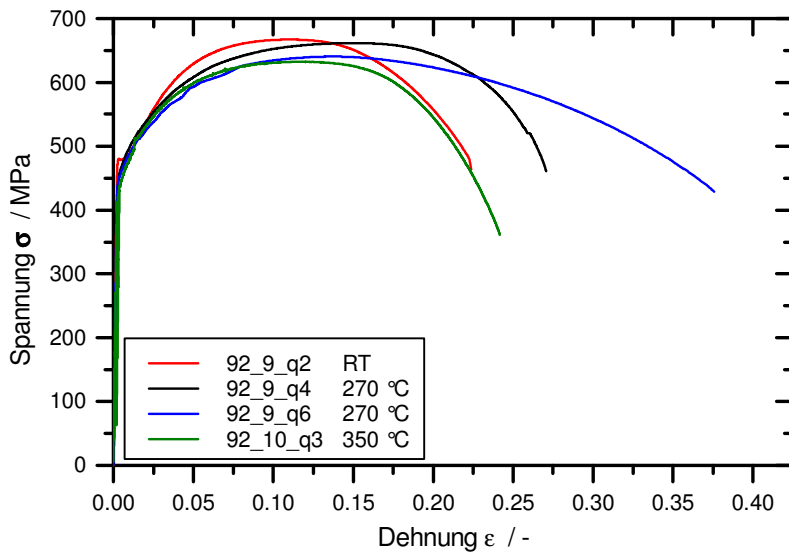


Bild 3.5: Verlauf der technischen Fließkurve für 20MnMoNi5-5 bei RT, 270 °C und 350 °C mit Zugproben quer zur Walzrichtung

Ergänzend zu den Untersuchungen in [78] wurde zur Beurteilung der Werkstoffhomogenität über der Plattendicke von 45 mm eine Härteprüfung nach Vickers HV10 gemäß DIN EN ISO 6507-1 [79] durchgeführt. Über die komplette Plattendicke ergibt sich ein Mittelwert der Härte von 203 HV10 mit einer Standardabweichung von 5 HV10, **Bild 3.6**.

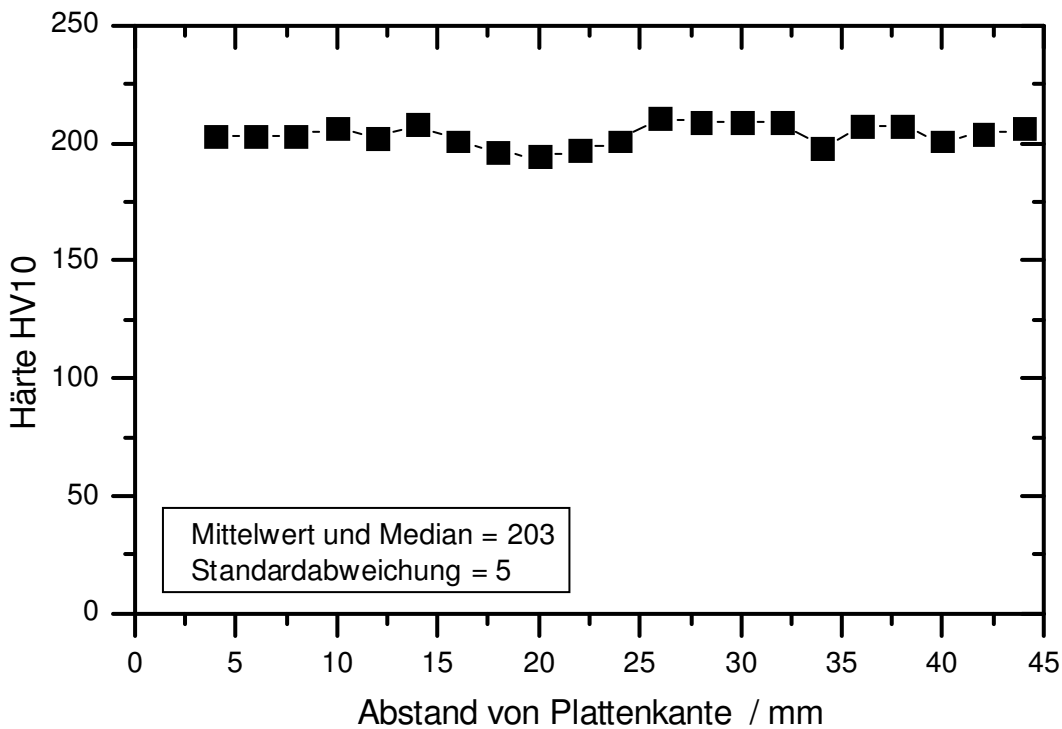


Bild 3.6: Härteverteilung über der Plattendicke

Das Gefüge des Werkstoffes 20MnMoNi5-5 mit den typischen Seigerungsstrukturen ist in verschiedenen Vergrößerungsstufen in Bild 3.7 bis Bild 3.9 dargestellt.

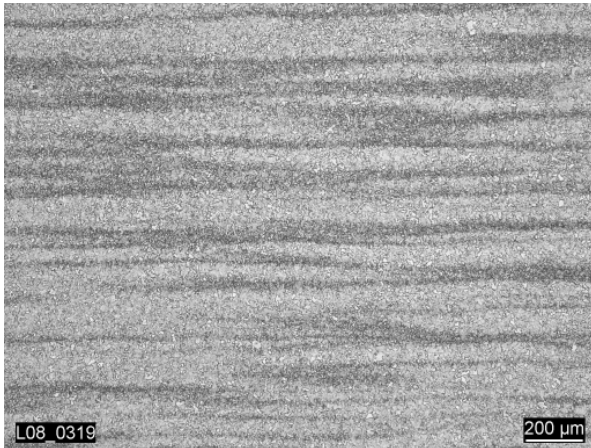


Bild 3.7: Vergrößerung 50x

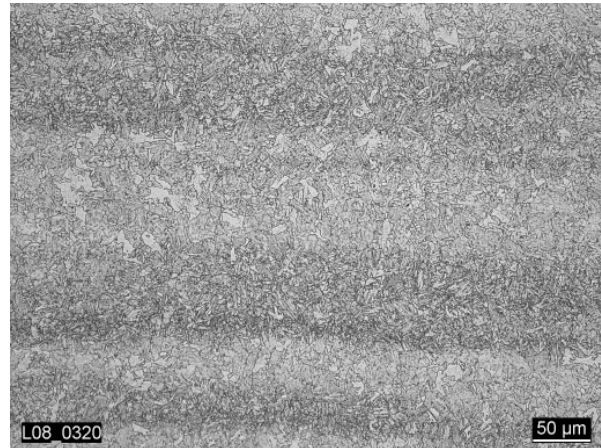


Bild 3.8: Vergrößerung 200x

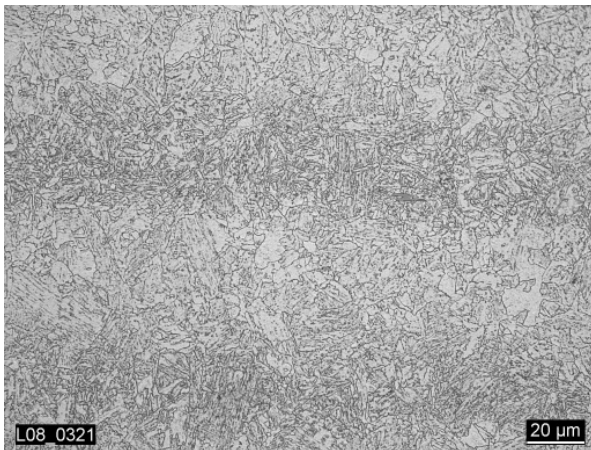


Bild 3.9: Vergrößerung 500x

3.2 Austenitischer Werkstoff X6CrNiNb18-10

Der in diesem Vorhaben verwendete Niob stabilisierte austenitische Werkstoff X6CrNiNb18-10 (1.4550) wurde von der Firma BGH Edelstahl Siegen GMBH als Stangenmaterial geliefert. Dieser Stabstahl mit einem Durchmesser von 80 mm stammt aus der Charge 77194, wurde gewalzt und anschließend geschält. Die Wärmebehandlung bestand aus einem Halten bei 1060 °C für 110 Minuten und anschließendem Abschrecken in Wasser [80].

Die mittels optischer Emissionsspektroskopie ermittelte chemische Zusammensetzung ist in Tabelle 3.4 dokumentiert. Dabei wurden die Analysenwerte aus Einzelmessungen an der Probe F2.5.6 gewonnen. Die Ergebnisse aus dem Abnahmezeugnis [80] sowie die Anforderungen nach KTA 3201.1 [74] sind einander gegenüber gestellt. Die an die chemische Zusammensetzung gestellten Anforderungen wurden erfüllt.

Tabelle 3.4: Chemische Zusammensetzung nach der Stückanalyse für X6CrNiNb18-10

Nachweis	Massenanteile in%										
	C	Si	Mn	P	S	Co	Cr	Mo	Nb	Ni	Ti
Analyse aus [80]	0,018	0,18	1,90	0,01	0,002	0,03	18,6	0,36	0,310	10,7	0,009
Probe F2.5.6	0,019	0,21	1,87	0,011	0,003	0,03	18,67	0,35	0,33	10,94	0,006
KTA 3201.1 min. [74]	-	-	-	-	-	-	17,0 18,0 ¹⁾	-	10x(%C) 13x(%C) ¹⁾	9,0	-
	max.	0,04	1,0	2,0	0,035	0,015	0,2	19,0	0,65	12,0	-
	max. ¹⁾	0,03	0,5	2,0	0,025	0,010	0,2	19,0	0,65	12,0	-

¹⁾ Bei Verwendung für heißgehende (Betriebstemperatur T ≥ 200 °C), reaktorwasserführende Rohrleitungen und Komponenten in SWR-Anlagen

Die Kennwerte der mechanisch-technologischen Eigenschaften im Zugversuch bei RT und bei höheren Temperaturen sind in Tabelle 3.5 zusammengestellt. Die an die mechanisch-technologischen Eigenschaften gestellten Anforderungen nach KTA 3201.1 wurden erfüllt. Diese wurden für diesen Werkstoff auch in [81] bestimmt, siehe Tabelle 3.6.

Tabelle 3.5: Kennwerte des Zugversuchs des Werkstoffs X6CrNiNb18-10 im Vergleich zu den Anforderungen nach KTA 3201.1[74]

Probenbezeichnung	Prüf-temperatur T [°C]	Dehngrenze R _{p0,2} [MPa]	Dehngrenze R _{p 1.0} [MPa]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Zugfestigkeit R _m [MPa]	Gleichmaßdehnung A _{gt} [%]	Bruchdehnung A ₅ [%]	Brucheinschnürung Z [%]	
								Einzelwert	Mittelwert
F2.2.M	25	224	256	194 000	534	47,8	61,0	84	83,3
F2.1.6	25	242	278	n.b.	542	46,4	60,0	83	
F2.1.5	25	252	287	198 000	546	45,3	59,0	83	
F2.1.3	270	171	197	n.b.	392	28,5	42,0	85	85
F 2.2.2	270	170	197	195 000	397	32,4	43,0	85	
F 2.1.4	270	178	202	160 000	395	31,5	41,0	85	
F2.2.3	350	167	199	149 700	397	n.b.	40	83	83
F2.2.4	350	161	188	157 200	392	n.b.	39	84	
F2.2.6	350	160	n.b.	176 440	388	n.b.	40	81	
Anforderungen gemäß KTA 3201.1 (11/2003), Abschnitt 22 (Stabstahl), Anhang A3 , Stahlsorte X6CrNiNb18-10S									
	RT	205	240		510-740			40	
	100	177	211						
	200	157	186		370				
	250	147	177		360				
	300	136	167		350				
	350	130	161		335				

Tabelle 3.6: Kennwerte des Zugversuchs des Werkstoffs X6CrNiNb18-10 aus Vorhaben [81]

Probenbezeichnung	Prüf-temperatur [°C]	Dehngrenze R _{p0,2} [MPa]	Dehngrenze R _{p1,0} [MPa]	Zugfestigkeit R _m [MPa]	Elastizitätsmodul [MPa]	Bruchdehnung A [%]	Brucheinschnürung Z [%]
							Einzelwert
A2.1	20	237		575	190200	76	84
A2.4	20	237		579	198200	73	78
A1.M	100	182		460	184800	64	84
A3.4	100	209		472	185300	62	84
A3.6	200	183		419	186700	55	85
A2.3	200	176		420	189900	55	87
A1.1	300	272		403	190000	48	83
A2.M	300	146		390	191700	51	85

In Bild 3.10 ist der Verlauf der technischen Fließkurven bei RT dargestellt, in Bild 3.11 der Verlauf bei RT, 270 °C und 350 °C.

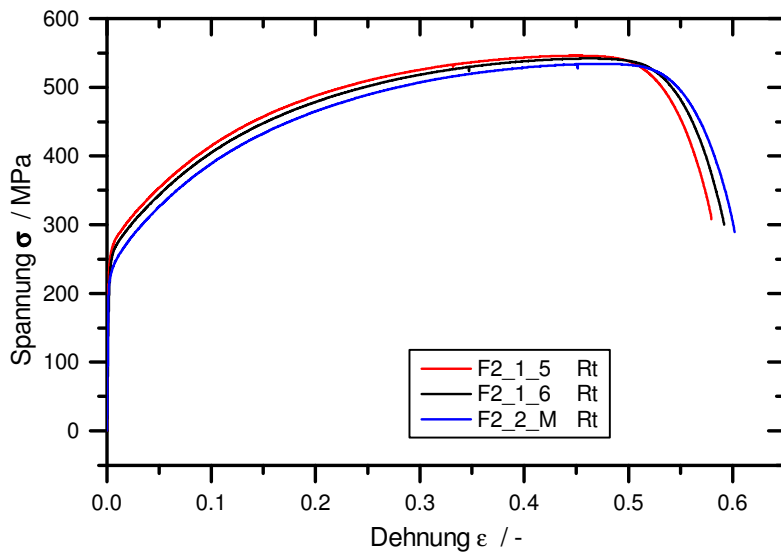


Bild 3.10: Verlauf der technischen Fließkurve für X6CrNiNb18-10 bei RT

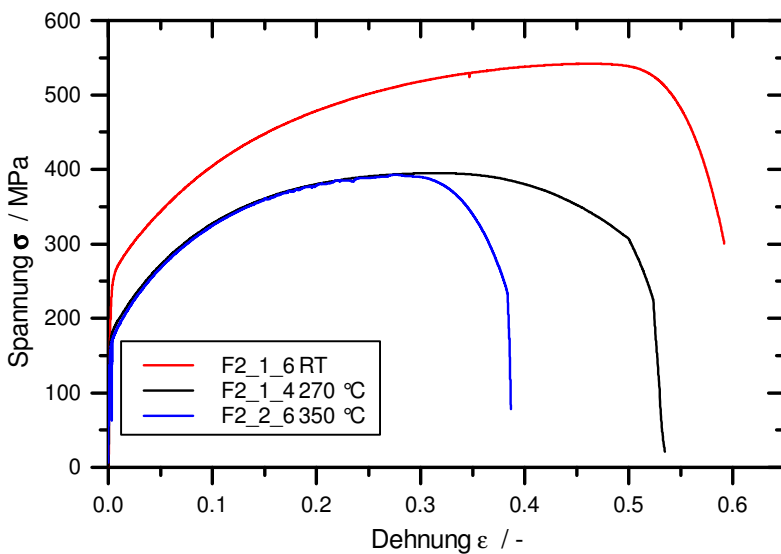


Bild 3.11: Verlauf der technischen Fließkurve für X6CrNiNb18-10 bei RT, 270 °C und 350 °C

Zusätzlich zur Bestimmung des E-Moduls aus dem Zugversuch wurde für den Temperaturbereich von RT bis 400 °C ein Impulserregungsverfahren mit Frequenzanalyse (Grindosonic-Gerät) eingesetzt, das eine dynamische Ermittlung des E-Moduls ermöglicht. Aus [Bild 3.12](#) wird ersichtlich, dass Werte aus dem Impulserregungsverfahren eine relativ geringe Streuung aufweisen und sehr gut reproduzierbar sind.

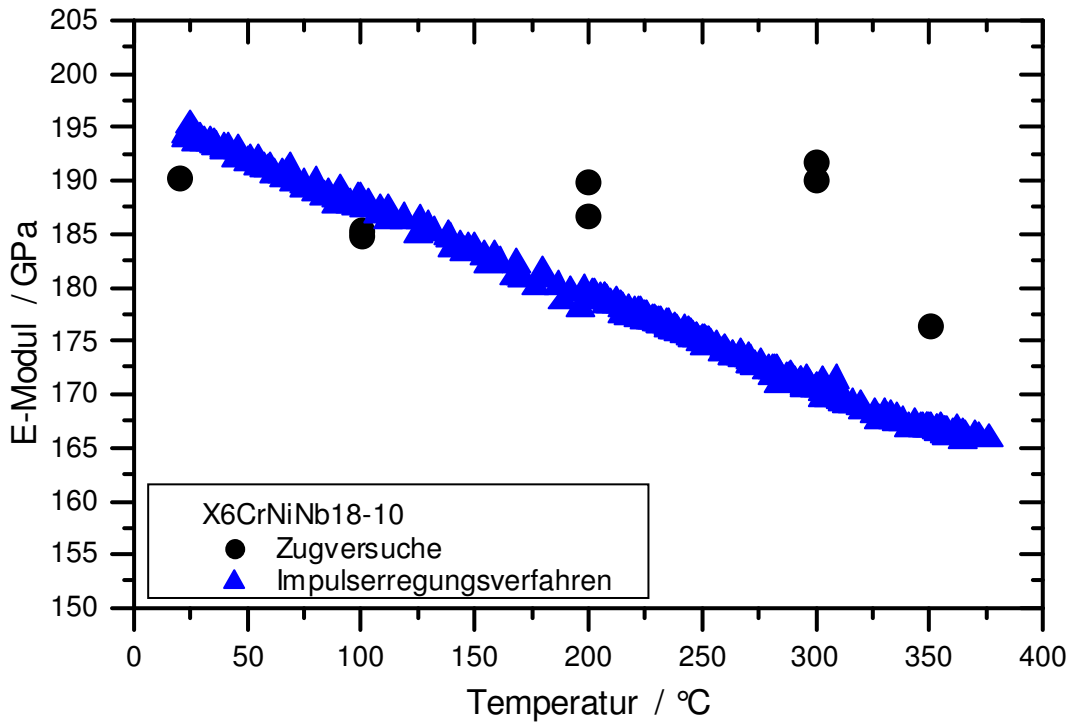


Bild 3.12: E-Modul in Abhängigkeit der Temperatur für den Werkstoff X6CrNiNb18-10

Ergänzend zu den Untersuchungen in [81] wurde zur Beurteilung der Werkstoffhomogenität auf zwei zueinander senkrechten Durchmessern eine Härteprüfung nach Vickers HV10 gemäß DIN EN ISO 6507-1 [79] durchgeführt. Die Härte wurde dabei auf zwei senkrechten Durchmessern im Bereich ± 35 mm von der Mitte des Stabstahles aus gemessen, Bild 3.13. Der Stabstahl kann über den betrachteten Durchmesserbereich daher als homogen angesehen werden.

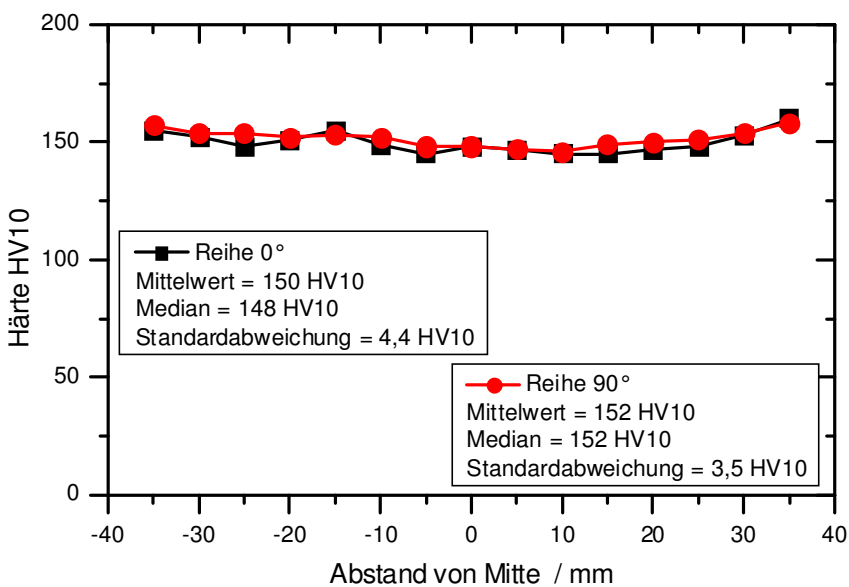


Bild 3.13: Härteverteilung über Stabstahldurchmesser

In Bild 3.14 bis Bild 3.18 ist das Gefüge an drei Entnahmepositionen des Stabstahles dargestellt. Mit zunehmender Entfernung vom Stabstahlrand nimmt der Delta-Ferrit Anteil zu, sichtbar als perlschnurartige Aneinanderreihung in den großen Austenitkörnern. Bei einer 500 fachen Vergrößerung sind vereinzelt Ausscheidungen in Form von Niobkarbiden zu erkennen.

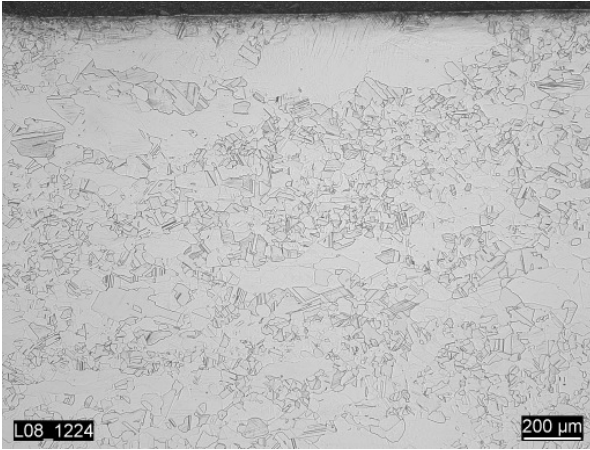


Bild 3.14: aus Abschnitt F3, 50x, längs, außen

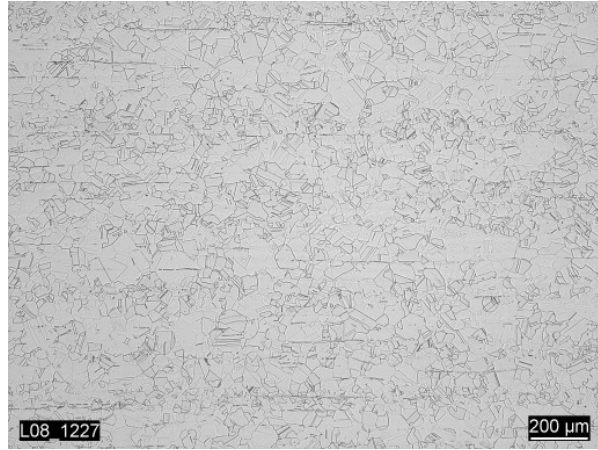


Bild 3.15: aus Abschnitt F3, 50x, längs, 20 mm von Außenkante



Bild 3.16: aus Abschnitt F3, 50x, längs, Stabstahlmitte

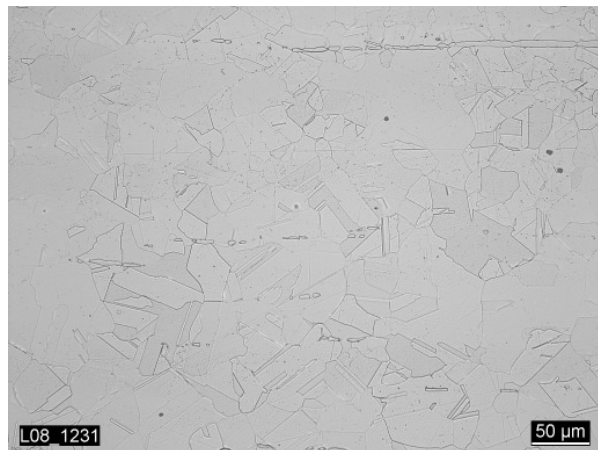


Bild 3.17: aus Abschnitt F3, 200x, längs, Stabstahlmitte

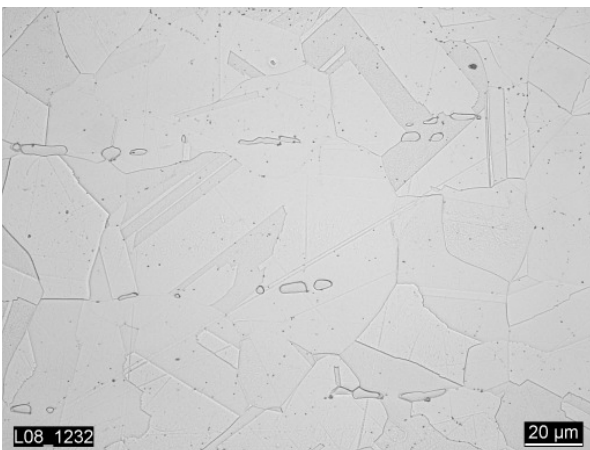


Bild 3.18: aus Abschnitt F3, 500x, längs, Stabstahlmitte

4 Versuchsprogramm zur Schwingfestigkeit, LCF-Versuche

LCF-Versuche werden einachsig unter Zug-/ Druck-Wechselbelastung mit zylindrischen Vollproben, zweiachsig unter reiner Torsionsbelastung mit zylindrischen Vollproben und mit zylindrischen Hohlproben für die kombinierten Belastungen durchgeführt.

4.1 Probenformen und Versuchsdurchführung

In diesem Abschnitt werden die verwendeten Probenformen und Maschinen sowie die Versuchsdurchführung kurz vorgestellt. Für die einachsigen Versuche stehen dazu Vorgaben beispielsweise in [82] bis [84]. Weitere wichtige Prüfnormen werden im jeweiligen Abschnitt mit vorgestellt.

4.1.1 Zyklische Versuche mit einachsiger Beanspruchung

Die verwendete Probengeometrie ist in Bild 4.1 dargestellt. Die Proben hatten einen zylindrischen Messbereich von 20 mm Länge bei einem Durchmesser von 8 bis 12 mm. Die Oberflächen wurde mit abnehmender Körnung bis hin zur Verwendung einer 1 μm Diamantpaste poliert.

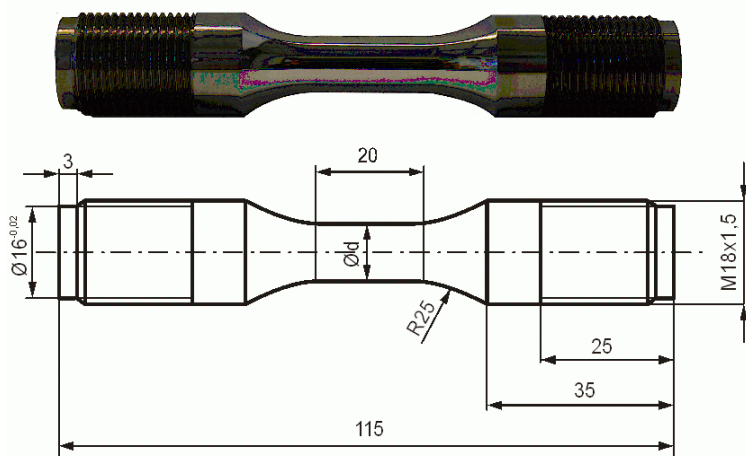


Bild 4.1: Probengeometrie einachsige Schwingversuche

Die einachsigen Schwingversuche wurden auf einer servo-hydraulischen Prüfmaschine (Fa. Schenck, 100 kN) durchgeführt, bei den Versuchen bei höheren Temperaturen wurde ein Ofen der Fa. ATS mit Mehrzonen-Regelung verwendet, Bild 4.2.



Bild 4.2: Prüfstand für einachsige Schwingversuche

Die Regelung der dehnungskontrolliert durchgeführten Schwingversuche erfolgte über eine klassische PID-Regelung, wobei der Messaufnehmer die zu regelnde Dehnung lieferte. Als Messaufnehmer wurde ein Clip Gauge der Fa. MTS mit einer Messlänge von 20 mm verwendet. Während der Versuche wurden über ein Computerprogramm Kraft, Dehnung, Weg der Traverse sowie der Sollwert der Dehnung aufgezeichnet. Die Daten der einzelnen Hystereseschleifen wurden in nummerierten Dateien abgespeichert, wobei die Anzahl der aufgezeichneten Hystereseschleifen wählbar war. Wenn möglich wurden die ersten zehn Schleifen eines Versuches vollständig aufgezeichnet, danach wurde nur noch jede zehnte Schleife gespeichert. Wurde der Versuch bei höheren Temperaturen durchgeführt, wurde die Probe im Mehrzonen-Ofen auf die gewünschte Temperatur von 288 °C bzw. 350 °C erwärmt. Die Temperaturüberwachung erfolgte durch auf der Probenoberfläche angebrachte Thermolemente über die gesamte Versuchsdauer. Die Versuchsdurchführung erfolgte gemäß [37]. Die Frequenz der aufgetragenen Belastung betrug $f=0,2$ Hz, wobei die ersten Schwingspiele zur besseren Steuerung mit einer

Frequenz $f=0,04$ Hz durchgeführt wurden. Die Probenbelastung erfolgte sinusförmig. Als Abschaltkriterium wurde eine untere Lastgrenze definiert. Sobald die erforderliche Kraft eine untere Grenze unterschritt, wurde der Versuch gestoppt. Im Normalfall war die Probe dann noch nicht getrennt. Die Abschaltgrenze der Maschine wurde zwischen 4 kN und 5 kN variiert, sie liegt damit in jedem Fall deutlich unterhalb der nötigen Lastabfallgrenzen für das Anrisskriterium von 25 % Lastabfall, vgl. Kapitel 2.5. Die Regelung der kraftkontrollierten Versuche erfolgte über eine MTS Kraftmessdose, welche am oberen Ende des Einspanngestänges angebracht ist. Bei einigen der kraftkontrollierten Versuche wurde zusätzlich der Verlauf der Längsdehnung in Abhängigkeit der Schwingenspielzahl aufgezeichnet. Alle Versuche wurden in Luftumgebung durchgeführt.

4.1.2 Zyklische Versuche mit zweiachsiger Beanspruchung

Für die Versuche unter reiner Torsionsbeanspruchung wurden zylindrische Vollproben verwendet, Bild 4.3. Die Probenfertigung erfolgte entsprechend Kapitel 4.1.1, wobei die Oberfläche in drei unterschiedlichen Qualitäten vorlag (FG – feingedreht; CP - chemisch poliert; MP - mechanisch poliert).

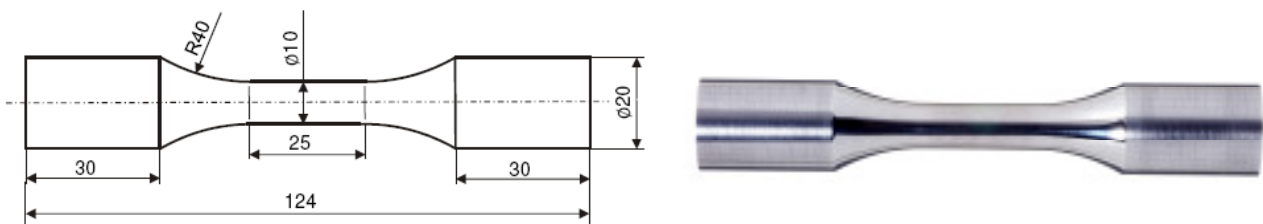


Bild 4.3: Geometrie der Torsionsproben bei reiner Torsionsbeanspruchung
(kraftschlüssige Einspannung mittels Backenfutter)

Versuchsparameter war die Drehwinkelamplitude für die dehnungskontrollierten (drehwinkelkontrollierten) Versuche oder das Torsionsmoment für die spannungskontrollierten. Bis auf Torsionsversuche mit sehr großen plastischen Dehnungen wurden alle Versuche bei Raumtemperatur mit einer Frequenz von $f = 1$ Hz geprüft. Eine komplette Übersicht der durchgeführten Versuche findet sich in Kapitel 5.4 und im Anhang 2. Durchgeführt wurden die Versuche auf einer hydraulischen Torsionsmaschine der Fa. Schenk, Bild 4.4. Diese ermöglicht eine längskraftfreie Montage der Probe.

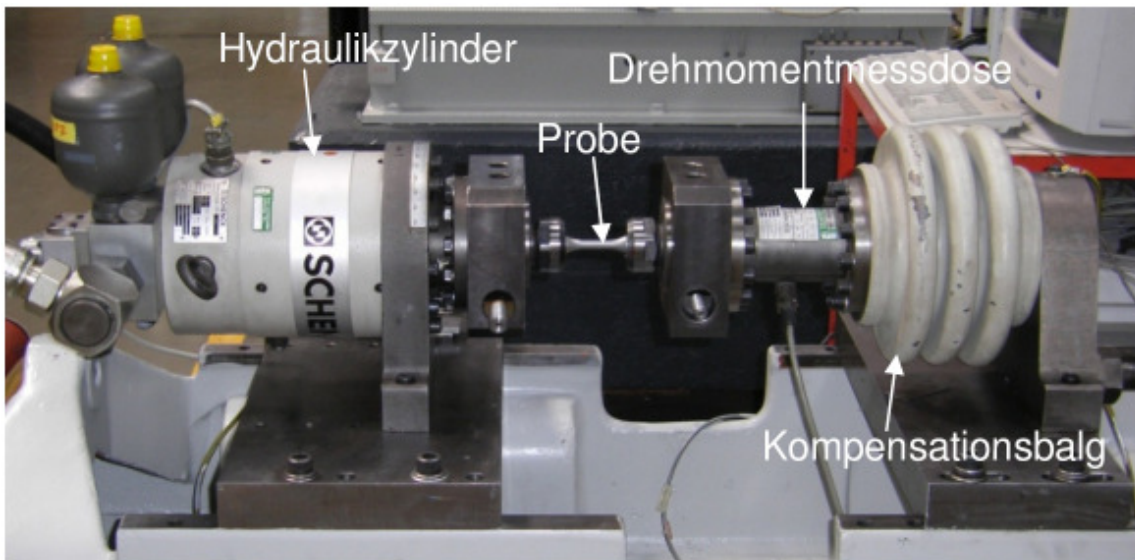


Bild 4.4: Torsionsprüfstand für zylindrische Vollproben

Die Messung des Drehwinkels erfolgt am Hydraulikzylinder und ist für die durchgeführten Versuche die Regelgröße der Maschine. Während des Versuchs werden als Messwerte das Torsionsmoment und der Drehwinkel aufgezeichnet. Die Ausgabe erfolgt zum einen in Form einer Datei, welche die Extremwerte für das Torsionsmoment und den Drehwinkel jedes Schwingspiels enthält und zum anderen wird die Hystereseschleife jedes zehnten Schwingspiels in einer separaten Datei ausgegeben.

4.1.3 Zyklische Versuche mit überlagerten Belastungen

Für die Versuche mit überlagerter Zug-Torsion Beanspruchung (TT: Tension-Torsion Versuche) wurden zylindrische Hohlproben, die an den Enden konisch in einen Vierkant übergehen, verwendet, siehe Bild 4.5. Dabei handelt es sich um dünnwandige Hohlzylinder, bei denen die Spannungen über den Querschnitt als konstant angenommen werden dürfen, wie sie in ähnlicher Form schon von [34], [42]-[44], [49], [54], [55], [85] verwendet wurden. Die Probenfertigung erfolgte entsprechend Kapitel 4.1.1. Die Versuche wurden auf der MTS Tension-Torsion Prüfmaschine nach [86] bei RT als auch bei 288 °C, mittels einer von innen wassergekühlten Induktionsspule erhitzt, durchgeführt, Bild 4.6. Die Prüfmaschine zeichnet sich dadurch aus, dass eine zyklische Torsionsbeanspruchung beliebig mit einer zyklischen Längskraft, durch zwei getrennte Steuerkanäle, kombiniert werden kann. Da im LCF-Bereich geprüft wird, erfolgen die Versuche dehnungs- und schiebungskontrolliert.

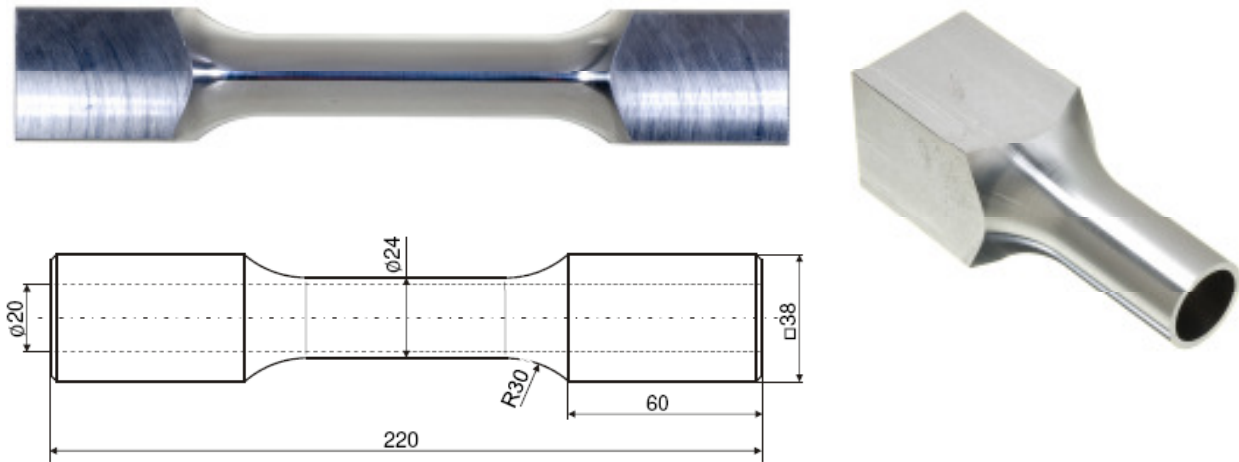


Bild 4.5: Geometrie der Hohlproben für die Versuche mit überlagerter Beanspruchung

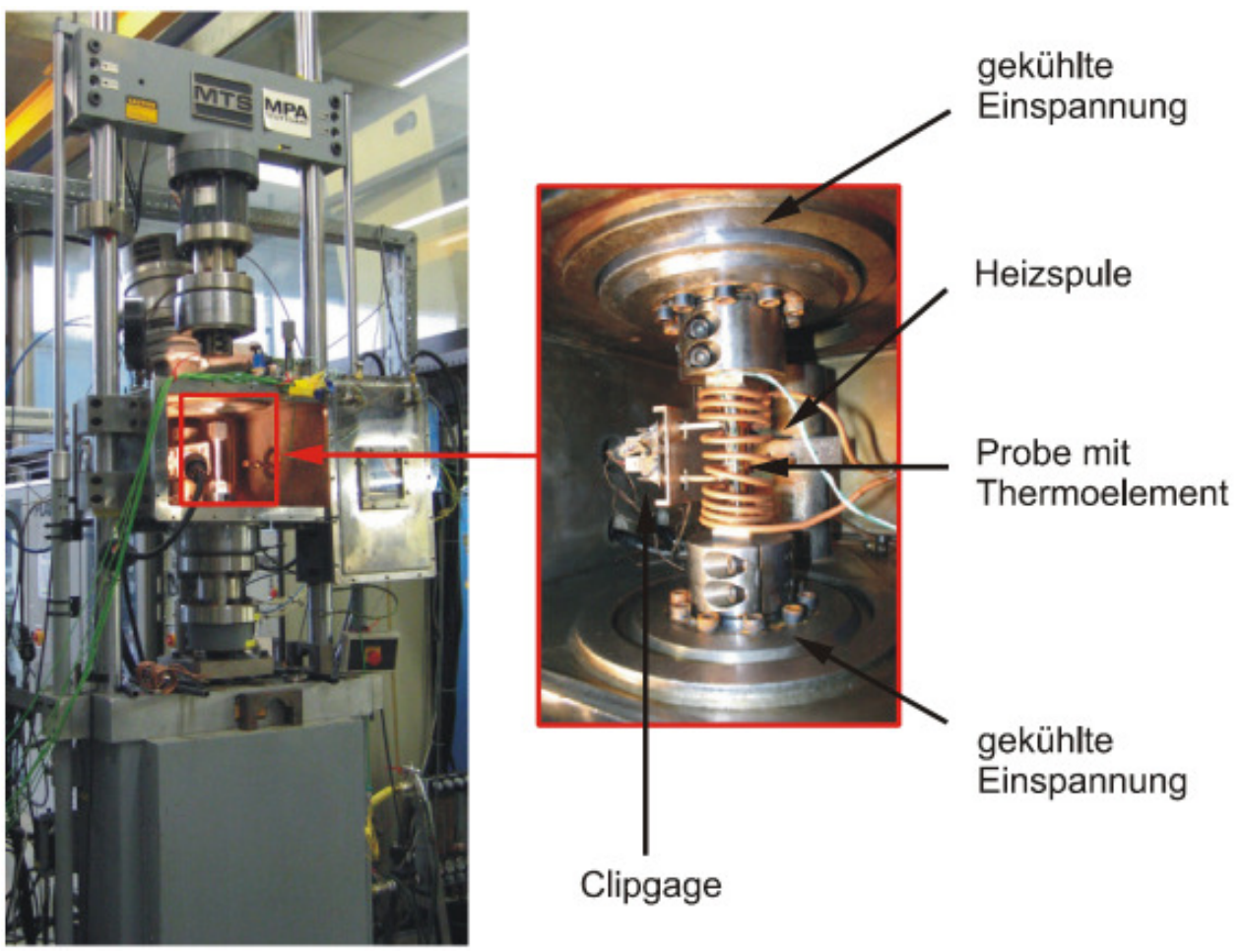


Bild 4.6: Prüfstand für TT (Tension-Torsion) Versuche mit zylindrischen Hohlproben

Geregelt werden können Längenänderungen in Umfangs- als auch in Längsrichtung, Längskraft sowie Torsionsmoment und die Versuchstemperatur. Der Steuerung wurden die Dehnungsamplituden (alternativ auch Kraftamplituden), die Frequenz, die Vorlaufzeit (bei Phasenverschiebung von Längskraft und Torsionsmoment) und die Temperatur vorgegeben. Die Längenänderungen in Längs- und Umfangsrichtung wurden mit Hilfe

eines MTS-Clippages für TT aufgenommen und der Regelung zugeführt, Bild 4.7. Gemessen werden über den TT-Clip die Verdrehung der Berührungspunkte in Umfangsrichtung Δl_u und ihre Verschiebung in Längsrichtung Δl_a . Daraus lassen sich die Regelgrößen Dehnung und Schiebung bestimmen:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l_a}{50 \text{ mm}} \quad \text{Gl. 4-1}$$

für kleine Schiebungen:

$$\gamma = \frac{\Delta l_u}{50 \text{ mm}} \quad \text{Gl. 4-2}$$

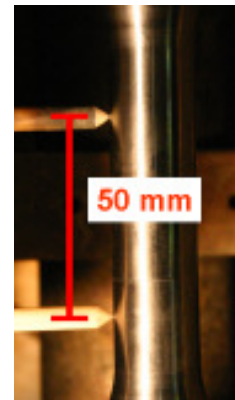


Bild 4.7: Probe mit aufgesetztem TT-Clip

Die Messung der Proben temperatur erfolgte über ein auf der Probenmitte fixiertes Thermoelement. Untersuchungen zur Temperaturverteilung auf der Probenoberfläche ergaben eine in Umfangsrichtung homogene Temperaturverteilung. In Längsrichtung ergaben sich am Rand des Messbereichs Temperaturgradienten infolge der Wärmeableitung in die gekühlte Einspannung.

5 Ergebnisse der LCF-Versuche

Vorgestellt werden die Ergebnisse aller variierten Parameter sortiert nach Werkstoff und Belastungsart, also einachsig sowie zweiachsig entweder durch reine Torsion oder einer Überlagerung aus Zug und Torsion.

5.1 Ergebnisse der einachsigen Versuche am ferritischen Stahl

5.1.1 Versuche mit dehnungskontrollierter rein wechselnder Belastung

Die dehnungskontrollierten, rein wechselnden Schwingversuche $\left(R_\varepsilon = \frac{\varepsilon_U}{\varepsilon_O} = -1 \right)$ wurden mit Dehnungsamplituden $\varepsilon_a = 0,2\%$ bis $0,7\%$ bei RT, bei 288 °C und bei 350 °C durchgeführt. Die Versuchsdaten und die ermittelten Schwingspielzahlen bei Anriss und bei Bruch sind in Tabelle 5.1 zusammengestellt. Bild 5.1 zeigt beispielhaft für Versuch 92.B.2 den Kraftverlauf (Minimal- und Maximalwert) und den zugehörigen Dehnungsverlauf über der Schwingspielzahl. In Bild 5.2 sind beispielhaft drei Hystereseschleifen passend zu Bild 5.1 mit der charakteristischen Abnahme der Spannungsamplitude bei Anriss dargestellt.

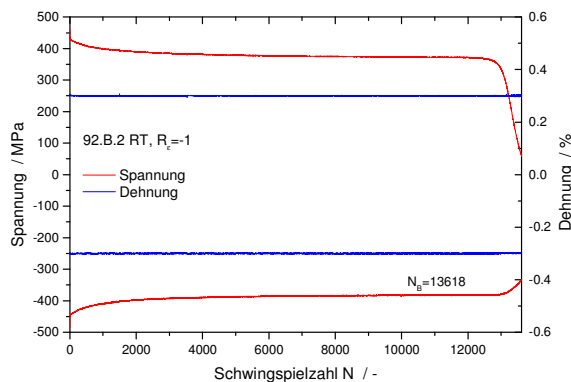


Bild 5.1: Ober- und Unterspannung sowie Dehnungsverlauf

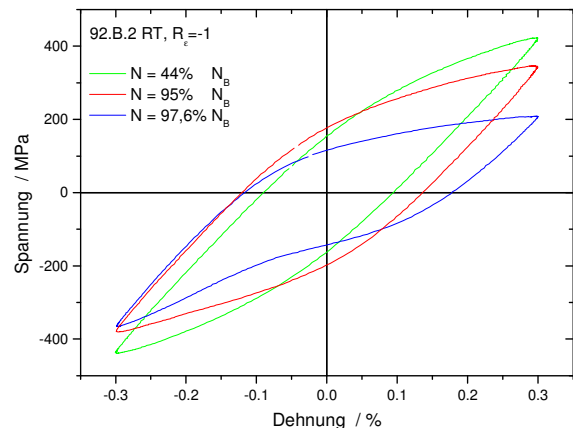


Bild 5.2: Verlauf der Hystereseschleifen

Tabelle 5.1: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit rein wechselnder Beanspruchung ($R_{\epsilon}=-1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Dehnungsamplitude ϵ_a [%]	Spannungsamplitude σ_a ³⁾ [MPa]	Schwingspielzahl N			Proben-durchmesser [mm]
				Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	Bruch	
92.9.21	RT	0,30	633	25245	26178	29736	12
92.11.Q1	RT	0,30	633	25647	26533	28659	12
92.B.2	RT	0,30	633	13094	13308	13618	10
92.B.5	RT	0,30	633	20215	21095	23201	10
92.9.17	RT	0,35	738,5	17165	17800	17868	12
92.9.2	RT	0,40	844	8751	9057	9826	12
92.9.3	RT	0,40	844	6973	7119	7364	12
92.9.5	RT	0,40	844	10972	11204	11664	12
92.9.20	RT	0,40	844	6692	6957	7568	12
92.C.5	RT	0,45	949,5	8240	8475	9048	10
92.C.9	RT	0,45	949,5	6227	6426	6753	10
92.9.11	RT	0,50	1055	2929	3024	3149	12
92.9.19	RT	0,50	1055	2663	2786	2850	12
92.9.18	RT	0,60	1266	2436	2623	2961	12
92.D.13	288 °C	0,20	388	83472	86108	94534	10
92.11.Q5	288 °C	0,20	388	63459	63682	64320	12
92.10.25	288 °C	0,20	388	45820	46984	48094	12
92.10.24	288 °C	0,25	485	24155	25675	29996	12
92.12.Q1	288 °C	0,25	485	25.873	27015	27312	12
92.C.8	288 °C	0,30	582	15794	16384	20611	10
92.D.16	288 °C	0,30	582	13295	13630	14563	10
92.9.8	288 °C	0,40	776	4099	4263	5057	12
92.9.22	288 °C	0,40	776	4670	4804	5272	12
92.D.9	288 °C	0,40	776	7658	7856	8172	10
92.C.10	288 °C	0,45	873	4050	4069	4108	10
92.D.2	288 °C	0,70	1358	1380	1414	1463	10
92.D.10	350 °C	0,25	470	19095	19238	19423	10
92.10.21	350 °C	0,25	470	33471	33784	34081	12
92.B.4	350 °C	0,25	470	17600	18450	23232	10
92.12.Q2	350 °C	0,25	470	19000	19461	24156	12
92.C.6	350 °C	0,30	564	12851	13266	15195	10
92.10.22	350 °C	0,30	564	6360	10452	10992	12
92.9.24	350 °C	0,40	752	5895	6056	6285	12
92.12.Q3	350 °C	0,40	752	3720	3976	4500	12
92.C.3	350 °C	0,45	864	2790	2881	2940	10
92.D.1	350 °C	0,70	1316	1008	1035	1087	10

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

³⁾ Linear-elastisch berechnet mit ϵ_a und mit E-Modul 211000 MPa bei RT, mit E-Modul 194000 MPa bei 288 °C und mit E-Modul 188000 MPa bei 350 °C (KTA 3201.1, Anhang AP)

Die für die Anrisschwingspielzahl N_A in Bild 5.3 eingetragenen Ergebnisse bei RT zeigen im Rahmen der bei LCF Versuchen üblichen Streuungen eine sehr gute Übereinstimmung mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-16, und ergänzen die an der MPA Universität Stuttgart vorliegenden Untersuchungsergebnisse. Mit eingetragen in Bild 5.3 ist die ASME Mittelwertskurve (Mean Data Curve, Gl. 2-15). Der Vergleich der im Versuch erzielten Anrisschwingspielzahlen N_A mit der Mittelwertskurve, Gl. 2-16, ist in Bild 5.4 dargestellt. Sämtliche Versuchsergebnisse liegen innerhalb der Grenzen eines Faktors von ± 2 . Üblicherweise wird noch ein Streubereich mit einem Faktor von ± 3 als gut bezeichnet [39]. Die Versuche bei RT mit dem Werkstoff 20MnMoNi5-5 bestätigen im untersuchten Bereich die Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 für niedriglegierte ferritische Stähle.

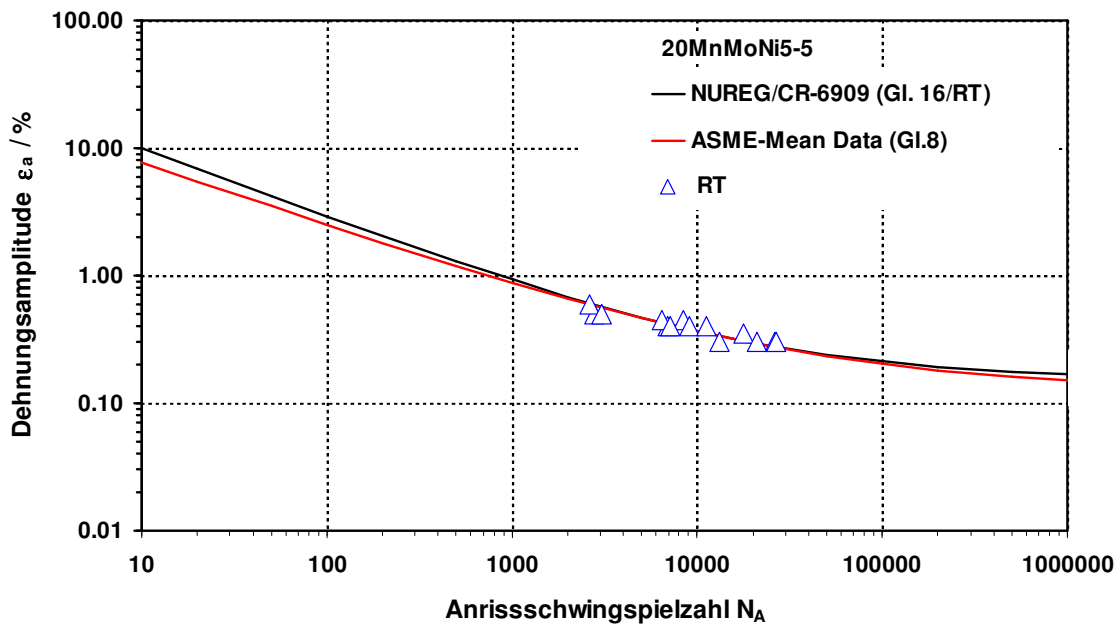


Bild 5.3: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit rein wechselnder Beanspruchung ($R_\varepsilon = -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT

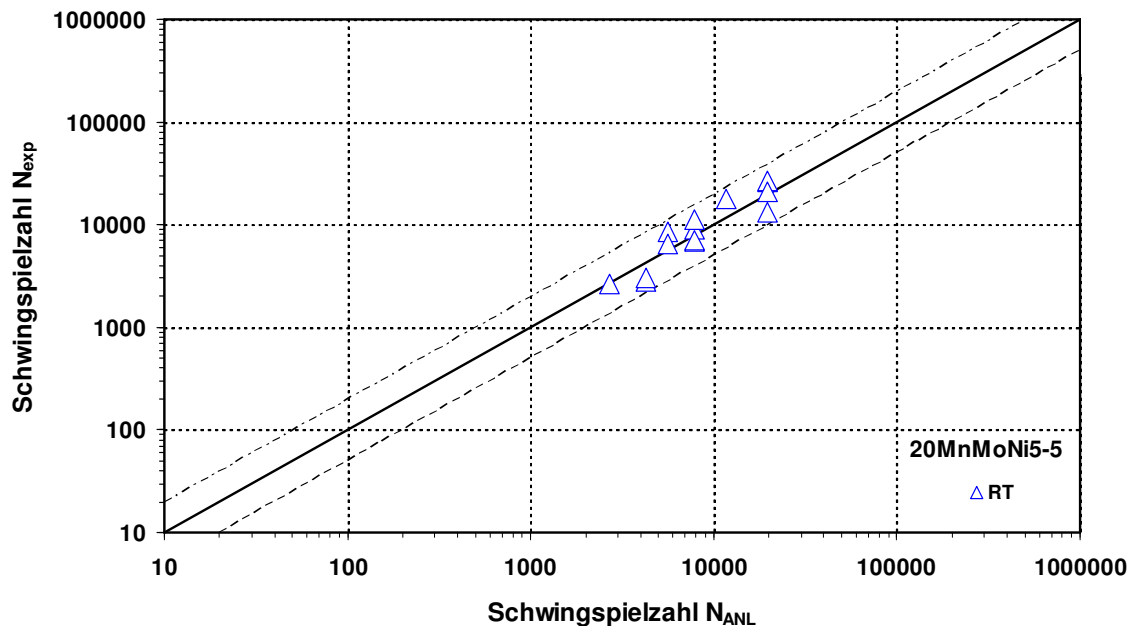


Bild 5.4: Vergleich der im Versuch erzielten Schwingspielzahlen mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-16

Die Versuchsdaten der bei Temperaturen von 288 °C und 350 °C durchgeführten Versuche sind ebenfalls in Tabelle 5.1 zusammengestellt. Die Ergebnisse für die Anrisschwingspielzahl N_A sind in Bild 5.5 dargestellt. Die Versuchsergebnisse bestätigen die Mittelwertskurve für niedriglegierte ferritische Stähle bei erhöhten Temperaturen gemäß NUREG/CR-6909, die entsprechend Gl. 2-17 für eine Temperatur von 300 °C mit in Bild 5.5 eintragen ist, ebenso wie die ASME Mittelwertskurve (Mean Data Curve, Gl. 2-15).

Der Vergleich der im Versuch erzielten Anrisschwingspielzahlen N_A mit der Mittelwertskurve, Gl. 2-17 ($T=300\text{ °C}$), ist in Bild 5.6 dargestellt. Auch hier liegen sämtliche Versuchsergebnisse innerhalb der Grenzen eines Faktors von ± 2 . Die Anrisschwingspielzahlen der Versuche bei erhöhter Temperatur liegen in der doppelt-logarithmischen Darstellung ($\epsilon_a - N$ Kurve) geringfügig unterhalb den Werten bei RT, Bild 5.5 und Bild 5.7.

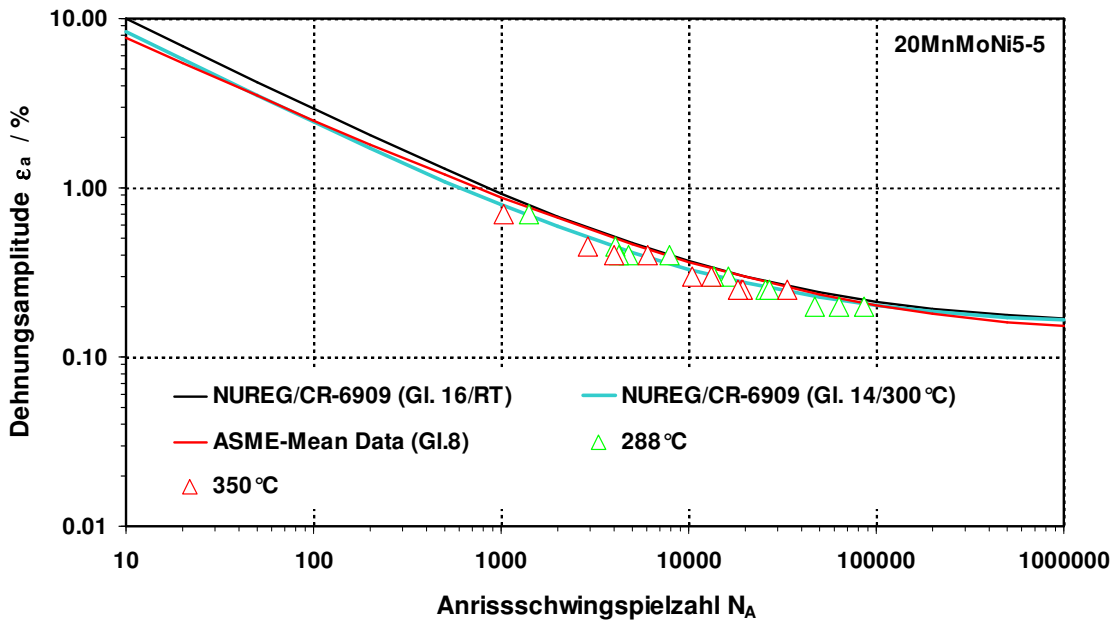


Bild 5.5: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit rein wechselnder Beanspruchung ($R_\epsilon = -1$), Werkstoff 20MnMoNi5-5, 288 °C und 350 °C

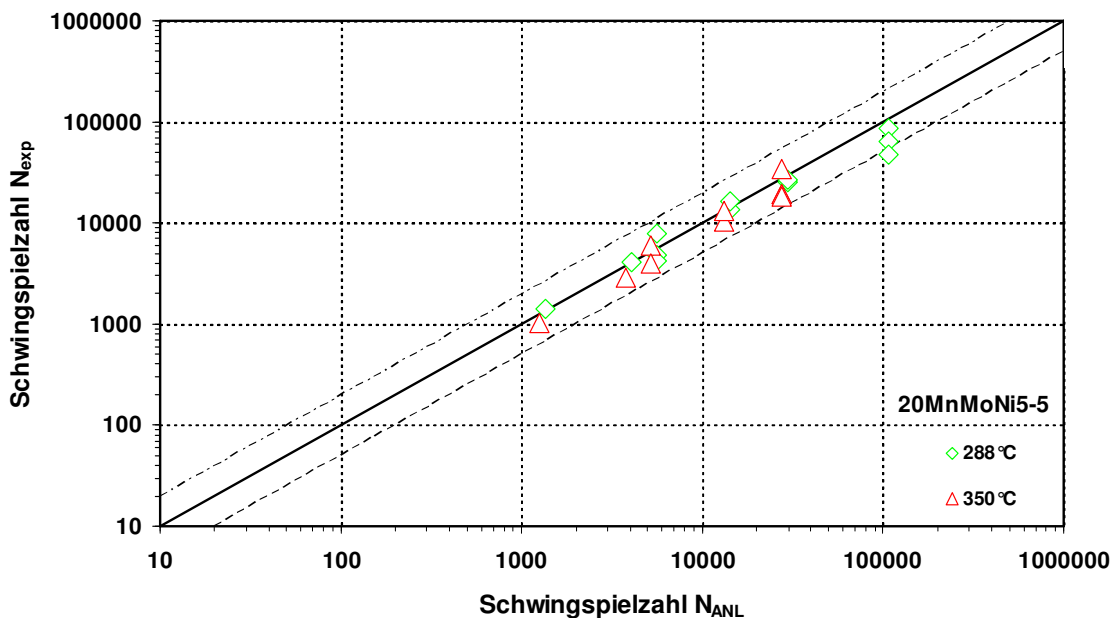


Bild 5.6: Vergleich der im Versuch erzielten Schwingspielzahlen (Bild 5.5) mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909

Zahlenmäßig betrachtet zeigen im Mittel die Versuche bei 288 °C eine Abnahme der Anrisschwingspielzahl von ca. 35 %; bei 350 °C eine Abnahme von ca. 50 % gegenüber der Anrisschwingspielzahl bei RT für vergleichbare Belastungshorizonte, Bild 5.8.

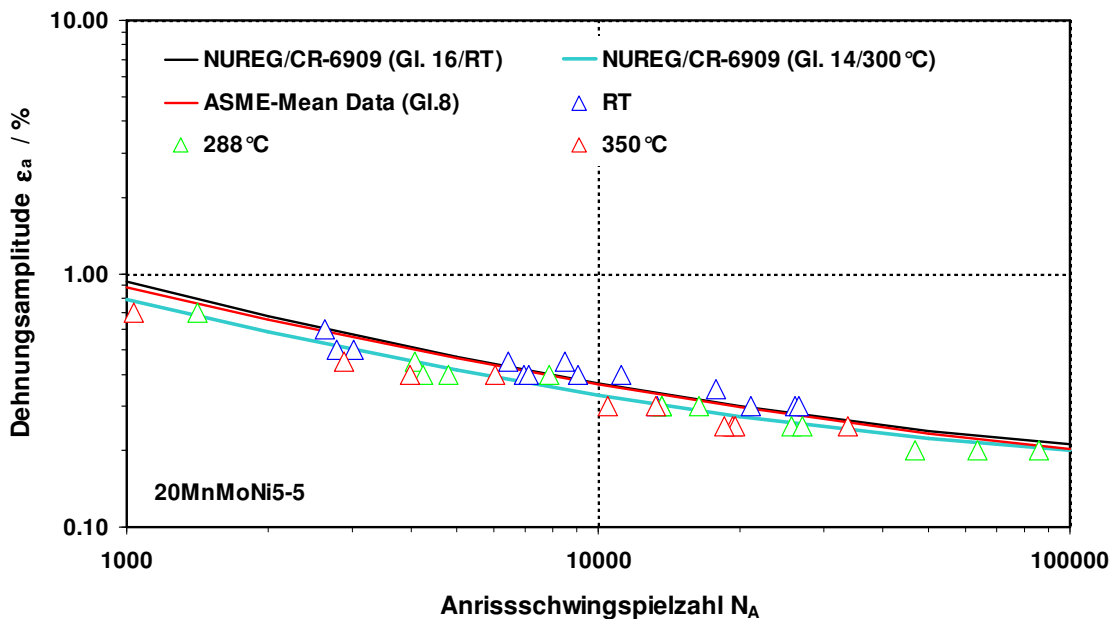


Bild 5.7: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit rein wechselnder Beanspruchung ($R_\epsilon = -1$), Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, 288 °C und 350 °C

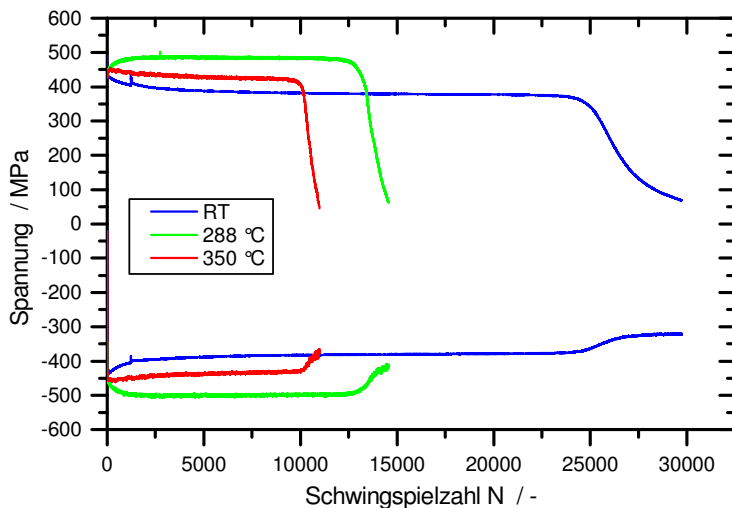


Bild 5.8: Werkstoffverhalten bei einer Dehnungsamplitude von $\epsilon_a = 0,3\%$ ($R_\epsilon = -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, 288 °C und 350 °C

Das Werkstoffverhalten zeigte für die bei RT durchgeführten Versuche bei allen verwendeten Dehnungsamplituden nach einer kurzen Einschwingphase mit starker Verfestigung zunächst eine deutliche Entfestigung, die dann in eine gleichmäßige, sehr langsame Entfestigung bis zum Anriss übergeht. Der Lastabfall am Ende der Lebensdauer

ist besonders auf der Zugseite deutlich ausgeprägt. Bild 5.9 zeigt den Verlauf von Ober- und Unterspannung über der auf die Anrisschwingspielzahl bezogenen Schwingenspielzahl (relative Lebensdauer). Bei 288 °C ist das Verhalten nicht eindeutig.

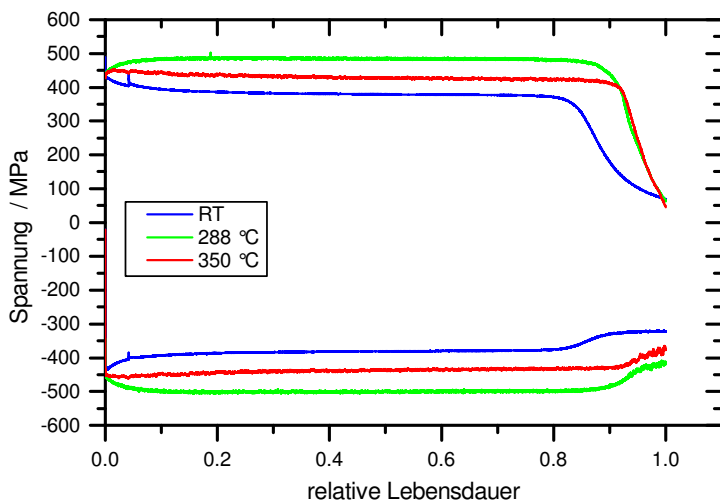


Bild 5.9: Werkstoffverhalten in Abhängigkeit der relativen Lebensdauer (Schwingenspielzahl N bezogen auf die Schwingenspielzahl N_A bei Anriss) $\varepsilon_a = 0,3\%$

Einer Phase der Verfestigung in der Einschwingphase schließt sich entweder eine stabile Phase oder eine verfestigende Phase mit anschließendem Anriss an. Bei größeren Dehnungsschwingbreiten zeigte sich stets eine Anfangsverfestigung, die anschließend in ein stabiles oder leicht verfestigendes Verhalten übergeht. Das Werkstoffverhalten bei 350 °C entsprach bzgl. des Ver- und Entfestigungsverhaltens dem Verhalten bei RT. Bei RT als auch bei erhöhter Temperatur waren die erforderliche Anfangslasten zum Erreichen der im Versuch als konstant eingestellten Dehnungsamplituden gleich, was sich auch aus dem Verlauf der Werkstofffließkurven ergibt, Bild 3.4 und Bild 3.5.

5.1.2 Einfluss von Mittelspannung und Mitteldehnung

Die Versuchsdaten und die Ergebnisse der mit Mitteldehnung ($R_\varepsilon > -1$) bei RT, 288 °C und 350 °C durchgeführten Versuche sind in Tabelle 5.2 zusammengestellt. Die Ergebnisse für die Anrisschwingspielzahl N_A sind in Bild 5.10 dargestellt. Die Versuchsergebnisse liegen innerhalb des engen Streubereichs (Faktor von ± 2 zur Mittelwertskurve) der mit $R_\varepsilon = -1$ durchgeführten Versuche. Die Lastverläufe der Versuche weisen anfangs asymmetrisches Verhalten auf, dann aber einen sehr schnellen Abfall der Lastwerte auf der Zugseite und genau symmetrische Lastverläufe auf, Bild 5.11. Dieses Verhalten lässt sich im überelastischen Bereich durch das Plastifizieren der Probe erklären, wodurch die Mitteldehnung nur in den Anfangszyklen in einer Mittelspannung resultiert. Danach ist der Versuchsablauf entsprechend dem bei rein wechselnder Versuchsdurchführung.

Tabelle 5.2: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Mitteldehnung ($R_{\epsilon} > -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	$R_{\epsilon} = \epsilon_U / \epsilon_0$	Dehnungsamplitude ϵ_a [%]	Spannungsamplitude σ_a [MPa] ³⁾	Schwingspielzahl N			Proben-durchmesser [mm]
					Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	Bruch	
92.D.7	RT	-0,2	0,30	633	20041	20750	23081	10
92.C.2	RT	-0,2	0,30	633	21850	22300	23776	10
92.9.07	RT	0,4	0,30	633	17276	17521	17895	12
92.10.18	RT	0,83	0,30	633	14726	15295	16233	12
92.D.8	RT	0,1	0,45	949,5	8251	8414	9130	10
92.D.3	288	-0,2	0,30	582	18775	19171	22107	10
92.D.6	288	-0,2	0,30	582	17834	18266	21718	10
92.D.14	288	0,1	0,45	873	4980	5074	5200	10
92.D.4	350	-0,2	0,30	564	10118	10560	11094	10
92.C.1	350	-0,2	0,30	564	8764	8985	9670	10
92.D.15	350	0,1	0,45	864	2750	2863	3303	10

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

³⁾ Linear-elastisch berechnet mit ϵ_a und mit E-Modul 211000 MPa bei RT, mit E-Modul 194000 MPa bei 288 °C und mit E-Modul 188000 MPa bei 350 °C (KTA 3201.1, Anhang AP)

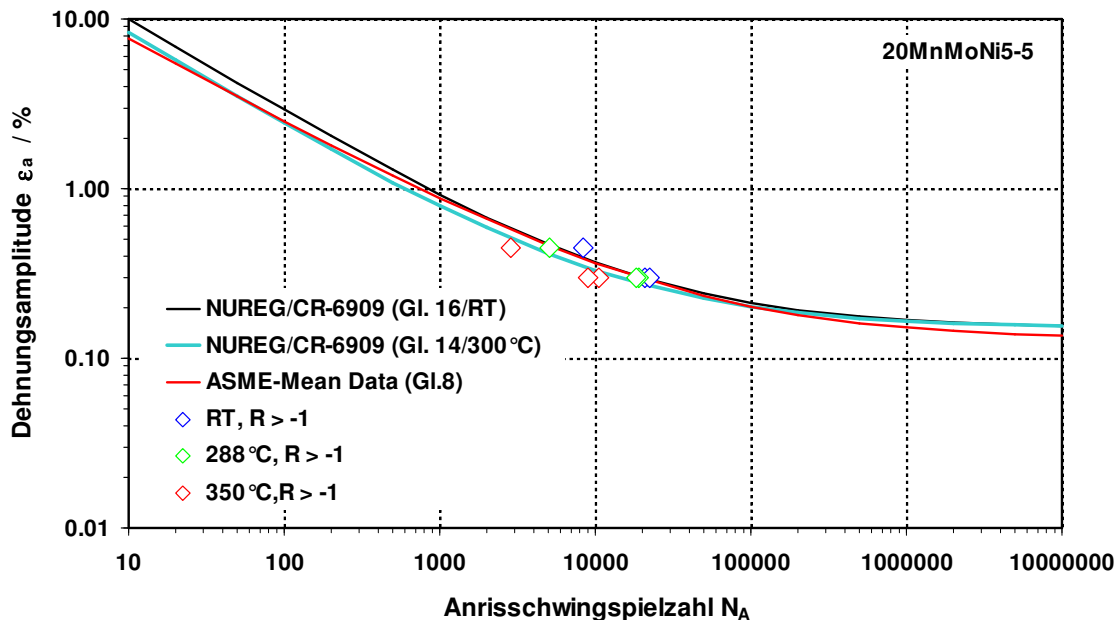


Bild 5.10: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Mitteldehnung ($R_{\epsilon} > -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, 288 °C und 350 °C

Die Ergebnisse der kraftkontrollierten Versuche mit Mittelspannung ($R \geq -1$) bei RT, 288 °C und 350 °C sind in Tabelle 5.3 und grafisch als Spannungsamplitude, berechnet aus der aufgetragenen Last und dem Probenquerschnitt (Probenquerschnitt bei Versuchsbeginn), über der Bruchschwingspielzahl N_B in Bild 5.12, dargestellt. Mit eingetragen in Bild 5.12 ist die Mittelwertskurve (Anrisschwingspielzahl N_A) gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-16. Bei vier Versuchen trat ausgeprägtes „Ratchetting“ (fortschreitende plastische Deformation) auf. Beispielhaft hierzu zeigt Bild 5.13 den Spannungs- und Längsdehnungsverlauf von Versuch 92.B.8. Der Verlauf der Dehnungsamplitude von ca. 0,29 % bei Versuchsbeginn bis auf 0,5 % bei Versuchsende (Bruch der Probe) sowie die stetige Zunahme der Mitteldehnung ϵ_m bis auf 0,65 % ist in Bild 5.14 dargestellt.

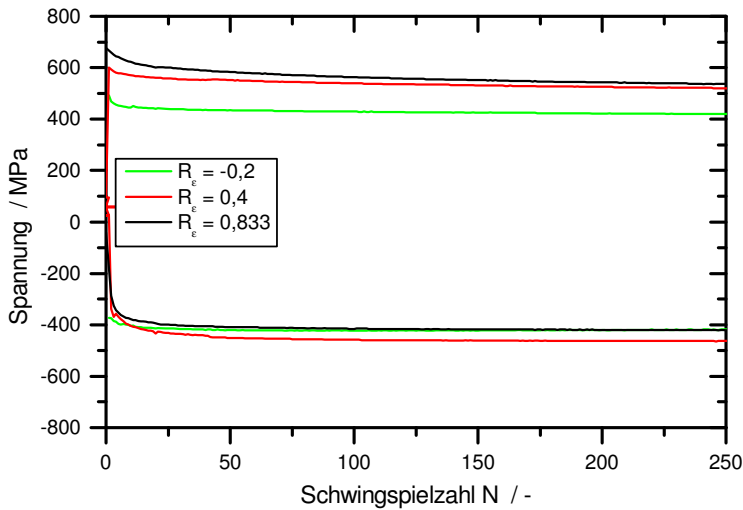


Bild 5.11: Verlauf der Spannung (jeweils Ober- und Unterwert) der dehnungskontrollierten Versuche 92.C.2, 92.9.07 und 92.10.18 bei RT

Tabelle 5.3: Ergebnisse der kraftkontrollierten Schwingversuche mit und ohne Mittelspannung ($R \geq -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	R = σ_u / σ_o	Mittelspannung σ_m [MPa]	Lastschwingsbreite ΔF [kN]	Spannungsamplitude σ_a [MPa]	Schwingspielzahl N bei Bruch	Proben Durchmesser [mm]	Bemerkung
92.C.13	RT	-0,767	63,7	- 33 / + 43	483,8	2937	10	Ausgeprägtes Ratchetting
92.C.19 ¹⁾	RT	-1,00	0	± 32,0	407,4	7261	10	Ausgeprägtes Ratchetting
92.9.09 ¹⁾	RT	-0,99	3,8	-41,8 / +42,4	372,2	44590	12	
92.C.24 ¹⁾	288	-1,00	0	± 41,5	528,4	2221	10	Ausgeprägtes Ratchetting
92.B.13	288	0	298,4	0 / + 30	298,4	111719	8	
92.C.31	288	0	298,4	0 / + 30	298,4	98143	8	
92.C.25	288	0	191	0 / + 30	298,4	268204	8	
92.C.12	288	0,1	280,1	+ 4 / + 40	229,2	139717	10	
92.C.18	288	-0,71	63,7	-25 / +35	382	49491	10	
92.C.26	350	0	298,4	0 / + 30	298,4	2522778	8	
92.C.27	350	0	318,3	0 / + 32	318,3	1651859	8	
92.C.28	350	0	308,4	0 / + 31	308,4	2266008	8	
92.C.30	350	0	318,3	0 / + 32	318,3	1314031	8	
92.B.8 ¹⁾	350	-1,00	0	± 37,5	477,5	6935	10	Ausgeprägtes Ratchetting

¹⁾ Versuch mit Dehnungsmessung

Bei den anderen Versuchen trat Ratchetting in geringerem Umfang auf, wie beispielhaft anhand von Versuch 92.9.09 in Bild 5.15 gezeigt. Die Dehnungsamplitude nahm hierbei von Versuchsbeginn bis Probenbruch von 0,24 % auf ca. 0,75 % zu und die Zunahme der Mitteldehnung $\Delta \epsilon_m$ betrug ca. 0,4 %, Bild 5.16.

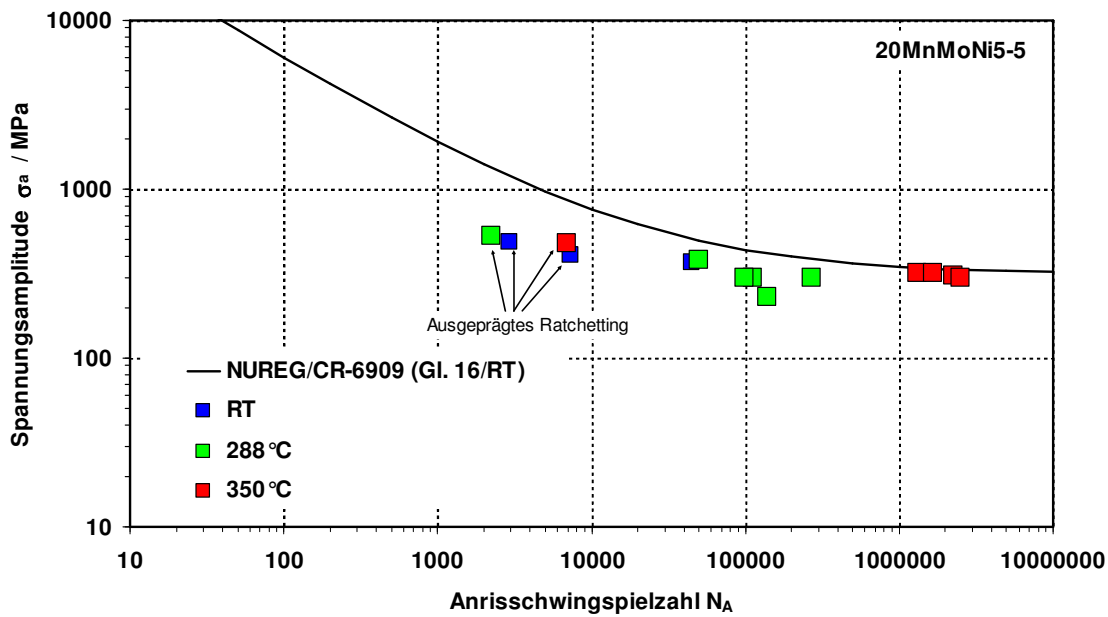


Bild 5.12: Ergebnisse der kraftkontrollierten Schwingversuche mit und ohne Mittelspannung ($R \geq -1$), Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, 288 °C und 350 °C

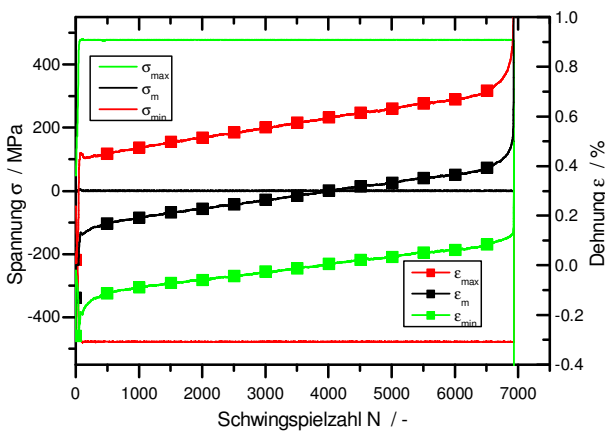


Bild 5.13: Verlauf von Spannung und Längsdehnung, 92.B.8, 350 °C

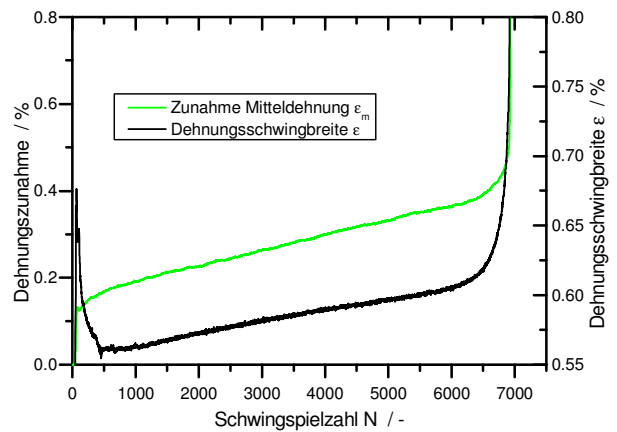


Bild 5.14: Verlauf von Dehnungsschwingbreite und Mitteldehnung, 92.B.8, 350 °C

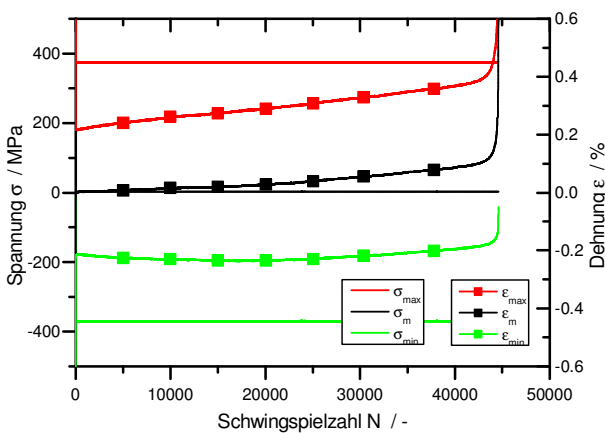


Bild 5.15: Verlauf von Spannung und Längsdehnung 92.9.09 bei RT

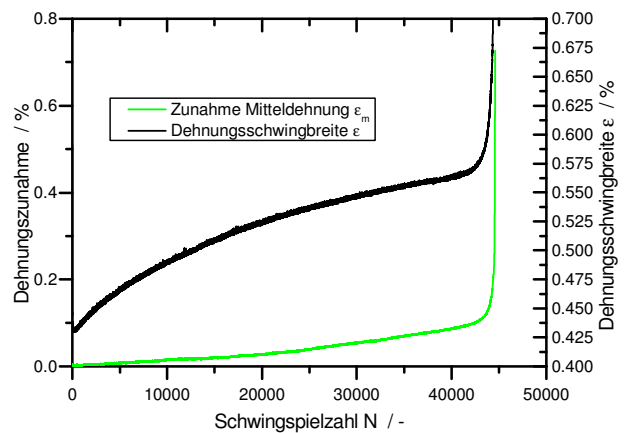


Bild 5.16: Verlauf von Dehnungsschwingbreite und Mitteldehnung 92.9.09 bei RT

Die kraftkontrollierten Versuche Bild 5.13 bis Bild 5.16 zeigen exemplarisch, dass bei Spannungsamplituden, bei denen aufgrund der Beanspruchungshöhe noch mit Wechselflast zu rechnen ist, ein direkter Vergleich mit den dehnungskontrollierten Versuchen auf Basis eines $\sigma_a - N$ Diagramms schwierig ist. Bei den dehnungskontrollierten Versuchen liegt über die gesamte Versuchslaufzeit eine konstante Dehnungsamplitude an, wobei sich die auftretende Spannung entsprechend dem Werkstoffverhalten erhöht oder erniedrigt (verfestigt oder entfestigt). Dagegen kann sich bei den kraftkontrollierten Versuchen eine zum Teil erhebliche Dehnungszunahme pro Schwingung ergeben. Da die Ursache für den Schädigungsmechanismus „Ermüdung“ die an der Probe aufgebrauchte Verformung bzw. Dehnung ist, bedeutet dies, dass auch im HCF Bereich, sofern plastische Verformungen auftreten wie im hier vorliegenden Fall z.B. im Bereich $> 10^5$ Schwingungen, dehnungskontrollierte Schwingversuche zur Beschreibung des Ermüdungsverhaltens in diesem Bereich besser geeignet sein können. In realen Bauteilen mit Übergängen und Kerben können lokal Plastifizierungen entstehen, obwohl die Nennspannungen unterhalb der Streckgrenze bleiben. Die angrenzenden Werkstoffbereiche verhalten sich somit elastisch und im plastifizierten Bereich entstehen nach Wegnahme der äußeren Last Eigenspannungen, die maximal die Streckgrenze erreichen können. Dieser lokale Bereich, in dem der erste Anriss entstehen wird, ist somit im weiteren Verlauf einer dehnungskontrollierten Wechselbelastung ausgesetzt. Eine Bewertung dieser Stelle hinsichtlich der zu erwartenden Schwingungszahl bis zum Anriss ist mit Versuchsdaten aus dehnungskontrolliert geprüften Proben aussagekräftiger. Werden die Versuche kraftkontrolliert durchgeführt, so ist insbesondere das Dehnungsverhalten (sofern an der Probe plastische Verformungen auftreten) der Proben zu ermitteln und bei der Bewertung des Ermüdungsverhaltens mit zu berücksichtigen, [81] und [87]. Da bei einigen Versuchen gemäß Tabelle 5.3 zusätzlich das Dehnungsverhalten mit aufgezeichnet wurde (üblicherweise werden bei kraftkontrollierten Versuchen nur Kraft und Weg bzw. Verschiebung gemessen), können die Ergebnisse dieser Versuche im $\varepsilon_a - N$ Diagramm dargestellt werden. Der Vergleich der Dehnungsamplitude zu Beginn der Versuche und bei Bruch der Probe mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-16 ist in Bild 5.17 gezeigt, wobei die bis Versuchsende aufsummierte Zunahme der Mitteldehnung (Ratchetting) mit angegeben ist. Bei den Versuchen trat bis zum Versuchsende eine Zunahme der Dehnungsamplitude ein.

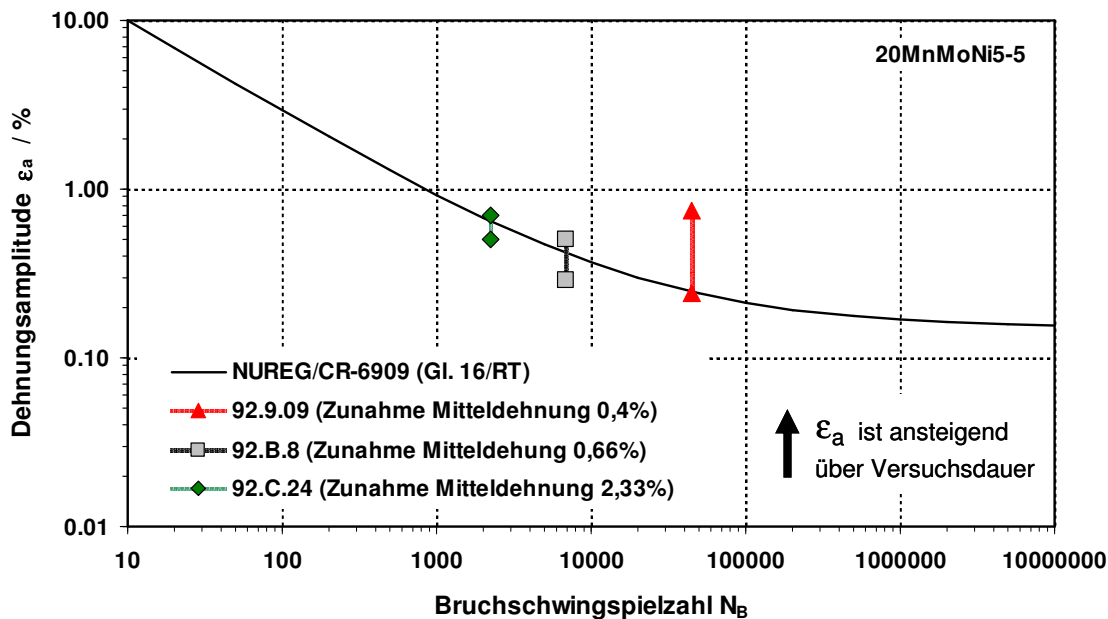


Bild 5.17: Ergebnisse kraftkontrollierter Schwingversuche ($R \geq -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, 288 °C und 350 °C

5.2 Ergebnisse der einachsigen Versuche am austenitischen Stahl

5.2.1 Versuche mit dehnungskontrollierter rein wechselnder Belastung

Die dehnungskontrollierten, rein wechselnden Schwingversuche $\left(R_\epsilon = \frac{\epsilon_U}{\epsilon_O} = -1 \right)$ wurden mit Dehnungsamplituden $\epsilon_a = 0,2$ bis $0,6$ % bei RT, 288 °C und 350 °C durchgeführt. Die Versuchsdaten und die ermittelten Schwingspielzahlen bei Anriss und bei Bruch sind in Tabelle 5.4 zusammengestellt. Die für die Anrisschwingspielzahl N_A in Bild 5.18 eingetragene Ergebnisse zeigen im Rahmen der bei LCF Versuchen üblichen Streuung eine sehr gute Übereinstimmung mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 [39] Gl. 2-12, die für den Temperaturbereich bis 400 °C gilt, und ergänzen die an der MPA Universität Stuttgart vorliegenden Untersuchungsergebnisse. Mit eingetragen in Bild 5.18 ist die ASME Mittelwertskurve (Mean Data Curve, Gl. 2-11). Der Vergleich der im Versuch erzielten Anrisschwingspielzahlen N_A mit der Mittelwertskurve, Gl. 2-12, ist in Bild 5.19 dargestellt. Sämtliche Versuchsergebnisse liegen innerhalb der Grenzen eines Faktors von ± 2 . Die Versuche mit dem austenitischen Werkstoff X6CrNiNb18-10 bestätigen im untersuchten Bereich die Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 für austenitische Stähle, wobei die Versuche bei RT zur sicheren Seite bewertet werden und die Versuche bei erhöhter Temperatur an der unteren Grenze liegen. Zahlenmäßig betrachtet zeigen im Mittel die Versuche bei 288 °C bei einer Dehnungsamplitude von 0,25 % eine Abnahme der Anrisschwingspielzahl um ca. 65 %; bei 350 °C eine Abnahme um ca. 75 % gegenüber der Anrisschwingspielzahl bei RT.

Tabelle 5.4: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit rein wechselnder Beanspruchung ($R_{\epsilon}=-1$) für den Werkstoff X6CrNiNb18-10

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Dehnungsamplitude ϵ_a [%]	Spannungsamplitude σ_a [MPa] ³⁾	Schwingspielzahl N			Proben Durchmesser [mm]
				Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	Bruch	
F2.7.4	RT	0,25	500	110240	111284	113379	11
F2.4.3	RT	0,25	500	106878	108565	111387	12
F2.3.2	RT	0,30	600	48905	49675	51783	12
F2.3.4	RT	0,30	600	52524	52812	52935	12
F2.3.5	RT	0,35	700	25167	25424	26200	12
F2.3.1	RT	0,40	800	11844	11897	11951	12
F2.7.5	288 °C	0,20	360	68490	70990	73934	11
F2.7.2	288 °C	0,20	360	85476	88372	94124	11
F10.M	288 °C	0,25	450	38320	39168	40052	11
F10.6	288 °C	0,30	540	27720	28297	29419	11
F2.6.3	288 °C	0,30	540	27482	27980	28827	11
F10.3	288 °C	0,50	900	7803	8026	8025	11
F10.5	350 °C	0,25	439	27012	27607	28226	11
F2.5.2	350 °C	0,30	526,5	18970	19730	21350	11
F2.5.3	350 °C	0,30	526,5	21510	21914	22603	10,5
F2.5.4	350 °C	0,40	702	9327	11085	11353	11
F2.7.M	350 °C	0,50	877,5	8073	8188	8559	11
F2.7.1	350 °C	0,60	1053	4840	4877	4994	11
F2.5.1	350 °C	0,60	1053	2800	3680	3795	11
F2.5.6	350 °C	0,60	1053	2373	3413	3436	10,5
F10.1	350 °C	0,30	526,5	n.b.	n.b.	21648	11,5

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

³⁾ Linear-elastisch berechnet mit ϵ_a und mit E-Modul 200000 MPa bei RT, mit E-Modul 180000 MPa bei 288 °C, mit E-Modul 175500 MPa bei 350 °C (KTA 3201.1, Anhang AP)

Bei einer Dehnungsamplitude von 0,3 % verringern sich diese Werte auf 45 % bzw. 55 % und ab einer Dehnungsamplitude von > 0,4 % ist kein Einfluss der Temperatur auf die Anrisschwingspielzahlen mehr feststellbar.

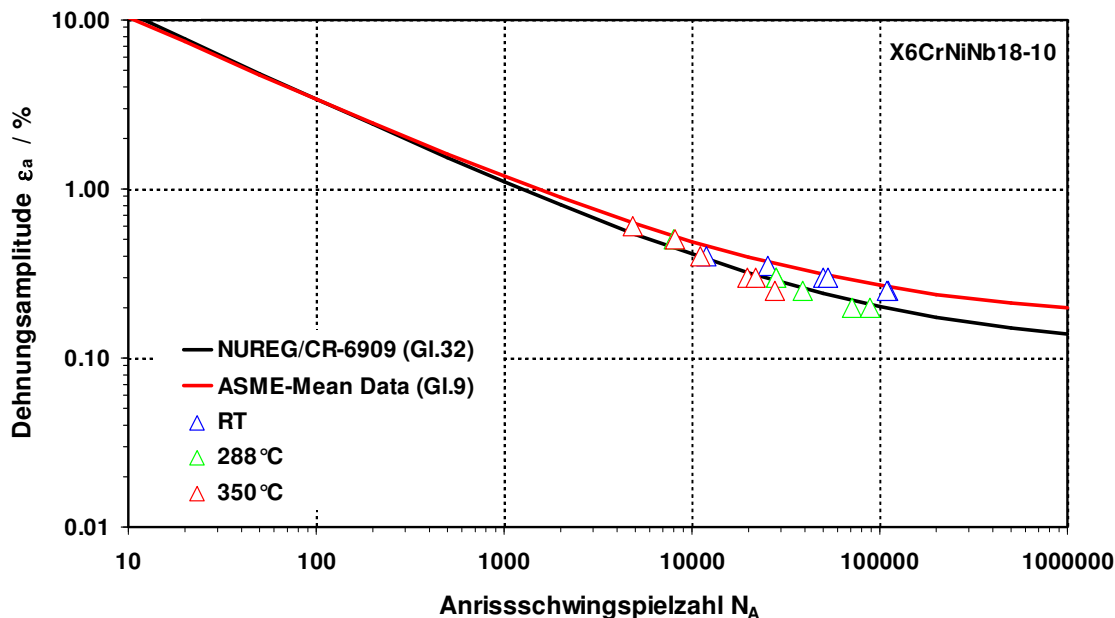


Bild 5.18: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit $R_{\epsilon} = -1$ für den Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT, 288 °C und 350 °C

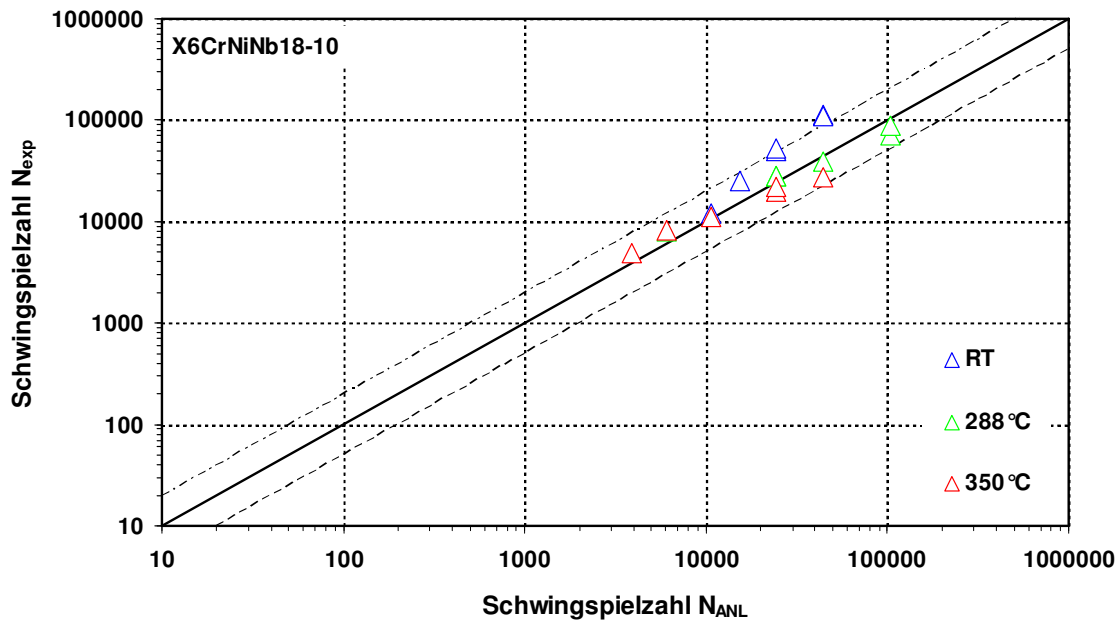


Bild 5.19: Vergleich der im Versuch erzielten Schwingspielzahlen (Bild 5.18) mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909

Die Versuchsergebnisse zeigten ein von der Temperatur und den betrachteten Dehnungsamplituden weitgehend unabhängiges Werkstoffverhalten. Alle Proben wiesen zunächst über etwa 30 Schwingspiele eine Anfangsverfestigung auf. Diese Verfestigung ging anschließend in eine ausgeprägte Entfestigung über, welche im Versuchsverlauf deutlich stärker sichtbar wurde als die Anfangsverfestigung. Danach trat über einen großen Bereich ein mehr oder weniger stabiles quasineutrales Verhalten mit oftmals minimaler Verfestigung auf, bis der Lastabfall bei Risswachstum einsetzte. Dieses Verhalten ist in [Bild 5.20](#) und [Bild 5.21](#) dargestellt, wobei in [Bild 5.21](#) der Verlauf von Ober- und Unter- spannung über der auf die Anrisschwingspielzahl bezogenen Schwingspielzahl (relative Lebensdauer) aufgetragen ist. Bei Raumtemperatur wurde für die jeweilige Dehnungsamplitude deutlich mehr Last benötigt als für eine vergleichbare Dehnungsamplitude bei erhöhter Temperatur, was sich auch aus dem Verlauf der Werkstofffließkurven ergibt, [Bild 3.11](#). Ansonsten zeigen die Bilder das homogene Verfestigungs-/Entfestigungsverhalten über die Lebensdauer.

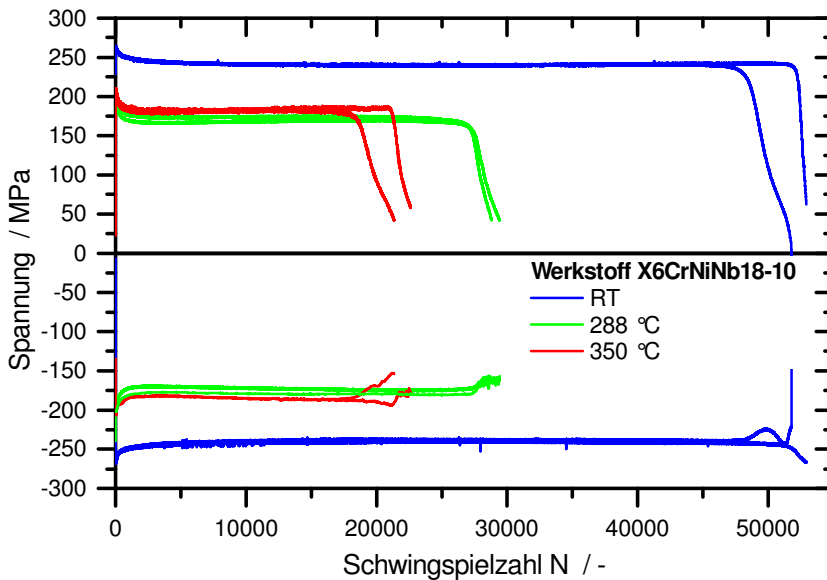


Bild 5.20: Werkstoffverhalten bei $\epsilon_a = 0,3\%$ bei RT, 288 °C und 350 °C

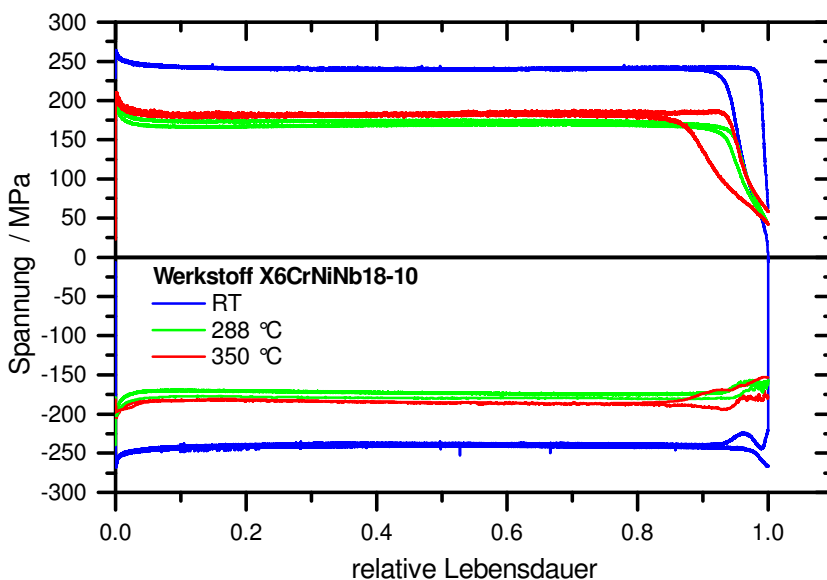


Bild 5.21: Werkstoffverhalten bei einer Dehnungsamplitude von $\epsilon_a = 0,3\%$

5.2.2 Einfluss von Mittelspannung und Mitteldehnung

Die Versuchsdaten der mit Mitteldehnung ($R_\epsilon > -1$) bei RT, 288 °C und 350 °C durchgeführten Versuche sind in Tabelle 5.5 zusammengestellt. In Bild 5.22 sind die Ergebnisse für die Anrisschwingspielzahl N_A dargestellt. Die Versuchsergebnisse liegen innerhalb des engen Streubereichs der mit $R_\epsilon = -1$ durchgeführten Versuche. Nach einem anfänglichen asymmetrischen Lastverhalten der Versuche weisen diese dann aber einen sehr schnellen Abfall der Lastwerte auf der Zugseite und genau symmetrische Lastverläufe auf. Im überelastischen Bereich lässt sich dieses Verhalten durch das Plastifizieren der Probe erklären, wodurch die Mitteldehnung nur in den Anfangszyklen in eine Mittelspannung resultiert. Danach ähnelt der Lastverlauf dem Versuch der rein wechselnden Versuchsdurchführung.

Tabelle 5.5: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Mitteldehnung ($R_\epsilon > -1$) für den Werkstoff X6CrNiNb18-10

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	$R_\epsilon = \epsilon_U/\epsilon_O$	Dehnungsamplitude ϵ_a [%]	Spannungsamplitude σ_a ³⁾ [MPa]	Schwingspielzahl N			Probendurchmesser [mm]
					Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	Bruch	
F2.9.1	RT	-0,2	0,30	600	42734	43322	44433	10
F2.9.M	RT	-0,2	0,30	600	36467	36800	37125	10
F10.4	RT	0,1	0,45	900	11653	11713	11806	10
F2.3.M	RT	0,4	0,30	600	36546	36804	36910	12
F2.4.1	RT	0,8	0,30	600	28611	28825	29079	12
F2.9.3	288	-0,2	0,30	540	28720	28879	28937	10
F2.9.6	288	-0,2	0,30	540	33605	34047	34591	10
F2.9.2	288	0,1	0,45	810	8849	8905	8946	10
F2.7.3	288	0	0,3	540	24.202	24574	24795	11
F2.9.4	350	-0,2	0,30	526,5	24198	24711	25249	10
F2.9.5	350	-0,2	0,30	526,5	24895	25402	25714	10
F2.8.5	350	0,1	0,45	790	10642	10900	11645	11

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

³⁾ Bei RT E-Modul 200000MPa, bei 288°C E-Modul 180000MPa, bei 350°C E-Modul 175500Mpa (KTA 3201.1, Anhang AP)

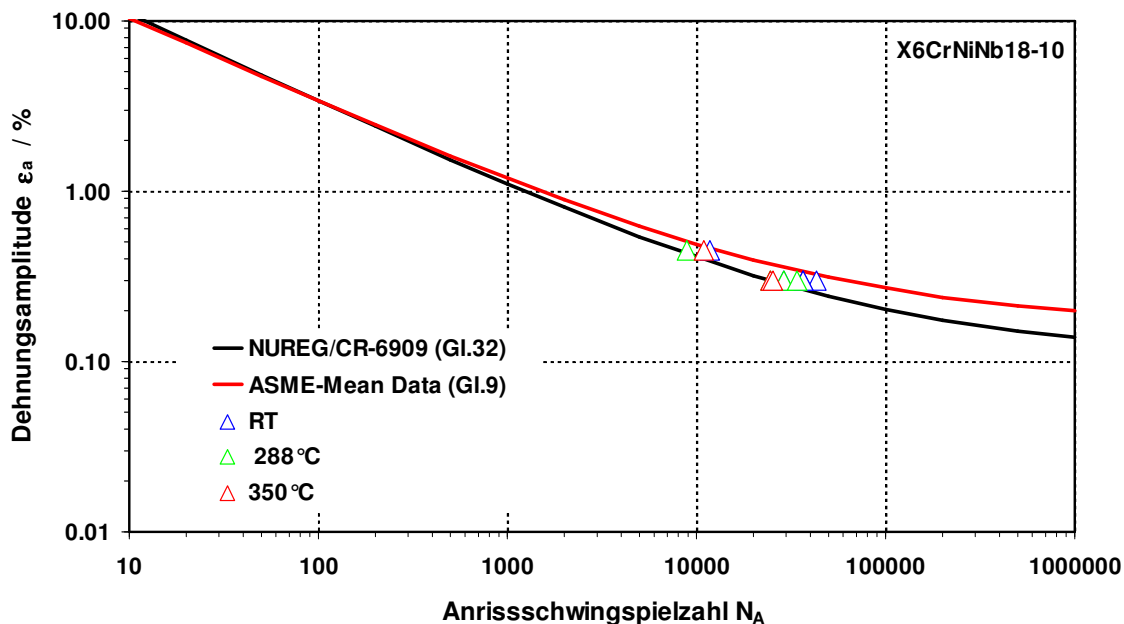


Bild 5.22: Ergebnisse $R_\epsilon > -1$, Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT, 288 °C und 350 °C

In Tabelle 5.6 sind die Ergebnisse der kraftkontrollierten Versuche mit Mittelspannung ($R \geq -1$) bei RT, 288 °C und 350 °C aufgelistet und grafisch als Spannungsamplitude, berechnet aus der aufgebrachten Last und dem Probenquerschnitt, über der Bruchschwingspielzahl N_B in Bild 5.23, dargestellt. Die Mittelwertskurve (Anrisschwingspielzahl N_A) gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-12 ist in Bild 5.23 mit eingetragen. Zwei Versuche wurden nach $>10^6$ Schwingspielen ohne erkennbares Anzeichen für einen Anriss abgebrochen, bei fünf Versuchen trat ausgeprägtes „Ratchetting“ (fortschreitende plastische Deformation) auf.

Tabelle 5.6: Ergebnisse der kraftkontrollierten Schwingversuche mit und ohne Mittelspannung ($R \geq -1$) für den Werkstoff X6CrNiNb18-10

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	R = σ_u/σ_o	Mittelspannung σ_m [MPa]	Lastschwingsbreite ΔF [kN]	Spannungsamplitude σ_a [MPa]	Schwingspielzahl N bei Bruch	Proben Durchmesser [mm]	Bemerkung
F2.6.2	RT	-1,00	0	± 20	254,6	4345	10	Probe zu stark erwärmt
F2.4.4 ¹⁾	RT	-1,00	0	± 21,3	271,2	11778	10	Ausgeprägtes Ratchetting
F2.4.5 ¹⁾	288	-1,00	0	± 17,7	225,4	4187	10	Ausgeprägtes Ratchetting
F3.2 ¹⁾	288	0	179	0 / + 18	179	> 1000000	8	Durchläufer
G1.3	288	0	169,1	0 / + 17	169,1	571651	8	
G1.5	288	0	179	0 / + 18	179	137734	8	
F3.M	288	0	179	0 / + 18	179	154243	8	
F2.8.4 ¹⁾	288	0,71	31,6	- 15 / + 21	189,4	27734	11	Ausgeprägtes Ratchetting
F2.8.6 ¹⁾	288	0,95	5,3	- 17,5 / + 18,5	189,4	15451	11	Ausgeprägtes Ratchetting
F3.4	288	0	179	0 / + 18	179	311799	8	
F2.4.6 ¹⁾	350	-1,00	0	± 15,8	201,2	9150	10	Ausgeprägtes Ratchetting
F3.3 ¹⁾	350	0	179	0 / + 18	179	358080	8	
G1.M	350	0	179	0 / + 18	179	119168	8	
G1.6	350	0	179	0 / + 18	179	212507	8	
G1.2	350	0	179	0 / + 18	179	247456	8	
G1.4	350	0	169,1	0 / + 17	169,1	> 5254000	8	Durchläufer

¹⁾ Versuch mit Dehnungsmessung

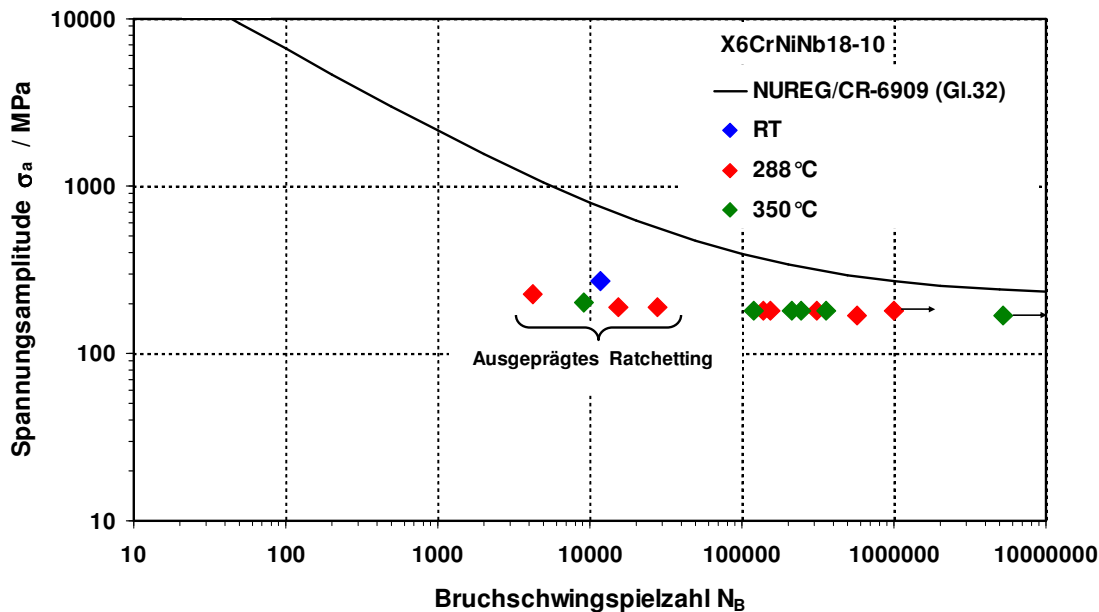


Bild 5.23: Ergebnisse $R \geq -1$, Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT, 288 °C und 350 °C

Beispielhaft hierzu zeigt [Bild 5.24](#) den Längsdehnungsverlauf von Versuch F2.4.4. Die bis Versuchsende (Bruch der Probe) aufgetretene Zunahme der Mitteldehnung ϵ_m um ca. 2 % (kurz vor Bruch der Probe ca. 1,35 %) ist in [Bild 5.25](#) dargestellt. Die Dehnungsamplitude blieb während des Versuchs annähernd konstant bei 0,365 %. Bei den anderen Versuchen trat Ratchetting in geringerem Umfang auf. Für die Bewertung der in [Bild 5.23](#) dargestellten Versuchsergebnisse gelten ebenfalls die [Abschnitt 5.1.2](#) enthaltenen Anmerkungen.

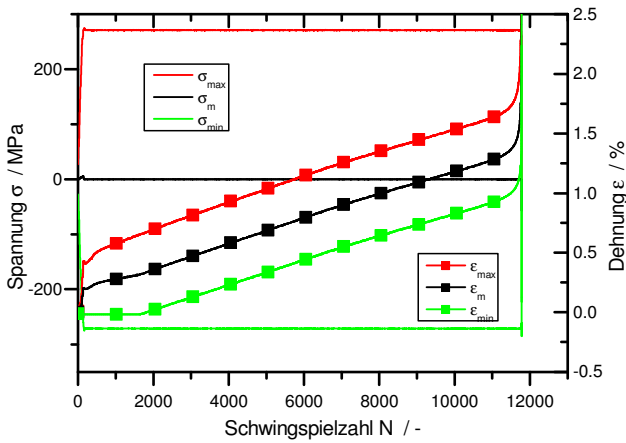


Bild 5.24: Verlauf von Spannung und Längsdehnung, F2.4.4

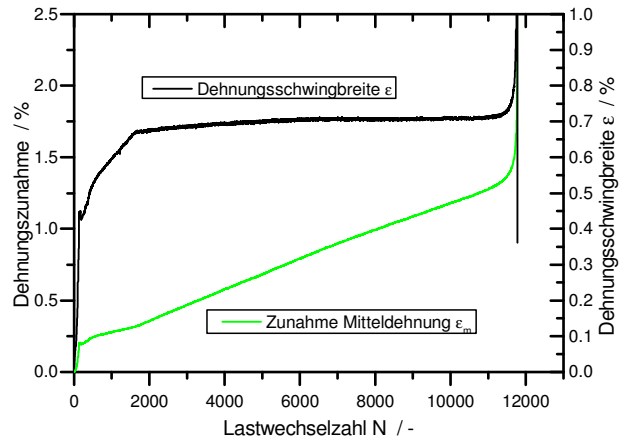


Bild 5.25: Verlauf von Dehnungsschwingbreite und Mitteldehnung F2.4.4

Da bei einigen Versuchen gemäß Tabelle 5.6 zusätzlich das Dehnungsverhalten mit aufgezeichnet wurde, können die Ergebnisse dieser Versuche im $\epsilon_a - N$ Diagramm dargestellt werden.

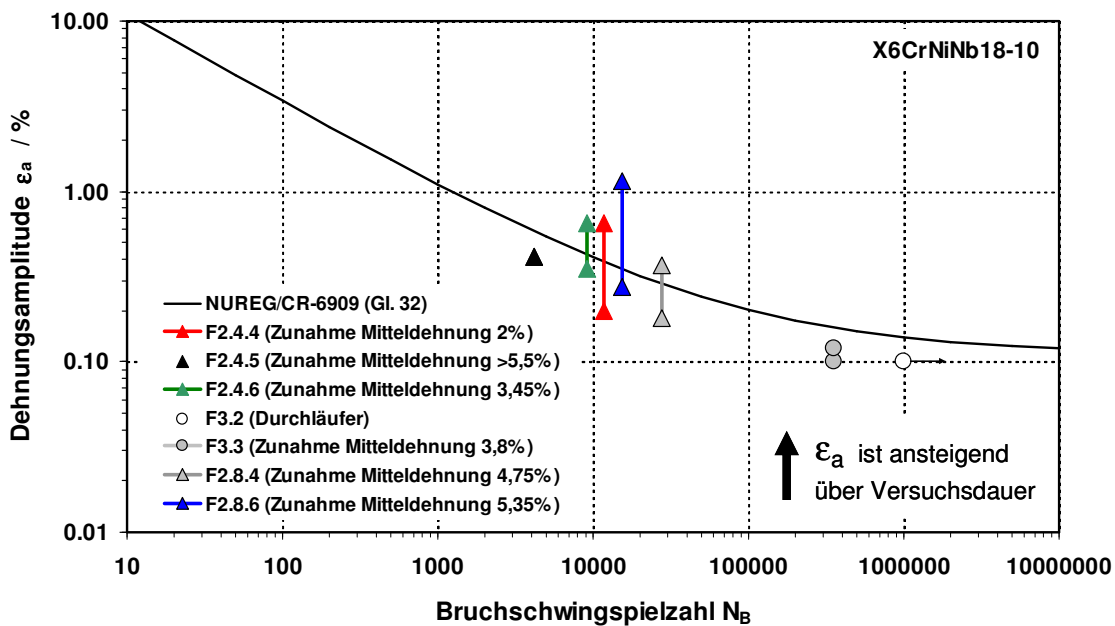


Bild 5.26: Ergebnisse $R \geq -1$, Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT, 288 °C und 350 °C

Der Vergleich der Dehnungsamplitude zu Beginn der Versuche und bei Bruch der Probe mit der Mittelwertskurve gemäß NUREG/CR-6909 [39], Gl. 2-12 ist in [Bild 5.26](#) gezeigt, wobei aufgrund der größeren Verformungsfähigkeit des austenitischen Werkstoff im Vergleich zum ferritischen Werkstoff die bis Versuchsende aufsummierte Zunahme der Mitteldehnung (Ratchetting) deutlich größer ist.

5.3 Ergebnisse Zug/ Druck – Torsion (Tension-Torsion, TT)

5.3.1 Ferritischer Werkstoff

Die dehnungskontrollierten ($R_{\epsilon} = -1$) TT-Versuche mit Hohlproben wurden mit unterschiedlichen Amplituden in Umfangs- (Torsion, Schiebung) und Längsrichtung (Längskraft, Längsdehnung) bei RT durchgeführt. Die Versuchsdaten und die ermittelten Schwingspielzahlen bei Anriss sind in Tabelle 5.7 zusammengestellt. Dabei sind die Schiebung γ und die Längsdehnung ϵ aus den mit dem MTS-Clipgage eingestellten Längenänderungen unter Berücksichtigung der Messlänge berechnet.

Tabelle 5.7: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Hohlproben (TT, Tension-Torsion) bei rein wechselnder Beanspruchung ($R_{\epsilon} = -1$) für den Werkstoff 20MnMoNi5-5

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Schwingamplitude		Phasenverschiebung [°]	Schiebung γ [%]	Längsdehnung ϵ_l [%]	Dehnungsamplitude gemäß Gl. 5-1 [%]	Frequenz [1/s]	Schwingspielzahl N		Bemerkung
		Umfangsrichtung (Torsion) [mm]	Längsrichtung [mm]						Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	
92.C.6H	RT	0,72	0	0	1,44	0	0,831	0,0125	1219	1220	
92.C.1H	RT	0,29	0	0	0,58	0	0,335	0,031	10734	10742	
92.C.4H	RT	0,29	0,08	0	0,58	0,16	0,371	0,031	6738	6746	
92.C.9H	RT	0,29	0,06	90	0,58	0,12	0,356	0,025	3550	3563	
92.13.2H	RT	0,29	0,06	0	0,58	0,12	0,356	0,025	5047	5051	
92.14.2H	RT	0,20	0,04	0	0,4	0,08	0,244	0,025	24205	24225	
92.14.1H	RT	0,20	0,04	90	0,4	0,08	0,244	0,05	21470	21490	
92.14.11H	RT	0,20	0,04	0	0,4	0,08	0,244	0,025			Aufnehmer defekt
92.C.11H	RT	0,20	0,04	0	0,4	0,08	0,244	0,025	14538	14792	
92.C.2H	RT	0	0,2	0	0	0,4	0,4	0,031	3794	3836	

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Umfangsrichtung (Torsion) [mm]	Längskraft [kN]	Phasenverschiebung [°]	Schiebung \square [%]	Längsdehnung \square_l [%]	Dehnungsamplitude gemäß Gl. 5-1 [%]	Frequenz [1/s]	Schwingspielzahl N		Bemerkung
									Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	
92.14.3H	RT	±0,72	+15	0	1,44	0,053	0,883	0,0125	894	895	Versuch mit konstanter Längskraft

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

Der Verlauf des Torsionsmoments und der Längskraft (jeweils Minimal- und Maximalwerte) und die zugehörigen Längenänderungen über der Schwingspielzahl sind beispielhaft für Versuch 92.13.2H in Bild 5.27 und Bild 5.28 dargestellt. Bild 5.30 zeigt für den stabilen Zustand die aus den Belastungen ermittelten Längs- und Torsionsspannungen. Die Vergleichsdehnungsamplituden sind ausgehend von den jeweiligen während der Versuche aufgebrachten Längenänderungen in Umfangs- und in Längsrichtung gemäß [88] ermittelt zu

$$\epsilon_V = \sqrt{\epsilon_{\max}^2 + \frac{1}{3} \gamma_{\max}^2} \quad \text{Gl. 5-1}$$

Für die Anrisschwingspielzahl N_A sind die Ergebnisse der Versuche in Bild 5.31 eingetragen. Die Versuchspunkte liegen in einem engen Streubereich unterhalb der Mittelwertskurve der einachsigen Schwingversuche nach NUREG/CR-6909 [39].

Das Werkstoffverhalten zeigte für die bei RT durchgeführten Versuche bei allen verwendeten Dehnungsamplituden eine kurze Einschwingphase mit starker Verfestigung, die dann in eine gleichmäßige langsame Entfestigung bis zum Anriss übergeht, Bild 5.29.

Die Darstellung und Bewertung der im Versuch ermittelten Anrisschwingspielzahlen im Hinblick auf die im jeweiligen Versuch vorgegebenen Beanspruchungen unter Berücksichtigung unterschiedlich ermittelter Vergleichsdehnungsamplituden erfolgt im Kapitel 7.

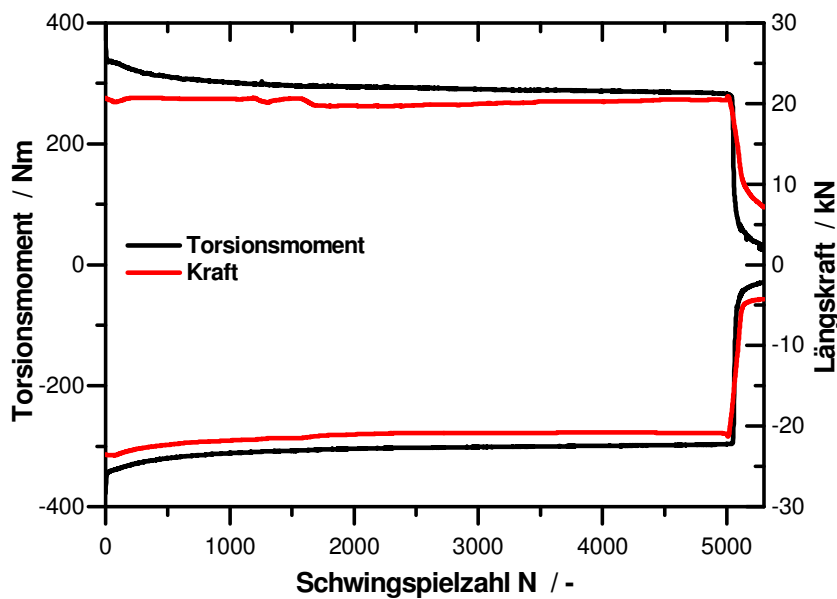


Bild 5.27: Verlauf von Torsionsmoment und der Längskraft der TT-Probe 92.13.2H bei RT

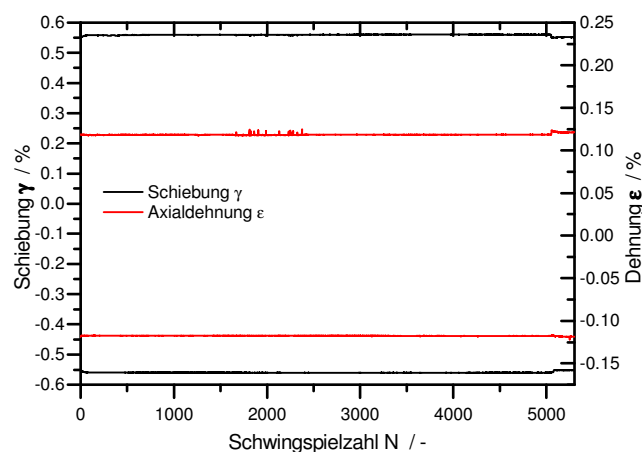


Bild 5.28: Verlauf Schiebung und Dehnung Probe 92.13.2H bei RT

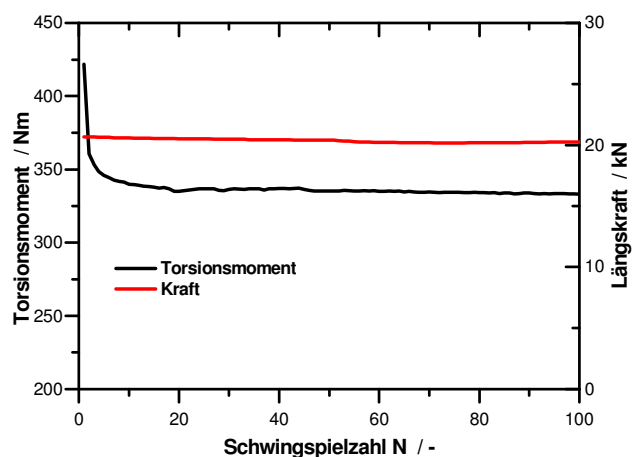


Bild 5.29: Detail Anfangsverhalten Probe 92.13.2H bei RT

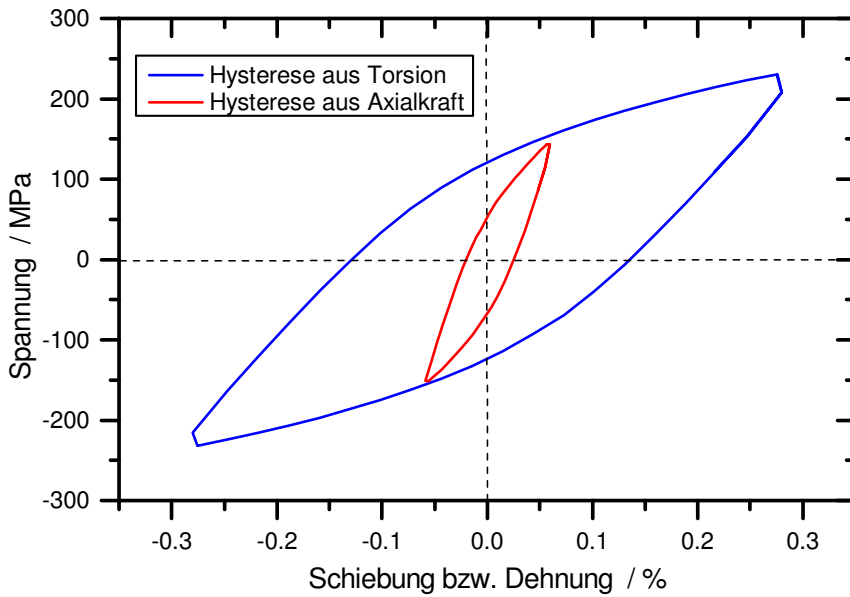


Bild 5.30: Hystereseschleifen der TT-Probe 92.13.2H bei RT

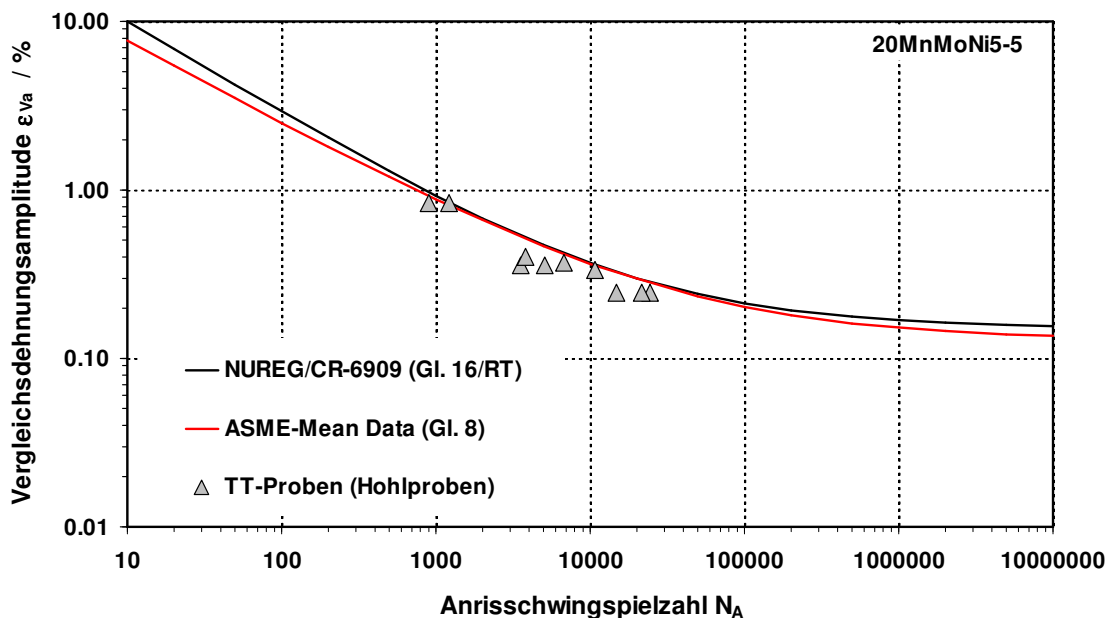


Bild 5.31: Ergebnisse der Hohlproben $R_\epsilon = -1$, Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT

5.3.2 Austenitischer Werkstoff

Mit Hohlproben gefertigt aus dem Werkstoff X6CrNiNb18-10 wurden dehnungskontrollierte ($R_\epsilon = -1$) TT-Versuche mit unterschiedlichen Amplituden in Umfangs- (Torsion, Schiebung) und Längsrichtung (Längsdehnung) bei RT als auch bei 288 °C durchgeführt. Die Versuchsdaten und die ermittelten Schwingspielzahlen bei Anriss sind in Tabelle 5.8 und Tabelle 5.9 dargestellt.

Tabelle 5.8: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Hohlproben (TT, Tension-Torsion) bei rein wechselnder Beanspruchung ($R_{\epsilon}=-1$) für den Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Schwingamplitude		Schiebung γ [%]	Längsdehnung ϵ_l [%]	Phasenverschiebung [°]	Dehnungsamplitude gemäß Gl. 5-1 [%]	Frequenz [1/s]	Schwingspielzahl N		Bemerkung
		Umfangsrichtung (Torsion) [mm]	Längsrichtung [mm]						Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	
G3.2H	RT	0,36	0	0,72	0	0	0,416	0,0270	22277	22514	
G1.1H	RT	0,36	0,06	0,72	0,12	0	0,433	0,0250	9837	9865	
F3.3H	RT	0,36	0,06	0,72	0,12	90	0,433	0,0250	-	-	Aufnehmer defekt
G2.5H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	90	0,533	0,0250	2154	2165	
G3.5H	RT	0,45	0	0,9	0	0	0,520	0,0250	6351	6374	
H3.1H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	90	0,533	0,0250	2676	2679	
F3.5H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	0	0,533	0,0250	5870	5910	
F3.4H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	0	0,533	0,0250	4100	4108	
G1.4H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	90	0,533	0,0250	2398	n.b.	
F3.2H	RT	0,45	0,06	0,9	0,12	0	0,533	0,0250	5796	n.b.	

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

Tabelle 5.9: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Hohlproben (TT, Tension-Torsion) bei rein wechselnder Beanspruchung ($R_{\epsilon}=-1$) für den Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei 288 °C

Probenbezeichnung	Versuchstemperatur T [°C]	Schwingamplitude		Schiebung γ [%]	Längsdehnung ϵ_l [%]	Dehnungsamplitude gemäß Gl. 5-1 [%]	Phasenverschiebung [°]	Frequenz [1/s]	Schwingspielzahl N		Bemerkung
		Umfangsrichtung (Torsion) [mm]	Längsrichtung [mm]						Anriss ¹⁾	Anriss ²⁾	
G3.1H	288	0,36	0	0,72	0	0,416	0	0,0275	18333	18598	
G2.2H	288	0,36	0,06	0,72	0,12	0,433	0	0,0250	13887	13990	
H2.1H	288	0,36	0,06	0,72	0,12	0,433	0	0,0250	16057	16124	
G2.1H	288	0,36	0,06	0,72	0,12	0,433	90	0,0250	3755	3767	
G3.4H	288	0,36	0,06	0,72	0,12	0,433	0	0,0250	14568	14814	
G1.5H	288	0,45	0,06	0,9	0,12	0,533	0	0,0250	4831	5646	
H3.3H	288	0,45	0,06	0,9	0,12	0,533	90	0,0250	3181	3183	
G1.2H	288	0,45	0,06	0,9	0,12	0,533	90	0,0050	2101	2104	
G2.3H	288	0,45	0,06	0,9	0,12	0,533	0	0,0250	6511	6568	
H2.2H	288	0,45	0,06	0,9	0,12	0,533	90	0,0050	-	-	Aufnehmer defekt

¹⁾ Bei 10% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$ ²⁾ Bei 25% Lastabfall gegenüber Last bei $N_i/2$

Die Dehnungsamplituden wurden in gleicher Weise ermittelt wie bei den Versuchen mit ferritischem Werkstoff (Kapitel 5.3.1). Das Werkstoffverhalten während des Versuchs als Verlauf des Torsionsmoments und der Längskraft (jeweils Minimal- und Maximalwerte) und die zugehörigen Längenänderungen über der Schwingspielzahl sind beispielhaft für Versuch G1.1H in [Bild 5.32](#) und [Bild 5.33](#) dargestellt. Für die Anrisschwingspielzahl N_A sind die Ergebnisse der Versuche in [Bild 5.35](#) eingetragen. Dabei sind die Dehnungsamplituden ausgehend von den jeweiligen während der Versuche aufgebrauchten Längenänderungen in Umfangs- und in Längsrichtung gemäß [88] ermittelt. Die Versuchspunkte liegen in einem engen Streubereich um die Mittelwertskurve der einachsigen Schwingversuche nach NUREG/CR-6909 [39]

Das Werkstoffverhalten zeigte für die bei RT durchgeführten Versuche bei allen verwendeten Dehnungsamplituden nach einer kurzen Einschwingphase mit starker

Verfestigung zunächst eine deutliche Entfestigung, die dann in ein mehr oder weniger stabiles quasineutrales Verhalten bis zum Anriss übergeht, Bild 5.34. Bei 288 °C zeigte sich ein vergleichbares Verhalten, wobei jedoch anstelle des mehr oder weniger stabilen quasineutralen Verhaltens eine minimale Entfestigung bis zum Anriss auftrat.

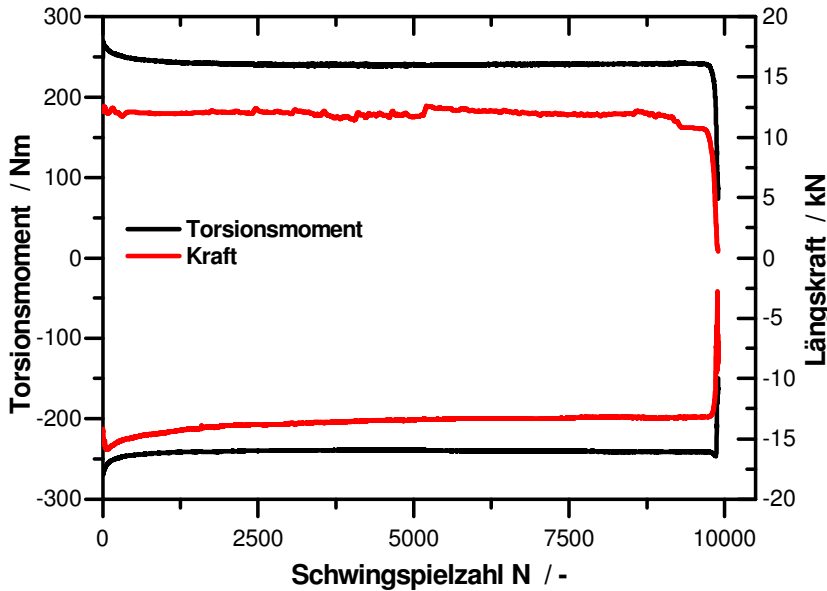


Bild 5.32: Verlauf von Torsionsmoment und der Längskraft, TT-Probe G1.1H bei RT

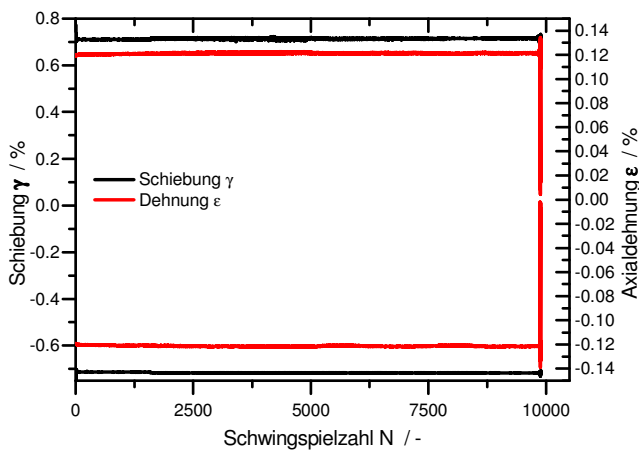


Bild 5.33: Verlauf Schiebung und Dehnung Probe G1.1H bei RT

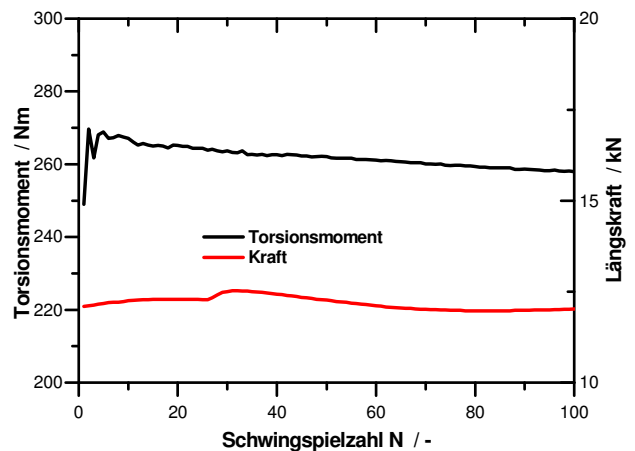


Bild 5.34: Detail Anfangsverhalten Probe G1.1H bei RT

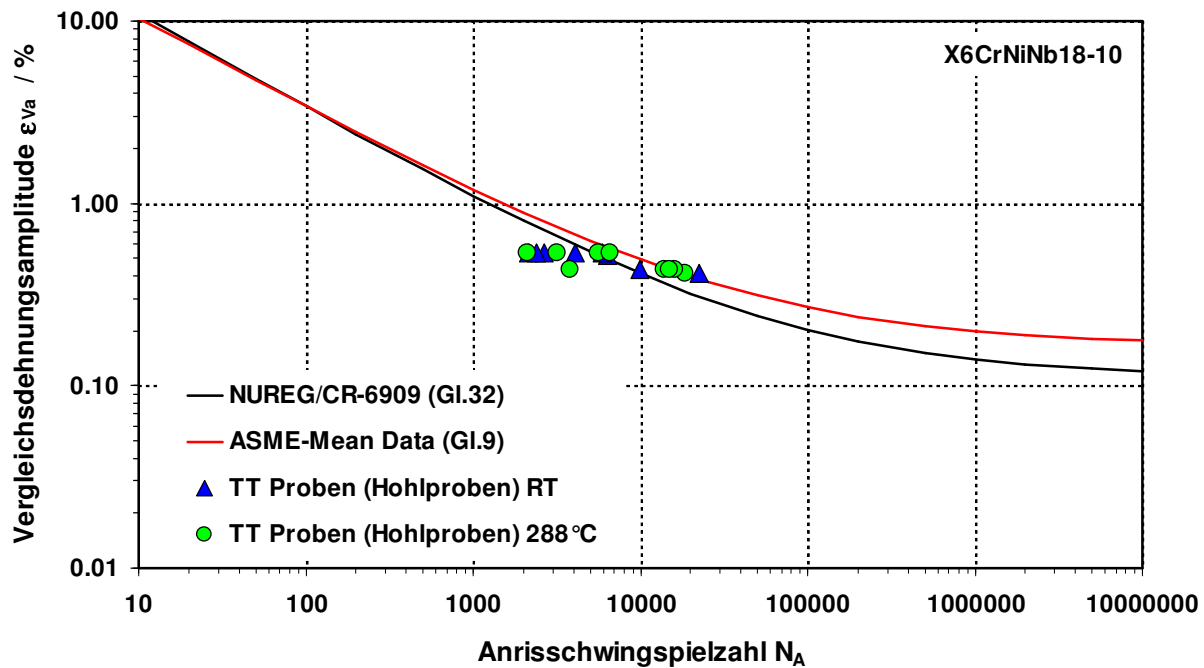


Bild 5.35: Ergebnisse der dehnungskontrollierten Schwingversuche mit Hohlproben $R_\epsilon = -1$, Werkstoff X6CrNiNb18-10 bei RT und bei 288 °C

5.4 Ergebnisse reine Torsion

Insgesamt wurden 54 gültige Versuche unter reiner Torsion durchgeführt mit den in Kapitel 4.1.2 dargestellten Proben und der dort beschriebenen Versuchsdurchführung. Die Übersicht aller Ergebnisse findet sich in Anhang 3. Die Versuche wurden sowohl dehnungskontrolliert als auch spannungskontrolliert durchgeführt. Neben den üblichen Ein-Stufen-Versuchen wurden auch Versuche mit zwei Lastblöcken durchgeführt, die nach 50% der aus dem Ein-Stufen-Versuch für die Belastung des ersten Lastblockes zu erwartenden Lebensdauer auf die Belastungshöhe des zweiten Blockes gewechselt wurden. Dabei ergeben sich die Möglichkeiten eines Wechsels von einer großen Last auf eine kleinere oder umgekehrt. Exemplarisch wurde an jeweils einer Probe auch der Einfluss einer Blockbelastung bestehend aus zwei Stufen, die nach 5% der jeweiligen zu erwartenden Lebensdauer eines Ein-Stufen-Versuches gewechselt wurden, untersucht. Die Parameter der durchgeführten dehnungs- und spannungskontrollierten Versuche sind in [Tabelle 5.10](#) und [Tabelle 5.11](#) aufgelistet. In der Tabelle ist zudem die Oberflächenbeschaffenheit mit angegeben und ob dieser Versuch mit ARAMIS oder Replica-Abdrücken zusätzlich erfasst wurde. Es fehlen die Versuche 92.T30 und 92.T31, da diese zur Ermittlung einer zyklischen Fließkurve verwendet wurden und daher in Kapitel 5.5 detailliert beschrieben werden.

Tabelle 5.10: Übersicht dehnungskontrollierte Versuche unter reiner Torsion

Verdrehwinkel amplitude	Beanspruchung	Oberfläche	Replica	ARAMIS	Probe	Anzahl
2,5°	$R_{\gamma} = -1$	FG		T9, T10	T9, T10	2
		CP			T4, T5	2
		MP			T6, T7	2
		MP+CP		T2	T2	1
4,5°	$R_{\gamma} = -1$	FG	T34		T8, T34, T52	3
		CP		T14	T14	1
		CP+ätzen	T18	T39	T18, T39	2
6,3°	$R_{\gamma} = -1$	FG		T11, T12	T11, T12, T46	3
		CP	T16	T13, T15	T13, T15, T16	3
		CP+ätzen	T19	T17, T38	T17, T19, T38	3
6,3°	$R_{\gamma} = 0$	FG			T21, T22, T54, T55	4
8,0°	$R_{\gamma} = -1$	FG			T49, T53	2
		MP			T57	1
2-Stufen 4,5°/ 6,3°	$R_{\gamma} = -1$	FG			T35	1
		MP		T50	T37, T48, T50, T56	4
2 Stufen 6,3°/ 4,5°	$R_{\gamma} = -1$	FG			T33	1
		MP		T47, T51	T36, T47, T51	3
Blöcke 5% 4,5°/ 6,3°	$R_{\gamma} = -1$	FG			T44	1
Blöcke 5% 6,3°/ 4,5°	$R_{\gamma} = -1$	FG			T43	1
		gesamt	5	14		40

Tabelle 5.11: Übersicht spannungskontrollierte Versuche unter reiner Torsion

Torsions- momenten- amplitude	Beanspruchung	Oberfläche	Replica	ARAMIS	Probe	Anzahl
51 Nm	$R_{\tau} = -1$	FG	0	0	T45	1
57 Nm	$R_{\tau} = -1$	FG			T27, T40	2
		CP+ätzen	T28, T41		T28, T41	2
57 Nm	$R_{\tau} = 0$	FG			T26, T42	2
		MP			T29	1
		CP+ätzen	T32		T32	1
63 Nm	$R_{\tau} = -1$	FG			T23, T24, T25	3
		gesamt	3			12

Exemplarisch werden an der Probe 92.T19 die aufgenommenen Maschinendaten, Torsionsmoment und Winkel, als Verlauf der Maxima und Minima über der Zyklenzahl gezeigt, Bild 5.36. Der Versuch wurde rein wechselnd dehnungskontrolliert durchgeführt

und das sich einstellende Torsionsmoment zeigt einen symmetrischer Verlauf. Die leichten Spitzen mit anschließendem leichten Abfall ergeben sich durch das an diesem Punkt stattgefundenen Ab- und wieder Anfahren der Probe, um die Replica-Abdrücke abnehmen zu können.

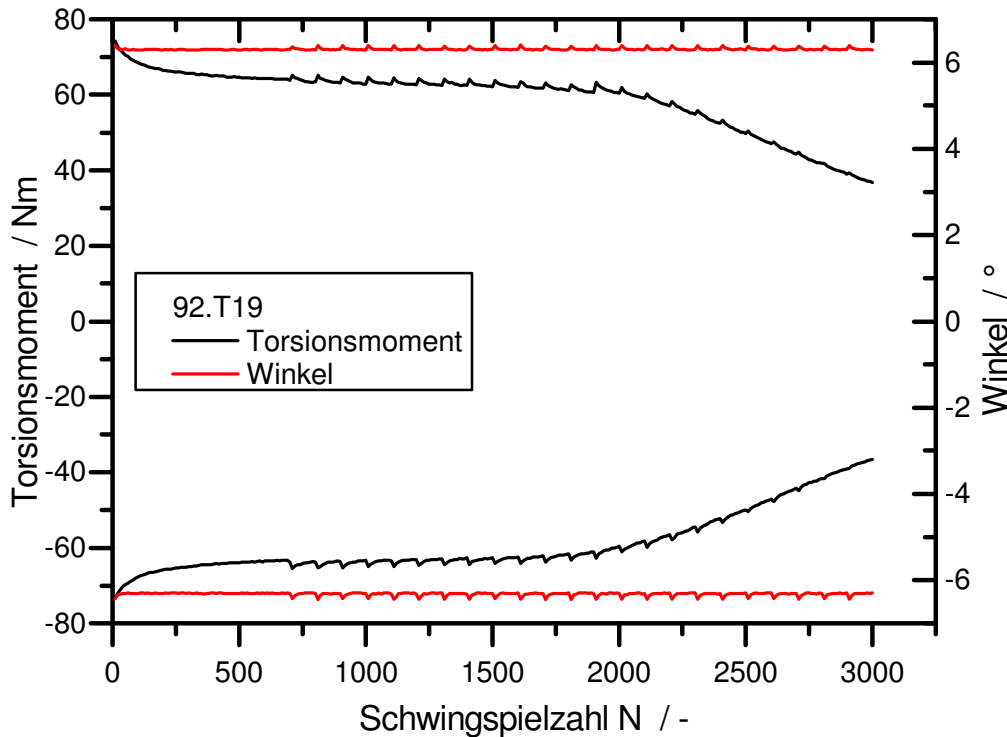


Bild 5.36: Maschinendaten Probe 92.T19, Replicaprobe

5.4.1 Einstufenversuche

Die folgenden drei Bilder geben einen Überblick über die auf den vier Lastniveaus $2,5^\circ$, $4,5^\circ$, $6,3^\circ$ und $8,0^\circ$ durchgeführten dehnungskontrollierten Versuche. In [Bild 5.37](#) bis [Bild 5.46](#) wird über Farben und Symbole zwischen den verschiedenen Oberflächenaufbearbeitungszuständen unterschieden. In [Bild 5.37](#) ist die Entwicklung der Torsionsmomentenamplitude über der Schwingspielzahl dargestellt. Dabei fallen drei unterschiedliche Kurvenverläufe auf, die sich beim Vergleich der Proben T5, T6 und T7 ergeben, [Bild 5.38](#). Eine Erklärung findet sich im während des Versuches sichtbaren Hauptrisses oder der Hauptrisse und ihrem Risswachstum, siehe auch Kap. 2.6. Erfolgt das Versagen der Probe durch einen Umfangsarriss, ist der stabilisierte Bereich des Torsionsmomentes nach der anfänglichen starken Entfestigung sehr lang und endet durch einen fast senkrechten Abfall. In diesem Fall versagt die Probe durch einen Umfangsarriss. Die Probe T5 versagt durch einen langsamer wachsenden Längsriss, und fällt daher deutlich weniger, aber kontinuierlich im Torsionsmoment ab. Bei der Probe T6 ist es eine Mischung aus diesen beiden, also eine Kombination eines Längs- und

Umfangsrisses. Diese unterschiedlichen Rissarten wirken sich auf diesem kleinsten Lasthorizont am stärksten auf die Lebensdauer der Probe aus.

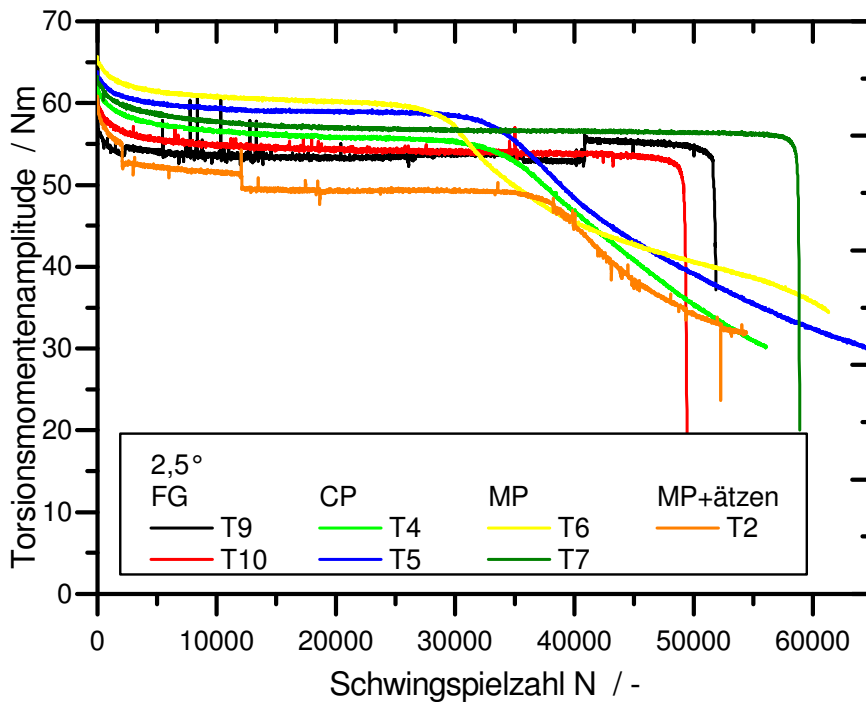


Bild 5.37: Dehnungskontrolliert mit 2,5°, Entwicklung des Torsionsmomentes

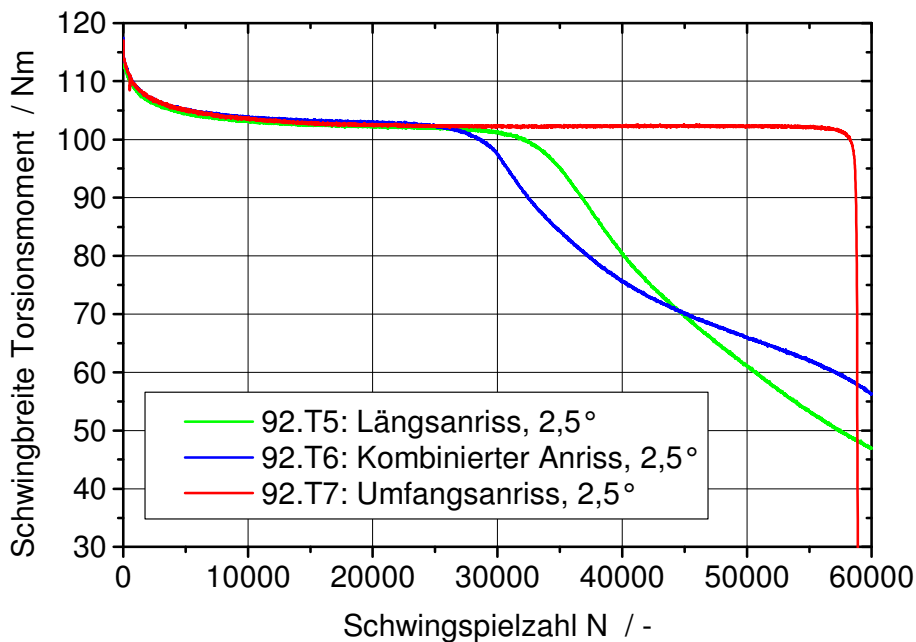


Bild 5.38: Dehnungskontrolliert mit 2,5°, Auswirkung Rissart auf Torsionsmomentenverlauf

Diese Unterschiede im Torsionsmomentenverlauf, bedingt durch die Rissart, die zum Versagen der Probe führt, finden sich auch für die Belastung mit einer Winkelamplitude von

4,5°, Bild 5.39. Ein Einfluss des Oberflächenbehandlungszustandes ist zu erkennen, da die Proben mit der feingedrehten Oberfläche tendenziell kürzere Laufzeiten zeigen.

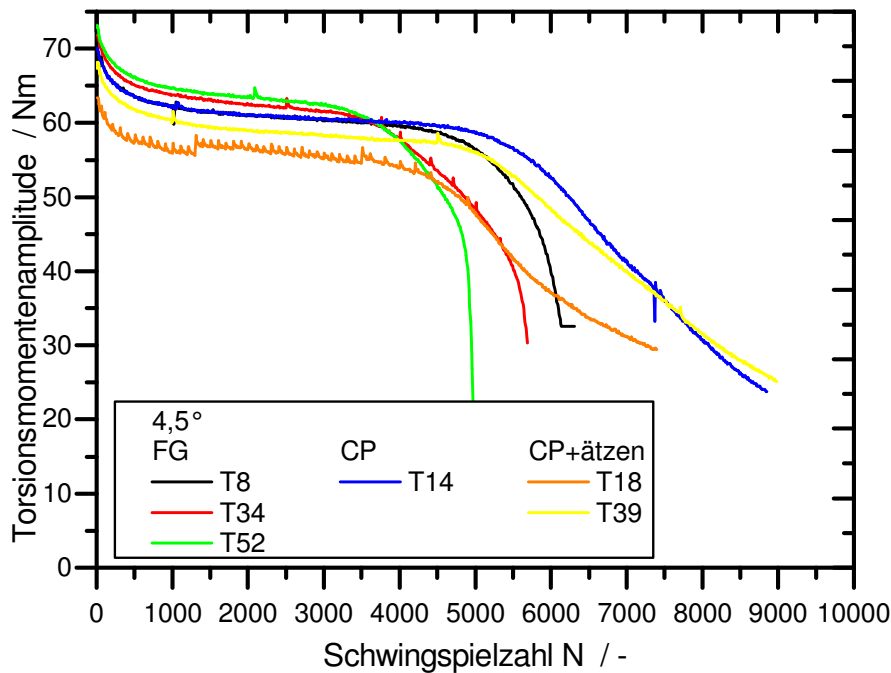


Bild 5.39: Dehnungskontrolliert mit 4,5°, Entwicklung des Torsionsmomentes

Wird statt der Torsionsmomentenamplitude die Schwingbreite des Torsionsmomentes betrachtet, fallen die Unterschiede zwischen den einzelnen Versuchen noch geringer aus, Bild 5.40.

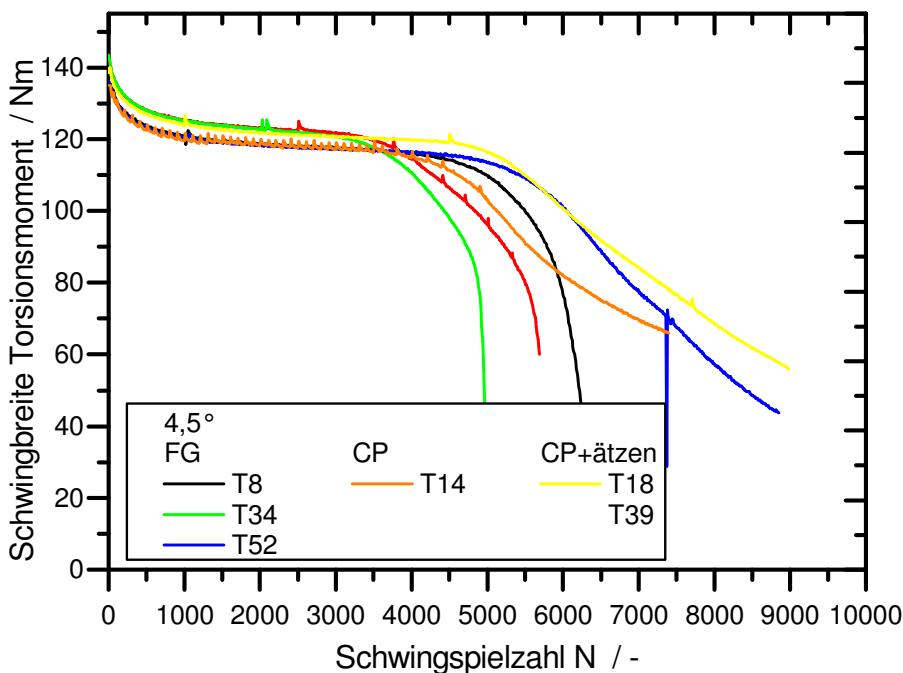


Bild 5.40: Dehnungskontrolliert mit 4,5°, Entwicklung der Schwingbreite

Ein ähnliches Verhalten zeigt sich auch für die Winkelamplitude $6,3^\circ$ und 8° , deren Torsionsmomentenamplitudenverläufe in Bild 5.41 und Bild 5.42 dargestellt sind.

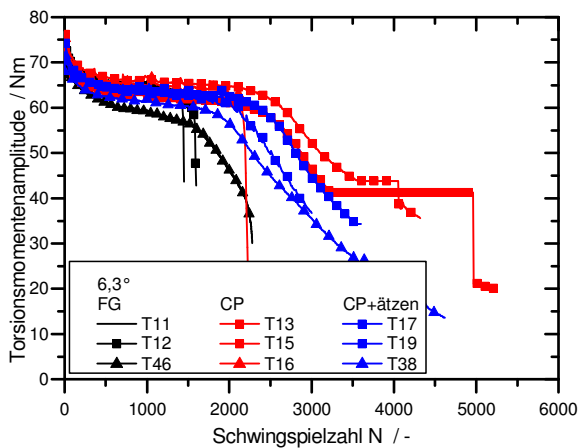


Bild 5.41: Dehnungskontrolliert mit $6,3^\circ$

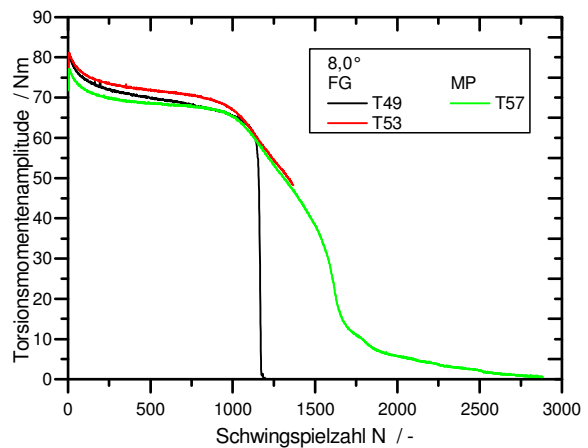


Bild 5.42: Dehnungskontrolliert mit $8,0^\circ$

Neben diesen rein wechselnden wurden auch rein schwellende Versuche dehnungskontrolliert mit einer Winkelamplitude von $6,3^\circ$ durchgeführt. Schon im ersten Zyklus ergeben sich bei diesen Versuchen praktisch symmetrische Torsionsmomentenverläufe vergleichbar zu rein wechselnden Versuchen. In Bild 5.43 ist die Amplitude des Torsionsmomentes über der Schwingenzahl aufgetragen. Die Probe T22 versagt durch einen Umfangsriss, erkennbar am sehr steilen Momentenabfall. Bei den Proben T54 und T55 ist

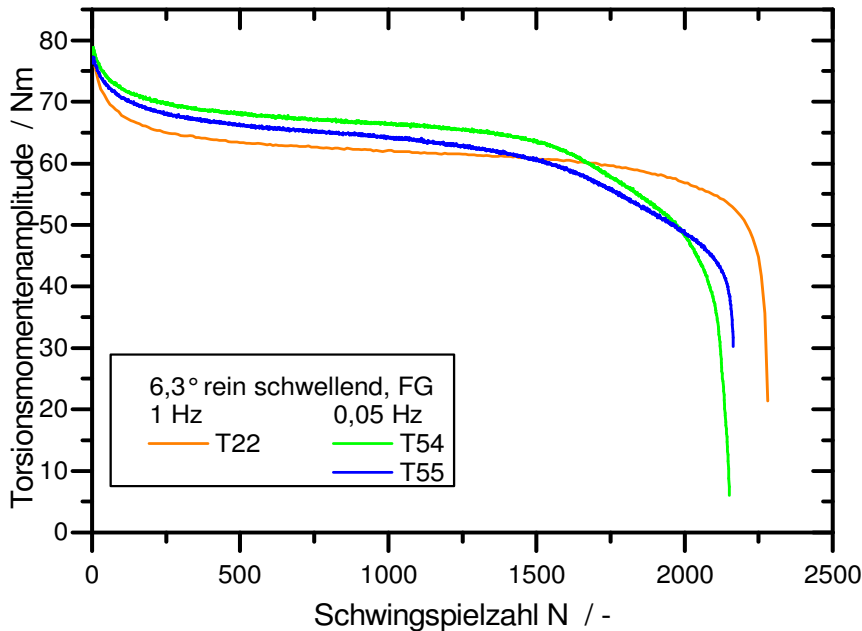


Bild 5.43: Dehnungskontrolliert mit $6,3^\circ$, rein schwellend

ein langsamerer Abfall des Torsionsmomentes mit einem weiteren Übergang in einen fast senkrechten Momentenabfall zu erkennen. Auf der Probe entstand ein Längs- mit anschließendem Umfangsriss. Auf Grund der rein wechselnden Versuche wäre für die Probe mit dem Umfangsriss nach den Ergebnissen mit rein wechselnder Dehnungs-

amplitude aus Bild 5.41 die kürzeste Lebensdauer zu erwarten gewesen. Die beiden durch Längsriss versagenden Proben T54 und T55 wurden mit 0,05 Hz geprüft, die Probe T22 mit 1 Hz. Dieser Unterschied deutet auf einen Effekt der Lebensdauererlängerung mit höherer Prüffrequenz. Weitere Beobachtungen dieses Effektes und eine Erklärung erfolgen in Kap. 5.4.2.

5.4.2 Zwei-Stufen-Versuche

Der Belastungswechsel erfolgt nach 50% der erwarteten Lastwechselzahl der ersten Belastungsstufe. Für den Schritt von $4,5^\circ$ zu $6,3^\circ$ zeigt dies Bild 5.44. Die Probe T35 hat einen früheren Wechsel, da hier die Probenoberfläche im Vergleich zu den anderen feingedreht ist und daher etwas kürzere Laufzeiten zu erwarten sind. Bei der Probe T56 wurde neben der Winkelamplitude auch die Frequenz geändert. Diese wurde von 1 Hz auf 0,05 Hz abgesenkt. Bei dieser langsamen Belastung kann die vorgeschädigte Probe keinen stabilen Bereich mehr ausbilden und das schnelle Risswachstum führt im Vergleich zu den anderen Proben, die konstant mit 1 Hz geprüft wurden, zu einem früheren Versagen. Dieses Verhalten wurde auch schon von Ilder [89] beobachtet und durch eine erfolgende Relaxation während eines Schwingenspiels erklärt. Diese Relaxation führt zu etwas geringeren Maximalspannungen als bei höheren Frequenzen bei gleichzeitig größerer plastischer Dehnung. Damit ist die Schädigung pro Schwingenspiel, die von der plastischen Verformung abhängt [91], größer, und es kommt zu einem früheren Versagen.

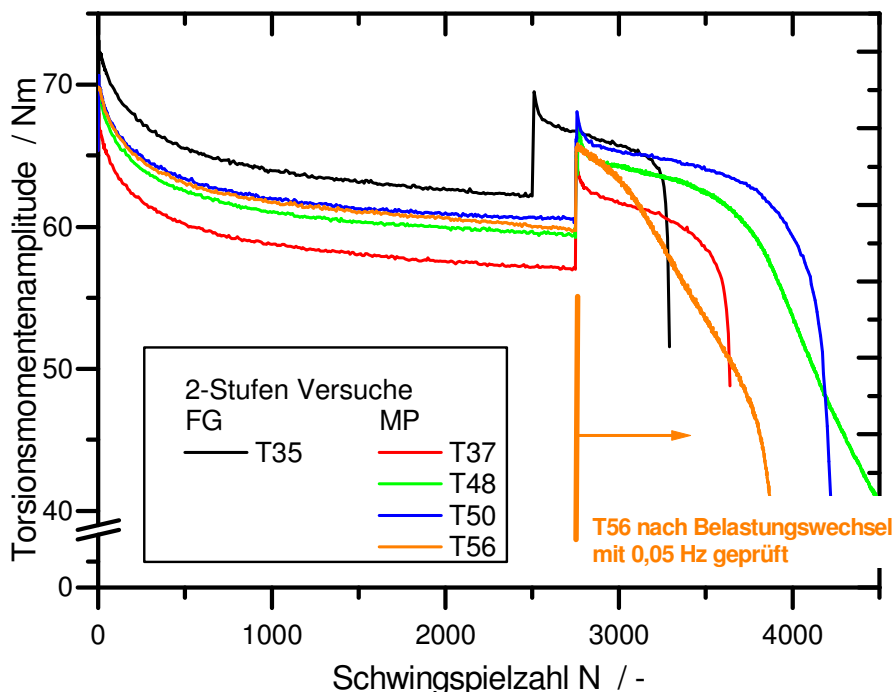


Bild 5.44: Dehnungskontrolliert, $4,5^\circ$ nach $6,3^\circ$

In Bild 5.45 und Bild 5.46 sind die sich einstellenden Torsionsmomentenverläufe bei einem Zwei-Stufen-Versuch mit Belastungswechsel von großer auf kleine Amplitude dargestellt.

Auffällig sind hier drei unterschiedliche Wechselzeitpunkte, obwohl nur zwei Oberflächenzustände vorliegen. Dies ergibt sich durch eine veränderte Prüffrequenz bei den mechanisch polierten Proben. Die Probe T51 wurde auf dem hohen Lastniveau mit einer Prüffrequenz von 0,05 Hz geprüft, die Proben T36 und T47 mit 1 Hz.

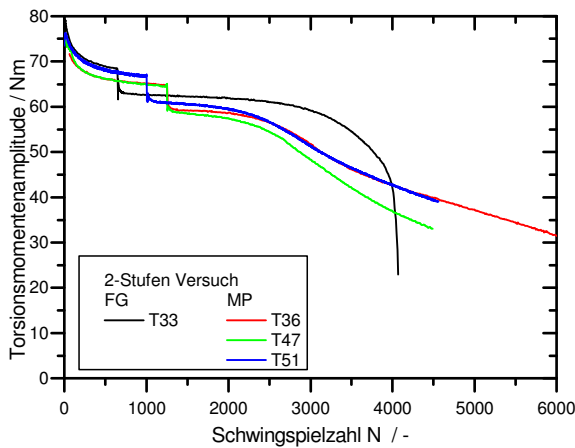


Bild 5.45: Dehnungskontrolliert,
6,3° nach 4,5°

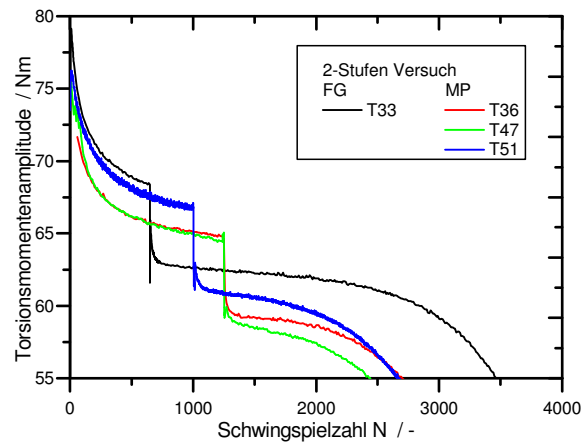


Bild 5.46: Dehnungskontrolliert,
Detail

Im Vergleich der sich ergebenden Lebensdauern fällt auf, dass die Probe T33 mit der feingedrehten Oberfläche, entgegen der Einstufenversuche, die längste Lebensdauer aufweist. Ein Ansatz zur Erklärung dieses Verhaltens findet sich in den Auswertungen der ARAMIS-Messungen. Bei diesen ist nach dem Wechsel der Belastungsstufe eine scheinbare Rissverkürzung zu beobachten. Diese resultiert aus geringeren Dehnungen im Bereich der Rissspitze, die damit unter die Grenzwerte von 3% Dehnung fallen und damit bei der Auswertung nicht mehr als Riss sondern nur als Dehnungskonzentration gewertet werden. Bei einer feingedrehten Oberfläche ist der Hauptriss ein Umfangsriss, der üblicherweise sehr schnell wächst. Nach der hohen Last sind allerdings plastische Verformungen und Eigenspannungen im Bereich der Rissspitze vorhanden, die das weitere Wachsen erschweren, bis diese Zone durchlaufen ist. Dies ist in geringerem Maße auch für den gesamten Kerbgrund der Drehriefe denkbar, in dem der Umfangsriss initiiert und sich dann langsamer ausbreiten kann. Diese Effekte lassen sich andeutungsweise am Torsionsmomentenabfall erkennen, der langsamer ausgeprägt ist als bei vergleichbaren Einstufenversuchen mit einer Winkelamplitude von 4,5%. Hier sollten weitere Versuche in Kombination mit dem ARAMIS-System durchgeführt werden, um dies zu bestätigen.

Bei den zwei exemplarisch durchgeführten Blockversuchen mit einem Wechsel nach jeweils 5% der jeweils zu erwartenden Lebensdauer aus dem Einstufenversuch ergeben sich ebenfalls längere Laufzeiten als durch eine lineare Summation der einzelnen Schädigungsanteile zu erwarten ist. Dies ist in Bild 5.47 dargestellt. Mit eingetragen sind

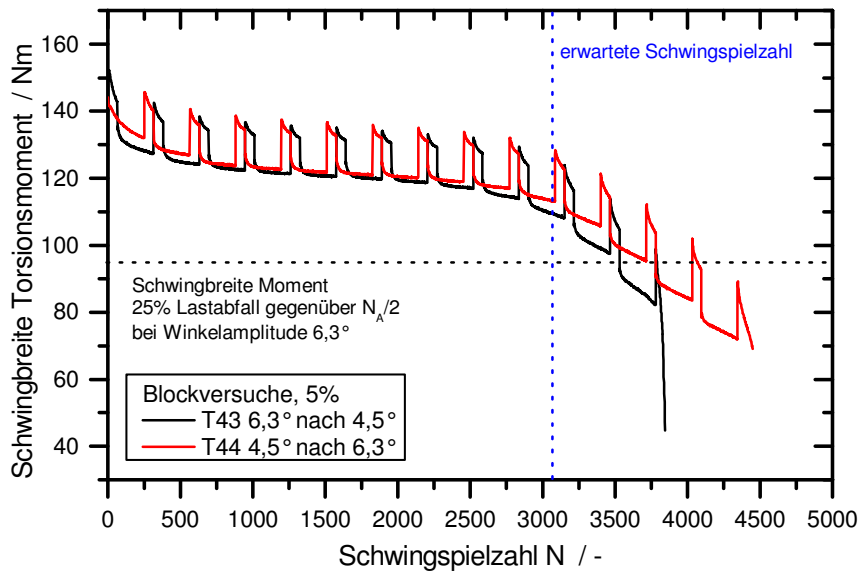


Bild 5.47: Blockversuch dehnungskontrolliert

die Grenzl意思 der erwarteten Schwingspielanzahl, bestimmt aus der Summation von jeweils 50 % der Schwingspielanzahl eines Versuches jeder Laststufe, sowie die Schwingbreite des Momentes im Einstufenversuch bei 25 % Lastabfall des Momentes gegenüber $N_A/2$ der größeren Winkelamplitude 6,3°. Die Grenzlinie der Schwingspielanzahl wird überschritten bevor der Torsionsmomentenabfall erreicht wurde.

5.4.3 Spannungskontrollierte Einstufenversuche

Neben den vorgestellten dehnungskontrollierten Versuchen wurden auch spannungskontrollierte Versuche durchgeführt. Bei diesen erfolgte die Abschaltung des Versuches durch den Bruch der Probe. Auch unter rein wechselnder Belastung mit einem symmetrischen Torsionsmoment wurde bei manchen Proben eine Zunahme des Winkels in Richtung der Erstbelastungsrichtung beobachtet. Verglichen werden die beiden Proben T27 (rein wechselnd) und T26 (rein schwellend), die in [Bild 5.48](#) und [Bild 5.49](#) gezeigt sind. Deutlich ist die Zunahme der mittleren Dehnung im schwellenden Versuch zu erkennen, die zu einer Verkürzung der Lebensdauer führt.

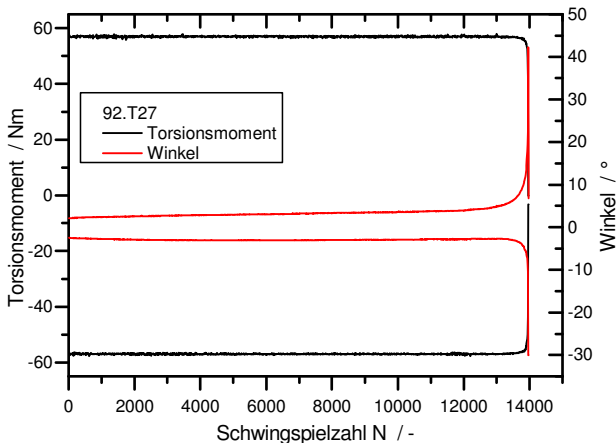


Bild 5.48: Spannungskontrolliert, rein wechselnd, $\tau_a = 51 \text{ Nm}$

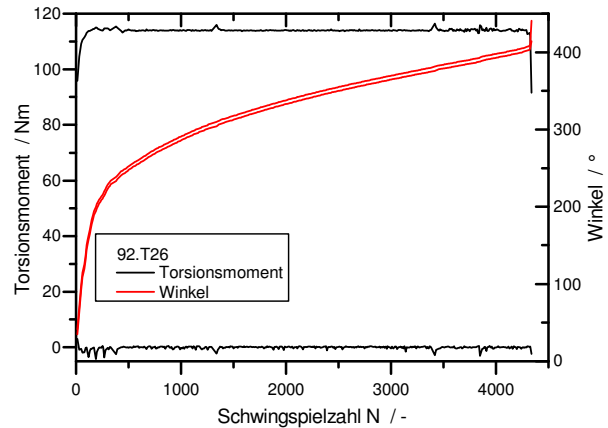


Bild 5.49: Spannungskontrolliert, rein schwellend, $\tau_a = 51 \text{ Nm}$

5.5 Vergleich der zyklischen Fließkurven

Die zyklischen Fließkurven wurden wie in Kapitel 2.3 dargestellt in einem Multiple Step Test rein wechselnd an einachsig und zweiachsig belasteten Proben für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 aufgenommen. Dies erfolgte einachsig unter Zug-Druck-Belastung an der Probe 92.C.14 und zweiachsig unter reiner Torsion an den Proben 92.T30 und 92.T31.

Für die Probe 92.C.14 sind die aufgenommenen Spannungen und die als Regelgröße vorgegebenen Dehnungsamplituden in [Bild 5.50](#) über der Schwingspielzahl aufgetragen. Bei jeder Belastungssteigerung durch die Vorgabe einer größeren Dehnungsamplitude ist ein deutlicher Anstieg in der Spannungsantwort zu erkennen, verbunden mit einer anschließenden Entfestigung bis zu einem stabilen Bereich. Aus diesem stabilen Bereich wird eine Hysterese herausgegriffen und aus dem daran bestimmten Wertepaar aus Spannung und Dehnung ein Punkt der zyklischen Fließkurve generiert. Für alle eingestellten Dehnungsniveaus durchgeführt, ergibt sich die in [Bild 5.51](#) dargestellte einachsig ermittelte Fließkurve. Im Vergleich mit der statischen Fließkurve bestimmt an der Probe

92.10.2 zeigt sich, dass der Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT zyklisch entfestigt, da die zyklische Fließkurve unterhalb der statischen ist.

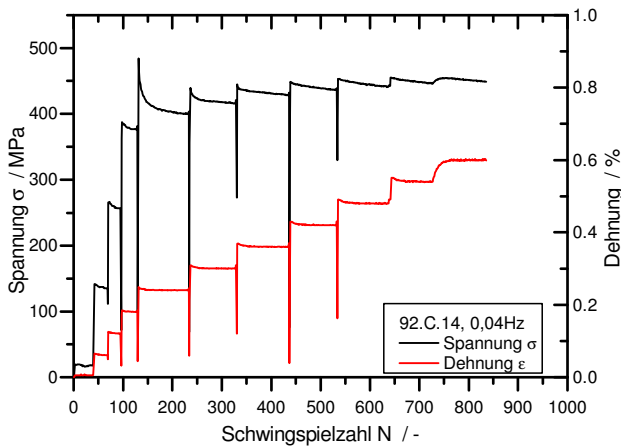


Bild 5.50: Probe 92.C.14, 20MnMoNi5-5

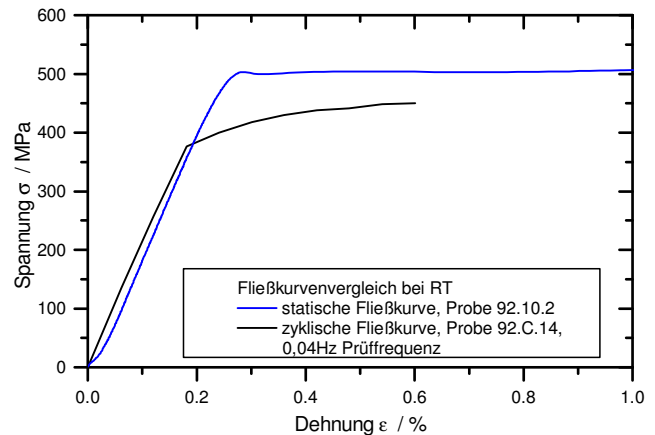


Bild 5.51: Resultierende zykl. Fließkurve im Vergleich zu statischer

In **Bild 5.52** sind die an der Probe 92.T30 unter rein wechselnder Torsion zur Ermittlung der zyklischen Fließkurve aufgenommenen Maschinendaten über der Schwingenzahl aufgetragen. Bei den ersten sehr kleinen Winkelvorgaben ist das Entfestigungsverhalten bedingt durch keine oder nur sehr geringe plastische Anteile, nur schwach ausgeprägt. Die Auswertung der Fließkurve erfolgt nur bis zu einer Winkelamplitude von 8,5°, da ab dieser Vorgabe sich das Moment bei gleichbleibender Winkelvorgabe nicht mehr stabilisiert, was gut mit auf der Oberfläche der Probe zu erkennenden Rissen korreliert. In der letzten Stufe ist deutlich die starke Entfestigung zu erkennen, resultierend aus einem schnellen Risswachstum. Die einzelnen Hysteresen aus den stabilen Bereichen sind in **Bild 5.53** zusammen eingetragen.

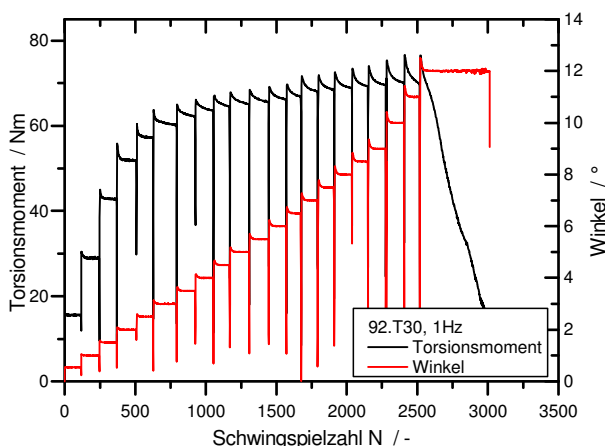


Bild 5.52: Probe 92.T30, 20MnMoNi5-5

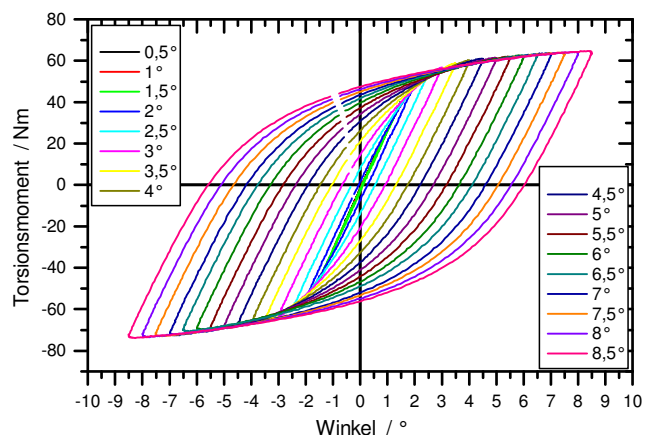


Bild 5.53: Charakteristische Zyklen

Gut zu erkennen ist darin die sich ergebende Fließkurve als Einhüllende der sie bildenden Hystereseschleifen.

Eine weitere zyklische Fließkurve wurde mit einer auf 0,05 Hz deutlich reduzierten Prüffrequenz an der ebenfalls mit rein wechselnder Torsion belasteten Probe 92.T31 aufgenommen. Die aufgenommenen Maschinendaten sind in Bild 5.54 aufgetragen. Auch bei dieser ist in der letzten Belastungsstufe der deutliche Abfall durch schnelles Risswachstum zu erkennen. Im Unterschied zur Probe 92.T30 mit einer Prüffrequenz von 1 Hz können noch stabil größere Winkelamplituden erreicht werden, da zur Stabilisierung des Momentes deutlich weniger Schwingspiele nötig sind und die damit pro geprüfter Belastungsamplitude eingebrachte Schädigung geringer ist. Diese geringere notwendige Schwingenspielzahl zur Stabilisierung ist unter anderem durch den geringeren Energieeintrag pro Zeiteinheit zu verstehen. In Bild 5.55 sind die aus den beiden Torsionsversuchen bestimmten Fließkurven noch in den Maschinendaten Moment über Winkel dargestellt. Bei kleinen plastischen Anteilen in der Verformung ergeben sich kaum

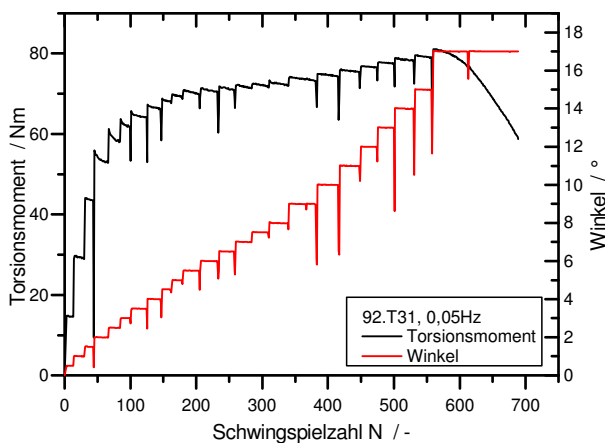


Bild 5.54: Probe 92.T31, 20MnMoNi5-5

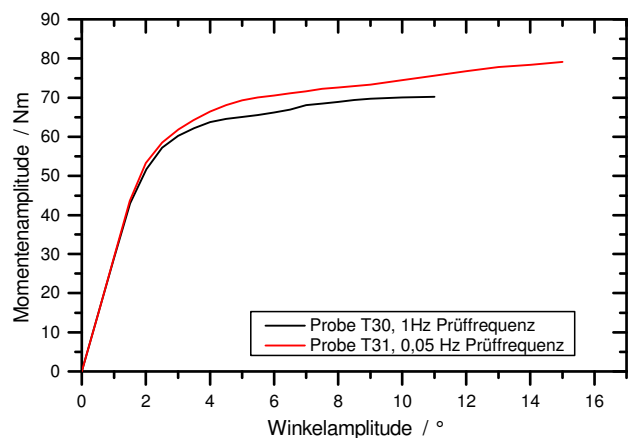


Bild 5.55: Resultierende Fließkurven

Unterschiede zwischen den beiden Kurven. Diese Unterschiede ergeben sich erst mit zunehmendem plastischen Dehnungsanteil durch die innere Erwärmung der Probe. Durch die unterschiedlichen Prüffrequenzen ergibt sich eine unterschiedliche Energiefreisetzungsrates und somit eine unterschiedlich starke innere Erwärmung. Daher sind die sich einstellenden Momente bei 1 Hz etwas niedriger als bei der Prüffrequenz von 0,05 Hz. Die Unterschiede bei den überwiegend untersuchten einstufigen Belastungshorizonten ergeben sich dabei als die in Tabelle 5.12 gelisteten prozentualen Abweichungen im Torsionsmoment.

Tabelle 5.12: Unterschiede im Torsionsmoment zwischen 1 Hz und 0,05 Hz Prüffrequenz

Winkelamplitude 2,5°	Winkelamplitude 4,5°	Winkelamplitude 6,3°
2,40 % bezogen auf 1 Hz	5,45 % bezogen auf 1 Hz	6,35 % bezogen auf 1 Hz
2,34 % bezogen auf 0,05 Hz	5,17 % bezogen auf 0,05 Hz	5,97 % bezogen auf 0,05 Hz

Der Vergleich der einachsig und zweiachsig ermittelten Fließkurven erfolgt anhand der Proben 92.C.14 und 92.T31, die mit vergleichbaren Prüffrequenzen aufgenommen

wurden. Um diese direkt miteinander vergleichen zu können müssen beide, entsprechend Kapitel 2.3, in eine Darstellung der Formänderungsfestigkeit k_f über der logarithmischen Formänderung φ überführt werden. Die für die Berechnung der Schiebung in diesem Kapitel getroffenen Annahmen und gezeigten Berechnungen können mittels des verwendeten Messsystems ARAMIS überprüft werden. Mit diesem wurden an der Probenoberfläche die Dehnungen unter 45° gemessen und daraus die auftretende Schiebung bestimmt. In Bild 5.56 sind die so bestimmten Fließkurven unter rein wechselnder Torsion mit „Torsion ARAMIS“ bzw. „Torsion Winkel“ bezeichnet. Die aus der Maschinengröße „Winkel“ bestimmte Schiebung ist dabei bei der Kurve „Torsion Winkel“ verwendet worden. Als „Zug-Druck“ ist in diesem Diagramm die an der Probe 92.C.14 einachsig bestimmte Fließkurve eingetragen. Zwischen den einachsig und zweiachsig bestimmten Fließkurven ergeben sich durch ein unterschiedliches Verfestigungsverhalten zwischen den Formänderungsfestigkeiten k_f , bestimmt nach Gl. 2-2 bzw. Gl. 2-7, bei einer maximalen Formänderung $\varphi = 0,006$ die Unterschiede zu 9,2 %, bezogen auf einachsige Fließkurve, oder 8,4 % bei Bezug auf zweiachsig. Die zur Ermittlung der zyklischen Fließkurve verwendete Theorie bei reiner Torsion deckt sich mit den Messergebnissen aus ARAMIS und ist damit verifiziert. Zusätzlich mit eingetragen ist die statische Fließkurve ermittelt an der Probe 92.10.2. Der Vergleich aller zyklischen Fließkurven mit der statischen Fließkurve ergibt ein zyklisch entfestigendes Verhalten für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT, da alle zyklischen Kurven, verglichen mit der statischen Fließkurve, bei niedrigeren Spannungen liegen.

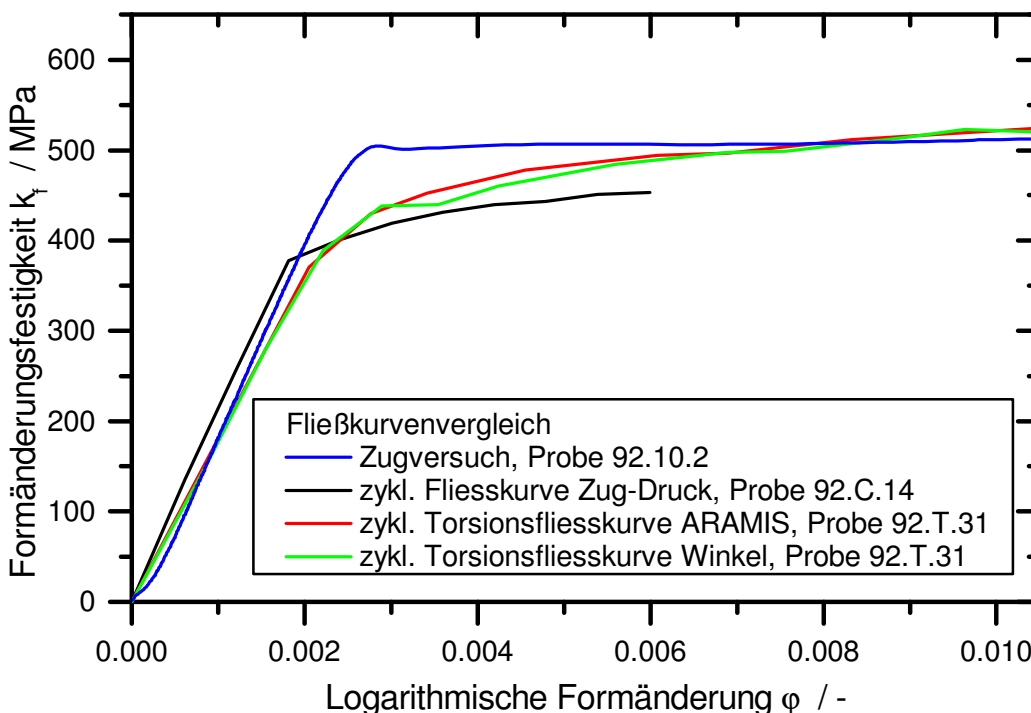


Bild 5.56: Vergleich der zyklischen Fließkurven des Werkstoffs 20MnMoNi5-5

6 Metallographische Untersuchungen

Es wurden eine Reihe von metallographischen Untersuchungen durchgeführt, um einerseits ungültige Versuche auszusortieren und andererseits ein besseres Verständnis für die im Werkstoff ablaufenden Vorgänge bei schwingender Beanspruchung und deren Auswirkungen auf die Lebensdauer und Abhängigkeit von verschiedenen Faktoren zu bewerten. Ebenfalls kann eine abgesicherte Versuchsdatenbasis nur aufgebaut werden, wenn auch die Rissart und das Rissaussehen mit erfasst sind. So kann die Streuung in den Versuchsergebnissen minimiert werden und zudem ein Hinweis auf weitere wichtige zu untersuchende Einflussfaktoren gewonnen werden. Auch sollte ein auf die Lebensdauer Einfluss nehmender Versuchsparameter die Rissentwicklung und Rissausbreitung beeinflussen oder verändern und dies soll über Replica, ARAMIS und eine makroskopische Bruchbetrachtung nach Versuchsende bewertet werden.

6.1 Makroskopische Bruchbetrachtung der LCF-Versuche

Im Buch von Sähn/Göldner [90] wird bei einachsiger Belastung zwischen trennflächigen und scherflächigen Brüchen unterschieden. Die makroskopische Ausprägung eines Bruches kann sich neben den Einflüssen des Werkstoffs auch durch Temperatur und der Beanspruchungszustand durch Risswachstum verändern und dadurch gemischte Bruchflächen erzeugen. Mögliche makroskopische Rissorientierungen und Bruchflächenbilder mit Erklärungen finden sich auch in [40].

Alle ein- und zweiachsig durchgeführten Ermüdungsversuche wurden im Hinblick auf die makroskopische Bruchausprägung untersucht und bewertet. Bei den einachsigen Versuchen war jedoch auf Grund der variierten Parameter und der zu geringen Versuchsanzahl eine eindeutige Zuordnung eines bestimmten Rissaussehens zu einer Parameterkombination nicht möglich. Daher werden hier nur exemplarisch vier Bruchbilder für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 gezeigt, die einen Einblick in die Varianz des Bruchaussehens bei einachsiger Zug-Druck-Belastung geben, [Bild 6.1](#) bis [Bild 6.4](#).



[Bild 6.1](#): 92.9.2, RT



[Bild 6.2](#): 92.D.2



[Bild 6.3](#): 92.9.12



[Bild 6.4](#): 92.D.10

Bei reiner Torsion wurden die schon in Kapitel 5.4 genannten drei Risstypen gefunden. Diese sind unabhängig von den variierten Parametern Versuchsart in Form von dehnungs- und spannungskontrolliert, Belastungshöhe, Mitteldehnung sowie Mittelspannung und bedingt unabhängig von der Oberflächenbeschaffenheit der Probe. Bedingt deshalb, weil die feingedrehte Oberfläche das Wachstum von Rissen in Umfangsrichtung, also in den Drehriefen, begünstigt. Dies wird im Kapitel 6.3 noch genauer gezeigt. Diese drei typischen Rissausprägungen Längsriss, Umfangsriss und kombinierter Längs- mit Umfangsriss werden daher anhand von dehnungskontrollierten Versuchen mit einer Winkelamplitude von $6,3^\circ$ in Bild 6.5 bis Bild 6.7 gezeigt.



Bild 6.5: Torsionsprobe 92.T13 mit Längsrissen nach 5240 Lastwechseln



Bild 6.6: Torsionsprobe 92.T12 mit Umfangsrissen nach 1600 Lastwechseln



Bild 6.7: Torsionsprobe 92.T14 einer Kombination aus Längs- und Umfangsriss nach 8850 Schwingspielen

Die Entstehung, das Wachstum und die Unterschiede werden in den Kapiteln 6.3 und 6.4 vertieft. Die Einordnung der Auswirkung dieser unterschiedlichen Rissarten auf die Lebensdauer erfolgt in Kapitel 7.

6.2 REM-Untersuchungen der einachsigen LCF-Versuche Rissentwicklung

Der Einfluss von Temperatur und Mitteldehnung auf die Rissentstehung und das anschließende Wachstum wurde an 6 Proben aus dem Werkstoff 20MnMoNi5-5 untersucht. Die Analyse erfolgte dabei mittels einer eingehenden Betrachtung der Bruchflächen im Rasterelektronenmikroskop (REM). Die noch nicht gebrochenen Proben wurden in flüssigem Stickstoff abgekühlt und danach spröde aufgebrochen. Der Einfluss der Probentemperatur wurde an den Proben 92.C.9 (RT), 92.C.10 (288 °C) und 92.C.3 (350 °C) analysiert. Allen gemeinsam ist eine rein wechselnde Versuchsdurchführung mit einer Gesamtdehnungsschwingbreite $\epsilon_{ges} = 0,9\%$. Die in Bild 6.8 eingetragenen Pfeile geben die Orientierung der Betrachtungsrichtung für die nachfolgenden REM-Bilder wieder.

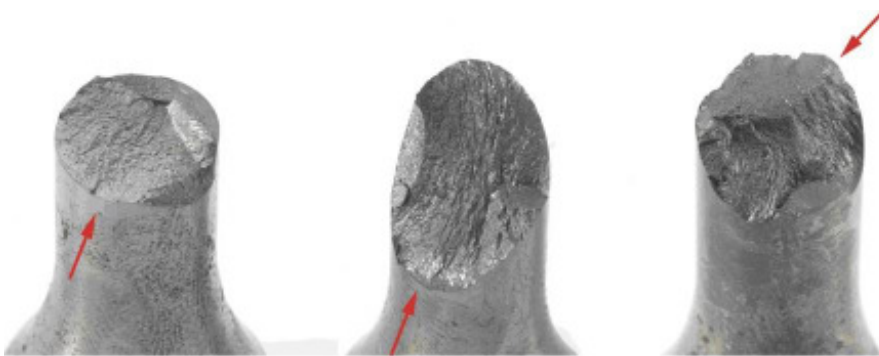


Bild 6.8: Bruchflächen von links nach rechts: RT, 288 °C, 350 °C, 20MnMoNi5-5

Die Probe bei Raumtemperatur (RT) ist in Bild 6.9 mit den zwei Detailbildern B und C dargestellt. Zu sehen ist eine halbmondförmige Rissausgangsstelle mit einer fast senkrecht zur Belastungsrichtung orientierten Bruchfläche. In den Detailbildern erkennt man die für rein wechselnde Versuche typischen zerdrückten Schwingstreifen auf den Erhebungen der Bruchstelle, den Kontaktstellen, und die in Teilbild C in den „Tälern“ noch erhaltenen Schwingstreifenstrukturen.

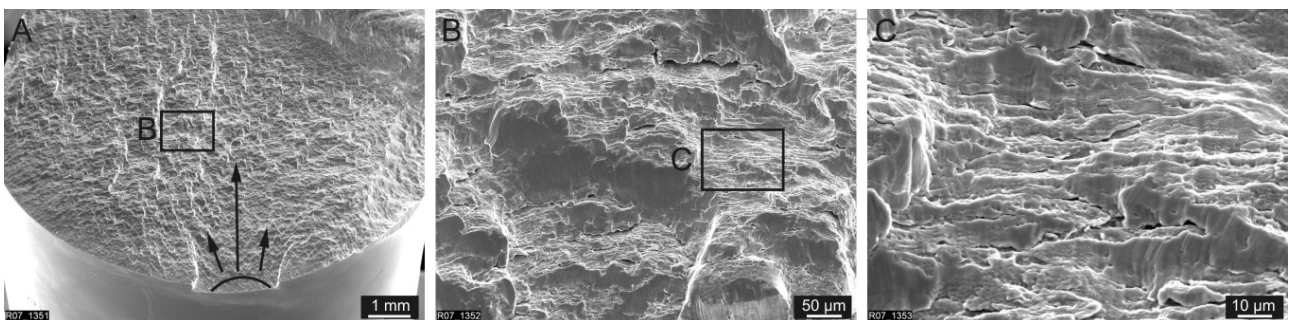


Bild 6.9: Rissausgang Ausschnitt B aus Bruchfläche Detail C, Schwingstreifen

Die Probe 92.C.10, die bei 288 °C geprüft wurde, ist in Bild 6.10 gezeigt. Im Teilbild A ist neben dem Rissausgang noch gestrichelt der spröde Laborbruch zu sehen. Weder in Teilbild B noch C können auch bei höherer Vergrößerung typische Schwingstreifen-

strukturen gefunden werden. Die vergrößerten Bereiche zeigen eher ein Aussehen typisch für eine Mikroduktilität bzw. das Aussehen eines Scherbruches.

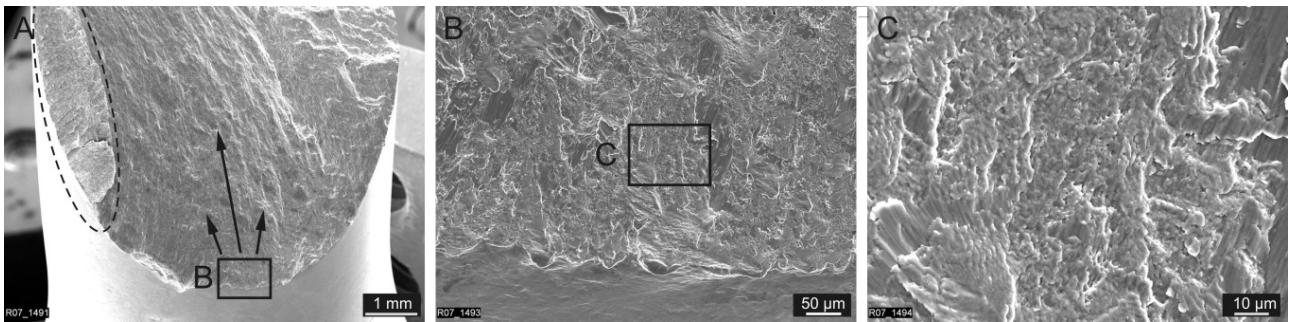


Bild 6.10: Rissausgang Ausschnitt B aus Bruchfläche Detail C, Mikroduktilität

Die Bruchfläche der bei 350 °C geprüfte Probe 92.C.3 ist in Bild 6.11 dargestellt. Bei dieser Probe gibt es nicht nur einen Rissausgang, sondern mehrere. Zwei Bereiche sind halbmondförmig eingetragen. Diese befinden sich zudem auf verschiedenen Ebenen der Bruchfläche. Das Teilbild B entstammt der Hauptrissausbreitungsrichtung und die Rissausbreitung weist an dieser Stelle auf den auch hier gestrichelt eingetragenen Laborbruch hin. In der Vergrößerung B aus der Hauptbruchfläche finden sich verdrückte Strukturen, wie sie für einen rein wechselnden Versuch typisch sind. Auch bei diesem Versuch ist im Detailbild C auf den Flanken eine Mikroduktilität zu sehen und keine typischen Schwingstreifen.

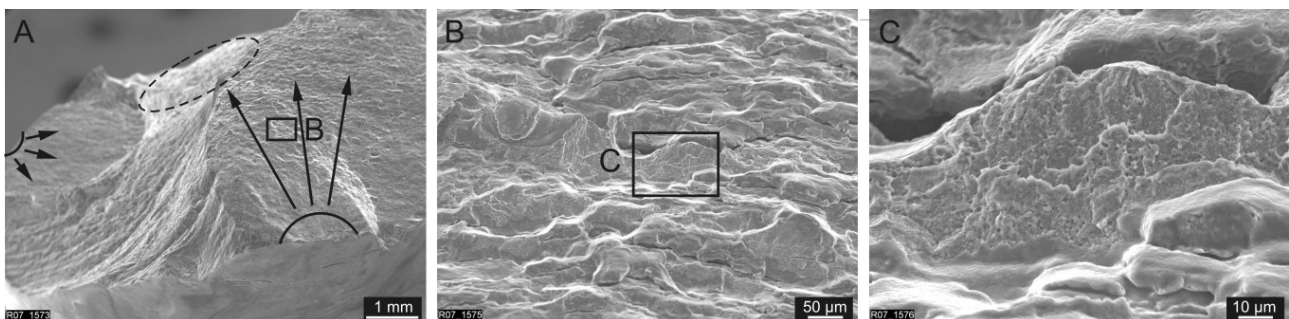


Bild 6.11: Rissausgang Ausschnitt B aus Bruchfläche Detail C, Mikroduktilität

Der Einfluss der Mitteldehnung wurde anhand von Versuchen bei RT mit einer Gesamtdehnungsschwingbreite von $\epsilon_{ges} = 0,6\%$ mit unterschiedlichen Mitteldehnungsverhältnissen R_ϵ untersucht. Dies erfolgt an den Proben 92.9.21, 92.9.07 sowie 92.10.18. Diese sind beginnend mit $R_\epsilon = -1$ und einer Steigerung der Mitteldehnung auf $R_\epsilon = 0,4$ und $R_\epsilon = 0,833$ geprüft worden. Auffällig bei makroskopischer Betrachtung ist die fast senkrechte Bruchfläche der rein wechselnd geprüften Probe im Vergleich zu den auf mehreren Ebenen laufenden Brüchen bei erhöhter Mitteldehnung, Bild 6.12. Die rein wechselnd geprüfte Probe 92.9.21 zeigt auf der Bruchfläche drei halbkreisförmig eingetragene Hauptrissausgangsstellen und die beiden Orte der Teilbilder B und C, Bild 6.13. Neben den Hauptrissausgängen sind noch weitere kleinere zu finden, was auf

eine sehr homogen belastete Probe, einen sehr homogenen Werkstoff und eine sehr gute Probenoberfläche schließen lässt. Im Detailbild B ist der Hauptbruchausgang zu

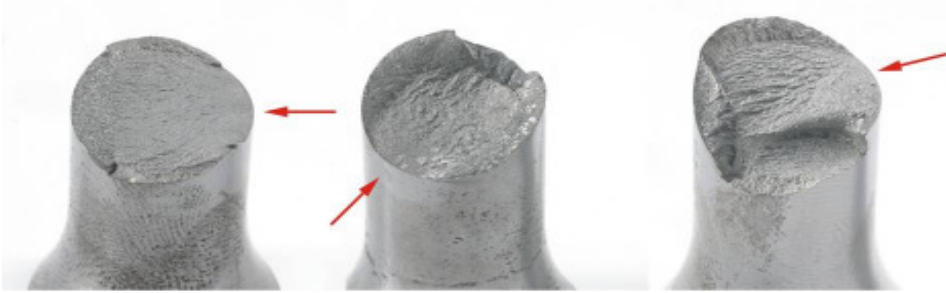


Bild 6.12: Bruchflächen von links nach rechts: $R_\epsilon = -1; 0,4$ und $0,833$, 20MnMoNi5-5

erkennen. Die in diesem Bereich zu sehenden Längsriefen sind nicht ursächlich für den Bruchausgang und wahrscheinlich beim Ausbau der Probe entstanden. Auf dem Teilbild C sind teilweise verdrückte Schwingstreifen aus der Bruchfläche zu sehen.

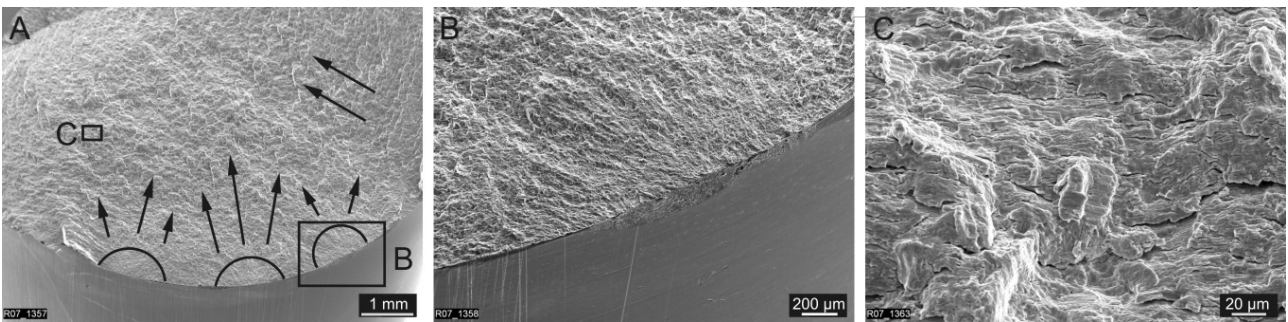


Bild 6.13: Rissausgang Ausschnitt B am Probenrand Detail C, Schwingstreifen

Der Bruch der Probe 92.9.07 mit einem Dehnungsverhältnis $R_\epsilon = 0,4$ ist in **Bild 6.14** gezeigt. Makroskopisch ähnelt dieser fast einem Teller-Tassen Bruch, auf der Bruchfläche sind jedoch eindeutige Anzeichen für einen Schwingungsbruch vorhanden. Der Rissausgang ist in Bild A eingetragen, Teilbild B zeigt den Übergang des Schwingungs- zum Laborbruch. Teilbild C zeigt aus der Grenzlinie dieses Überganges noch Schwingstreifen

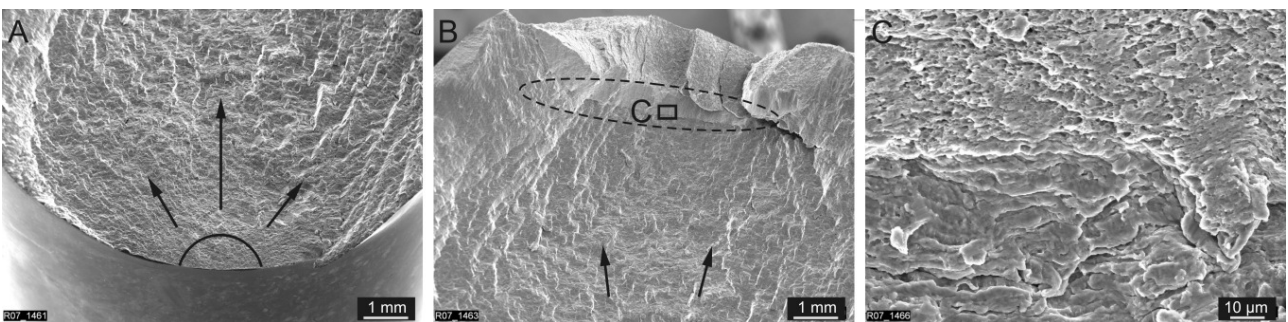


Bild 6.14: Rissausgang Ausschnitt B aus Bruchfläche Detail C, Restduktilität

und im oberen Bereich auf dem Laborbruch Anzeichen für eine Restduktilität. Ursächlich ist hier eine noch nicht ausreichend abgekühlte Probe vor dem spröden Aufbrechen.

Die Probe mit der höchsten Mitteldehnung entsprechend dem Mitteldehnungsverhältnis $R_{\epsilon} = 0,833$ ist 92.10.18 in Bild 6.15. Der Hauptrissausgang ist im Teilbild A halbmondförmig eingetragen, allerdings deutlich verformt erkennbar an einem nicht klar ausgeprägten Probenrand. In Teilbild B sind weitere Rissausgänge auf einer zweiten Ebene dargestellt und in Teilbild C gestrichelt eingetragen der Laborbruch. Auch hier findet sich wieder eine Restduktilität im Laborbruch. Der weiße Punkt, umgeben von der schwarzen Berandung auf der Bruchfläche, ist noch eine Verunreinigung der Bruchfläche.

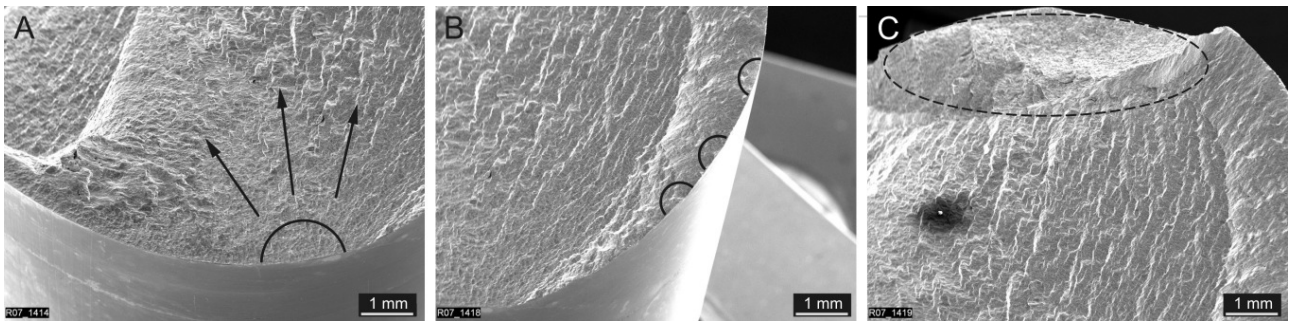


Bild 6.15: Rissausgang

Ausschnitt B Rissausgänge

Detail C, Laborbruch

Ergebnis der Betrachtungen

Es können durch die Parameter Temperatur und Mitteldehnung Veränderungen auf der Bruchfläche festgestellt werden. Diese sind jedoch nicht sehr eindeutig und zeigen sich am deutlichsten in einer besser erhaltenen Schwingstreifenstruktur mit zunehmender Mitteldehnung. Als Effekt der Temperatur lässt sich eine stärker getreppte Bruchfläche mit Anrissen auf verschiedenen Ebenen und an verschiedenen Stellen erkennen. Um ein besseres Verständnis der Bruchvorgänge zu bekommen und die Unterschiede durch die Parametervariationen besser bewerten zu können, sollten während des Versuches Informationen zum Rissausgang und der Rissausbreitung gewonnen werden. Möglichkeiten und Ergebnisse hierzu werden in den nächsten zwei Kapitel aufgezeigt.

Rissausgang

Die Rissausgangsursachen konnten nur an wenigen Proben ermittelt werden. Meistens ist dieser Bereich durch die nach dem Anriss folgenden Schwingspiele, auf Grund der überwiegend bei rein wechselnder Belastung durchgeführten Versuche, so stark plastisch verformt, dass keine eindeutige Aussage über den Grund der Rissentstehung gemacht werden kann. Bei allen betrachteten Proben beider Werkstoffe konnten Werkstoffinhomogenitäten nicht als Anrissursache erkannt werden. Als Rissausgangsstelle konnte bei der rein wechselnd mit einer Dehnungsamplitude von $\epsilon_a = 0,7\%$ bei 350 °C belasteten Probe 92.D1 aus 20MnMoNi5-5 eine Schleifriefe identifiziert werden. Diese Rissausgangsstelle ist in Bild 6.16 und der rot markierte Bereich stärker vergrößert in Bild 6.17 zu sehen. Sichtbar sind weitere zur anrissauslösenden Schleifriefe parallele Schleifriefen.

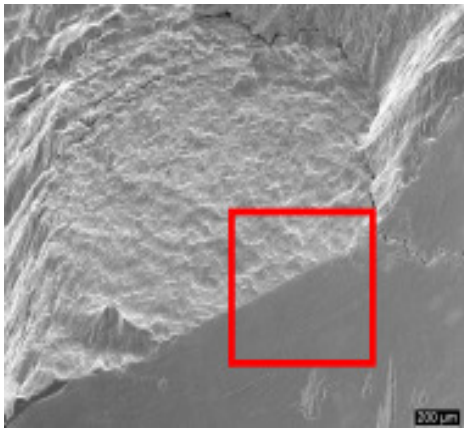


Bild 6.16: Anrissausgang, 92.D1

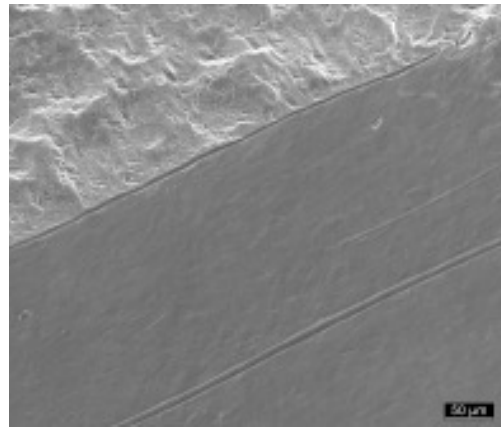


Bild 6.17: Detail Anrissausgang, 92.D1

An der Probe F2.8.6 aus X6CrNiNb18-10, spannungskontrolliert geprüft bei 288 °C mit $R = 0,95$, sind auf der Oberfläche viele Anrisse zu erkennen, die auf eine sehr gut polierte Oberfläche schließen lassen. Der Grund für eine Anrissentstehung sind hier also keine Kerben aus der Bearbeitung, sondern durch die sehr gute Oberflächenqualität sind an mehreren Stellen auf der Probenoberfläche riefenartige Strukturen zu erkennen, Bild 6.19.

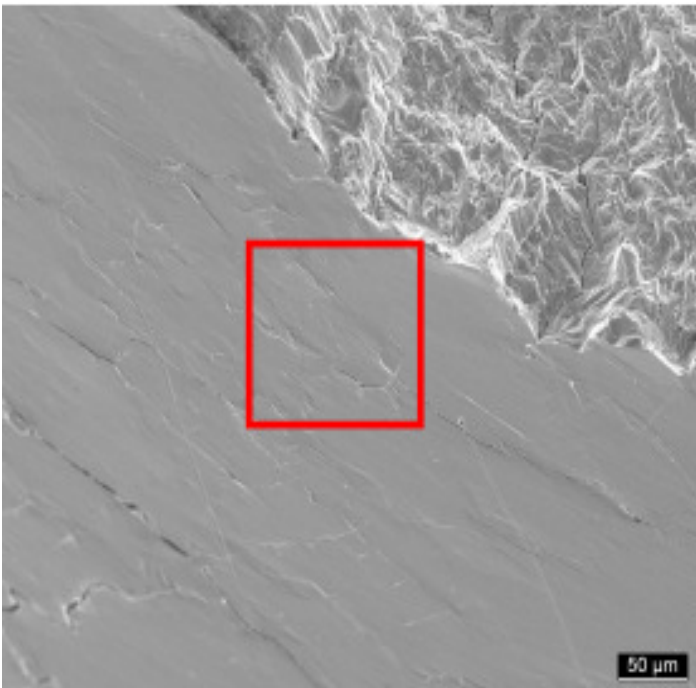


Bild 6.19: Anrisse und Versetzungsstrukturen, F2.8.6, X6CrNiNb18-10

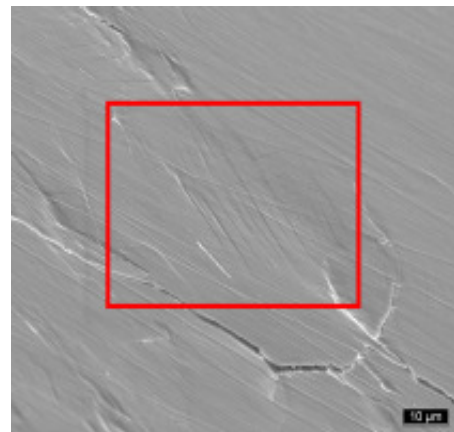


Bild 6.18: Gleitbänder, F2.8.6

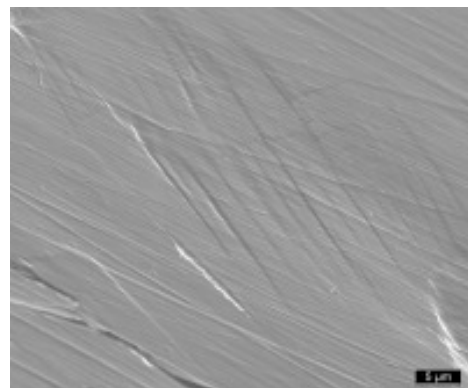


Bild 6.20: Detail Gleitbänder, F2.8.6



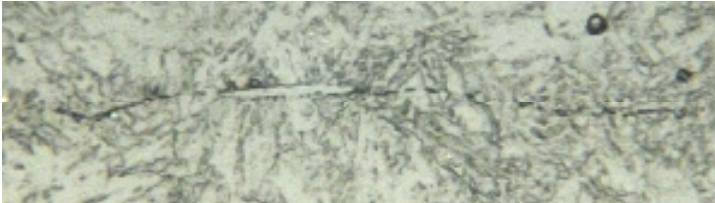
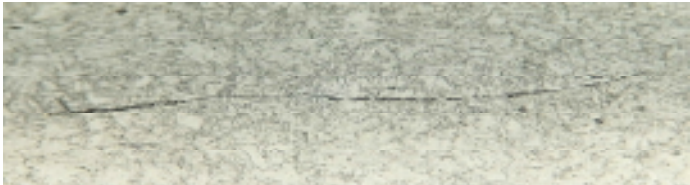

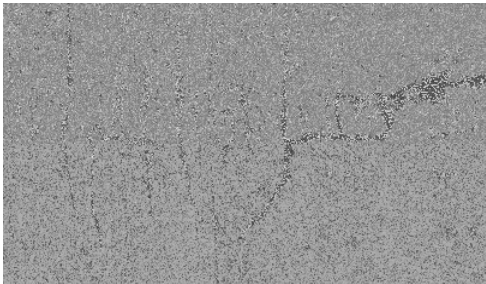
Diese Strukturen sind bei stärkerer Vergrößerung, Bild 6.18 und Bild 6.20, als Gleitbänder, auch als Intrusionen und Extrusionen bezeichnet, zu erkennen, Kap 2.6. Von solchen Gebieten gehen Anrisse aus, Bild 6.18.

6.3 Ergebnisse der Replica-Untersuchungen

Die Replica-Untersuchungen (Kapitel 2.8) wurden an den zylindrischen Vollproben aus dem ferritischen Werkstoff 20MnMoNi5-5 unter reiner Torsion durchgeführt, um ein Verständnis des Schädigungsablaufes bei dieser zweiachsigen Belastung zu erhalten, entsprechend Kapitel 2.8, 4.1.2 und 5.4. Die Schwerpunkte der Untersuchung lagen auf den Orten der Rissentstehung, dem Einfluss der plattenartigen Seigerungsstruktur auf das Risswachstum, dem Einfluss der Oberflächengüte und Klärung weiterer Details zu den drei schon vorgestellten auftretenden Rissarten.

Die Rissentstehung konnte an verschiedenen Orten und mit verschiedenen Ursachen gefunden werden, siehe Tabelle 6.1.

Tabelle 6.1: Unterschiedliche Rissentstehungsursachen bei reiner Torsionsbelastung

Einschlüsse (Mangansulfide, Schlackenzeilen)		
	0 Lastwechsel	Riss nach 11 Lastwechseln
Korngrenzen länglicher Körner (in Seigerungslinien)		
Seigerungsgrenzlinien siehe auch <u>Bild 6.21</u>		
im homogenen Gefüge (Korngrenzen)		
im Kerbgrund von Bearbeitungs- riefen (Umfangsrisse)		

Alle gefundenen Risse initiieren in der Richtung der maximalen Schubspannungen, also längs oder quer zur Probenachse, siehe Kap. 2.6. Die Rissinitiierung erfolgt zwischen 6 und 36% der Versuchslaufzeit. Bild 6.21 zeigt einen größeren Ausschnitt eines Längsrisses, der entlang einer Seigerungsgrenzlinie wächst.

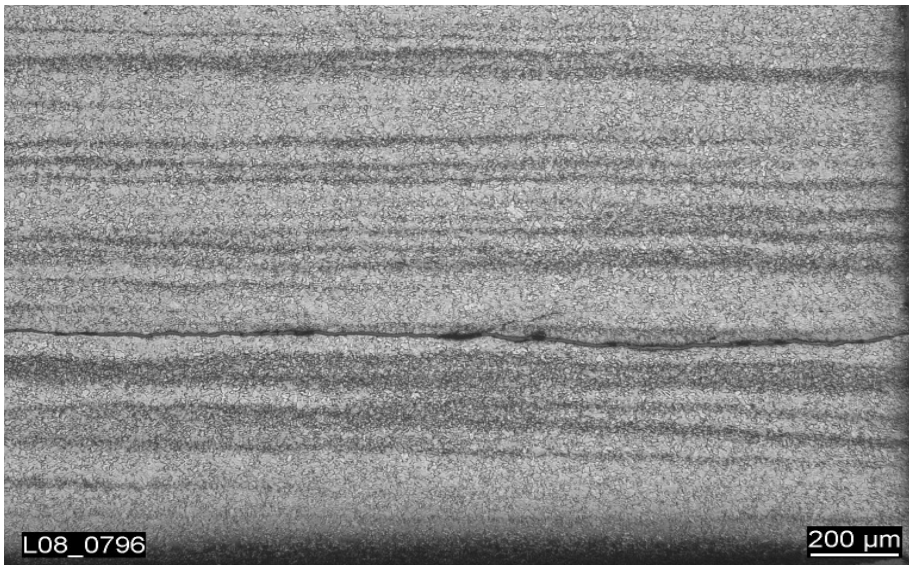


Bild 6.21: Längsriss entlang Seigerungsgrenzlinie

Die Riefenstruktur der feingedrehten Proben begünstigt das Entstehen und anschließende Versagen der Proben durch einen Umfangsriss, indem die in den Seigerungslinien entstehenden Längsrisse zum Stehen kommen, siehe Bild 6.22.

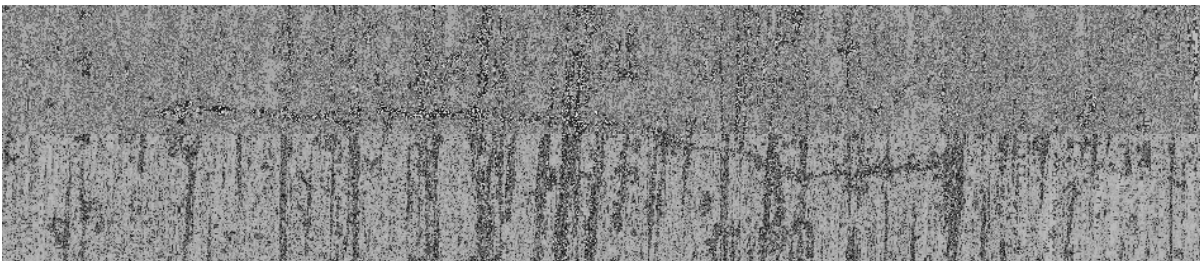


Bild 6.22: Längsriss gestoppt durch Umfangsriefen, reine Torsion

Häufig zu beobachten ist das Wachstum von Rissen an Körnern. Ein auf ein Korn treffender Riss spaltet sich in zwei Teilrisse auf, die beide in Umfangsrichtung um das Korn wachsen. Hinter dem Korn vereinigen sich die Risse wieder zu einem Riss und wachsen in der ursprünglichen Richtung weiter. Neben diesem an der Oberfläche beobachtbaren Risswachstum um das Korn erfolgt ebenfalls ein Tiefenwachstum, durch das dieses ganz vom umgebenden Werkstoff getrennt und in Folge dessen herausgelöst wird. Dies ist im Schritt von Bild 6.23 zu Bild 6.24 an einem rissauslösenden Korn der Probe 92.T19 zu erkennen, das nach 1900 Schwingspielen herausgelöst ist.

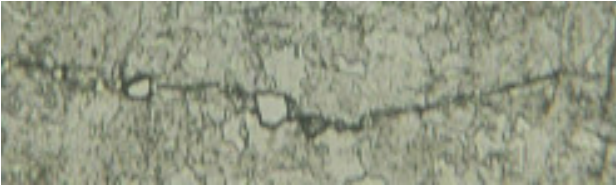


Bild 6.23: 1700 Schwingspiele

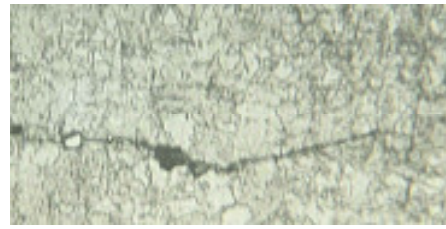


Bild 6.24: 1900 Schwingspiele

Die plattenartige Seigerungsstruktur, siehe Kap. 2.6, hat dabei einen wesentlichen Einfluss auf die Rissentstehung. Auf der Oberfläche einer solchen Platte entstehen nur sehr kleine, verzweigte Risse. Die eigentlichen zum Versagen des Bauteils führenden Längsrisse entstehen im Bereich des senkrechten Austritts der Seigerungslinien aus der Probenoberfläche.

Das Risswachstum erfolgt einerseits als das Wachsen eines einzelnen Risses, dessen Wachstum zuerst steil ansteigt, dann einen stabilen Zuwachs pro Zyklus erreicht und gegen Versuchsende wieder stark ansteigt. Die zweite Art des Wachstums ist die Vereinigung von Rissen. Bei den mit den Replica-Abdrücken ausgewerteten Versuchen ist für einen der Hauptrisse häufig ein sprunghafter Zuwachs in der Gesamtrisslänge durch die Vereinigung zweier oder mehrerer davor vorhandener Teilrisse. Eine Sonderform des Risswachstums ist bei den untersuchten Torsionsproben der Stufenriss. Dieser setzt sich aus kurzen Abschnitten in Längs- und Umfangsrichtung zusammen. Ein solches Verhalten ist in [90] für scherflächige Brüche unter Schubbeanspruchung beschrieben. Durch die Replica konnte der Vorgang in diesem Fall als das fast gleichzeitige entstehen und anschließende Zusammenwachsen von Längs- und Umfangsrissen erklärt werden. Die Längsrisse wachsen hierbei zwischen den Riefen und vereinigen sich mit in den Riefen wachsenden Umfangsrissen bzw. entstehen an den Risspitzen der Umfangsrisse neu. Dies ist in Bild 6.25 für die Probe 92.T34 nach 4000 Schwingspielen gezeigt.

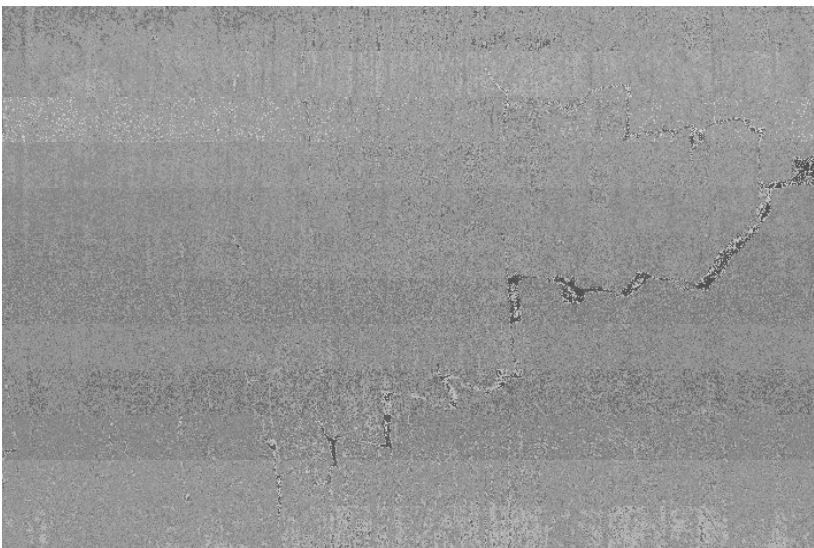


Bild 6.25: Stufenriss aus Längs- und Umfangsrissen, reine Torsion

Die zwei anderen häufig gefundenen Arten der Rissvereinigung sind in Bild 6.26 schematisch und anhand zugehöriger Replica-Abdrücke dargestellt. Trotz der gleichen beobachteten Rissarten Längsriss, Umfangsriss und kombinierter Anriss bei allen variierten Parametern und Oberflächenzuständen zeigen sich gewisse Unterschiede. Bei den dehnungskontrollierten Versuchen ist es überwiegend ein Längsriss, der für das Versuchsende mit dem dazu erforderlichen Momentenabfall verantwortlich ist. Lässt man diese Probe noch länger laufen, erhält man häufig einen kombinierten Anriss durch einen erst nach sehr großem Lastabfall entstehenden Umfangsriss. Bei den spannungskontrollierten Versuchen tritt ähnlich früh ein Längsriss auf, allerdings erfolgt der Versuchsabbruch meist durch einen Umfangsriss. Bei den dehnungskontrollierten Versuchen kann mit einer Reduktion der Prüffrequenz von 1 Hz auf 0,05 Hz ein ähnliches Verhalten wie bei den spannungskontrollierten Versuchen erreicht werden.

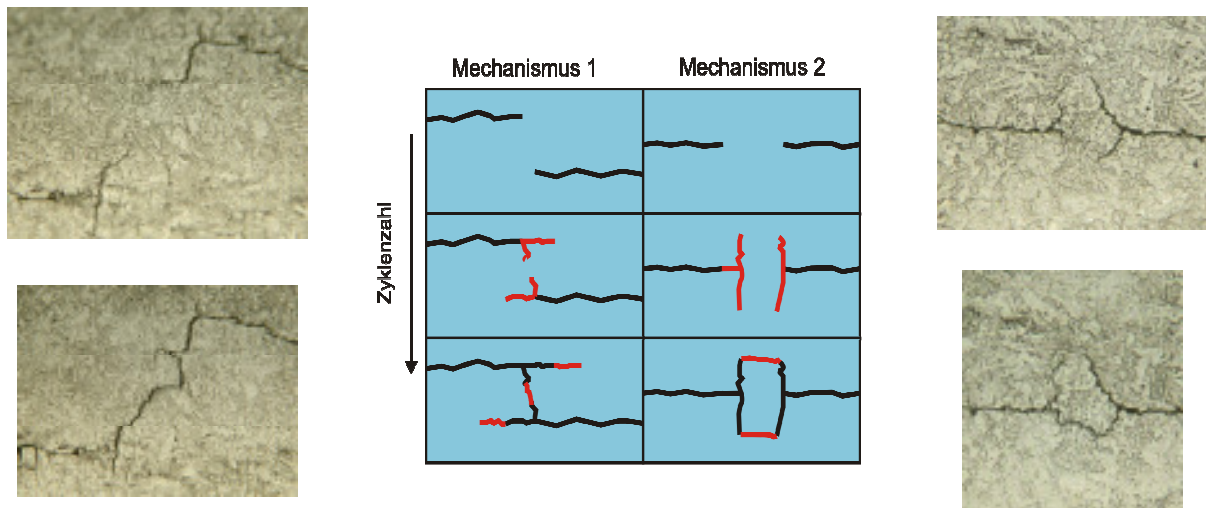


Bild 6.26: Vereinigungsmechanismen beim Risswachstum unter reiner Torsion [56]

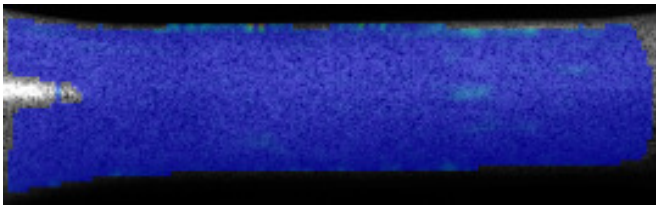
Werden die bei den dehnungskontrolliert geprüften Proben auftretenden Längs- mit den Umfangsrissen verglichen, ergibt sich ein von der Winkelamplitude abhängiges Verhalten. Bei der kleinsten getesteten Winkelamplitude von $2,5^\circ$ weisen die Proben mit Umfangsriss eine höhere Lebensdauer auf, als solche mit einem Längsriss. Bei der Erhöhung der Winkelamplitude auf $4,5^\circ$ ist kein eindeutiger Unterschied in der Lebensdauer zwischen diesen beiden Rissarten mehr zu finden. Eine weitere Erhöhung auf die Winkelamplitude von $6,3^\circ$ ergibt für die Proben, die mit einem Umfangsriss versagen, die kürzere Lebensdauer.

6.4 Ergebnisse der optischen Dehnungsmessung

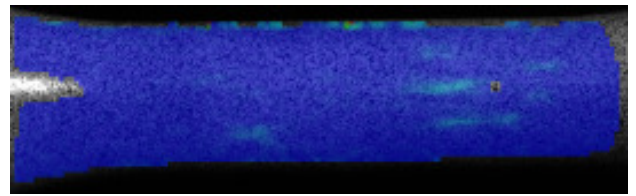
Die optische Dehnungsmeßtechnik ARAMIS [38], [58] wurde auf seine Eignung zur Bewertung von zyklischen Versuchen untersucht. Durch die Anwendung des Systems sollen die durch Replica gewonnenen Erfahrungen zur Rissentstehung und dem Risswachstum durch weitere Daten untermauert werden. Ebenfalls bietet es im selben Einsatz noch die Information der Dehnungsverteilung auf der Probenoberfläche, die zur Lebensdauerbewertung der Torsionsversuche verwendet werden kann und zur Identifikation eventuell vorhandener unerwünschter Zusatzbelastungen. Diese Zusatzbelastungen könnten aus einer ungleichen Wärmeverteilung, einer geometrischen Unstetigkeit oder nicht optimal ausgerichteten Proben entstehen. Die Verwendung dieses Systems kann also die Aussagekraft einzelner Versuche deutlich erhöhen. Die Anwendung zur Messung von Dehnungen für die Bewertung von Versuchen und die Verfolgung der Rissentwicklung werden im Folgenden kurz vorgestellt.

Auf der Oberfläche der unter reiner Torsion belasteten Proben können unter 45° Dehnungen gemessen werden, aus denen die wirkende Schiebung bestimmt werden kann. Der Vorteil des optischen Systems liegt hierbei in der Möglichkeit auch große Schiebungen mit daraus resultierenden großen plastischen Anteilen in jedem Zyklus noch gut zu erfassen. Bei der Messung der Dehnungen bei mit identischen Winkelvorgaben belasteten Proben ergaben sich Unterschiede, die sich gut mit den Unterschieden in der Laufzeit korrelieren lassen. Wird dieser Unterschied in der auf die Probe wirkenden Schiebung berücksichtigt, reduzieren sich die Streubreiten der Versuche. Die Einordnung der mit ARAMIS gemessenen Versuche im Vergleich zur einachsig verifizierten Mittelwertskurve erfolgt in Kapitel 7. Die Verwendung der mit diesem System bestimmten Schiebungen wurde auch schon bei der Ermittlung der zyklischen Fließkurve in Kapitel 5.5 vorgestellt und zur Verifikation der theoretisch berechneten Schiebungen verwendet.

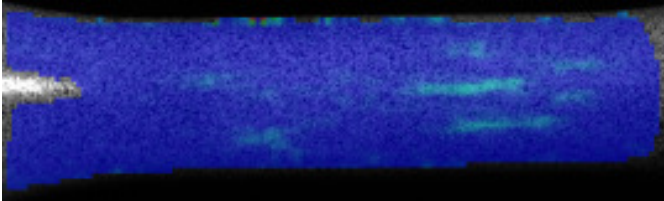
Die Entwicklung des Risswachstums in Form eines Längs-, Umfangs- und eines kombinierten Anrisses wird anhand der Proben 92.T12, T13 und T14 aufgezeigt (Tabelle 5.10). Die Darstellung erfolgt dabei qualitativ anhand eines Falschfarbenbildes wie bei einer Darstellung einer FEM-Auswertung. Blau zeigt niedrige Schiebungs-niveaus an, rot die höchsten. Für die mit einer rein wechselnden Winkelamplitude von $6,3^\circ$ geprüfte Probe 92.T13 ist die Rissentwicklung, die mit dem System messbar ist, in [Bild 6.27](#) dargestellt.



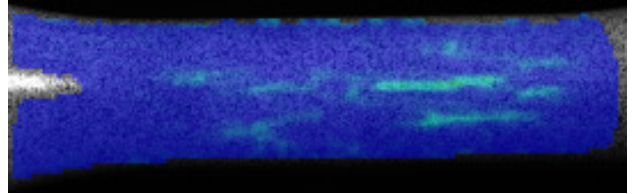
1600 LW: erste Dehnungskonzentration



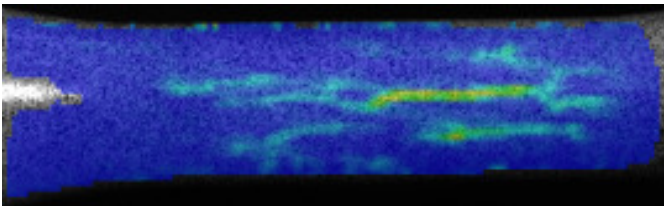
1900 LW: gewachsen und Nebenrisse



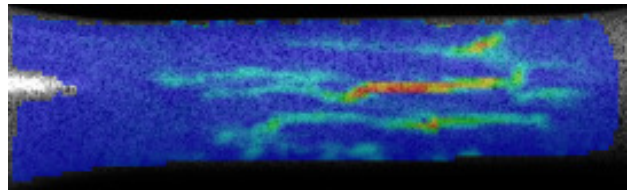
2100 LW



2300 LW



2700 LW: erste Gabelungen und Vereinigung

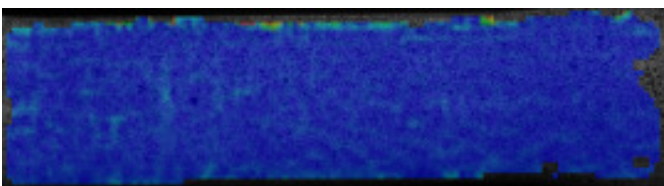


3100 LW

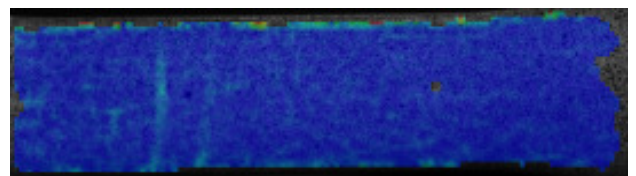
Bild 6.27: Längsrisseentwicklung mit ARAMIS, Probe 92.T13

Ab 1600 Lastwechseln ist eine Dehnungskonzentration zu erkennen, die größer wird und auch an anderen Stellen werden nach 2300 Lastwechseln weitere Rissentstehungsorte sichtbar. Ein nach dem Versuch erfolgter Vergleich der Probenoberfläche mit den dargestellten Dehnungskonzentrationen ergab eine gute Übereinstimmung.

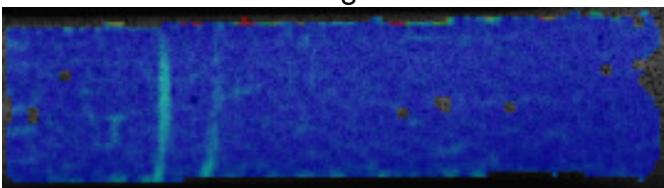
Die Ausbildung eines Umfangsrisse bei der Probe 92.T12 ist in Bild 6.28 gezeigt. Nach 1000 Lastwechseln ist eine erste sehr lokale Dehnungskonzentration zu erkennen, nach 1070 LW ist schon erkennbar, dass es zwei Umfangrisse sind, nach 1150 LW sind beide Risse schon so lang wie der betrachtete Mantelabschnitt der Probe und nach 1350 LW beginnt der Lack zu reißen und eine weitere Auswertung an diesen Stellen ist nicht mehr möglich.



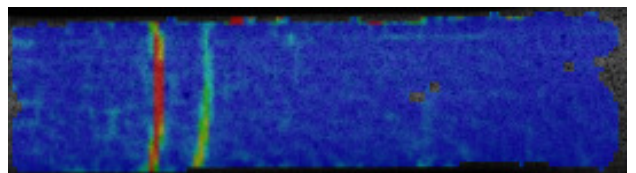
1000 LW: erste Dehnungskonzentration



1070 LW:



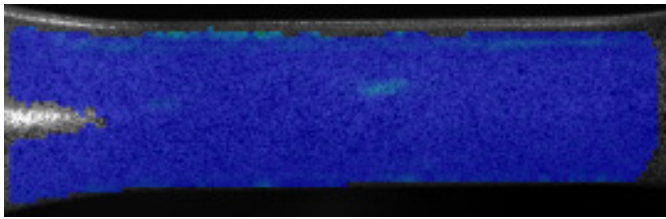
1150 LW



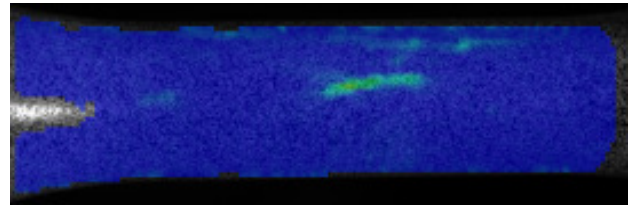
1350 LW

Bild 6.28: Umfangsrisseentwicklung mit ARAMIS, Probe 92.T12

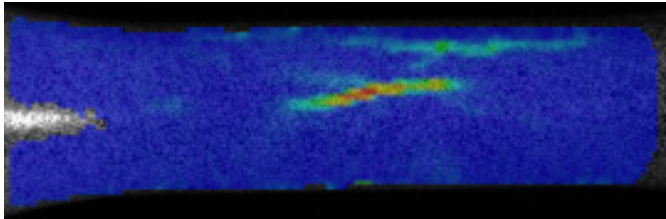
Die Entstehung eines kombinierten Risses ist für die Probe 92.T14 in [Bild 6.29](#) dokumentiert. Nach dem anfänglichen Wachsen mehrerer Längsrisse ist ab 7200 LW ein



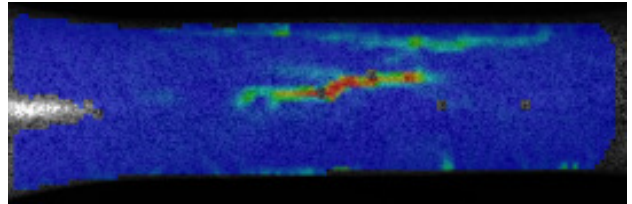
4500 LW: erste Dehnungskonzentration



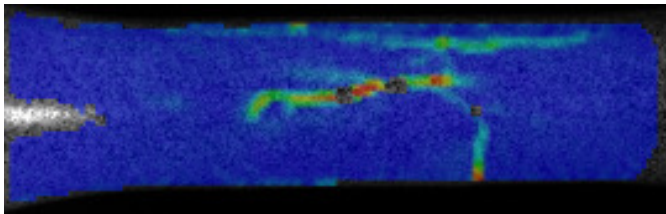
5700 LW: gewachsen und Nebenrisse



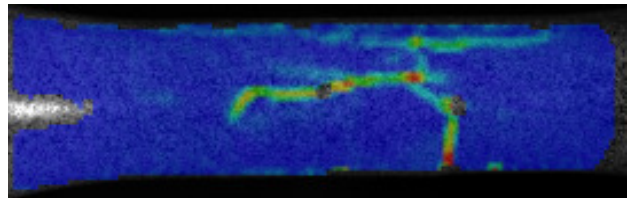
6540 LW



7200 LW: Umfangsriß zu erkennen



7320 LW: mit Längsriß vereinigt



7650 LW

[Bild 6.29](#): Kombiniertes Anriss mit ARAMIS, Probe 92.T14

Umfangsriß am rechten unteren Bildrand als Dehnungskonzentration erkennbar. Nach 7320 LW hat sich dieser mit dem größten vorhandenen Längsriß verbunden. Die sichtbaren nicht farbigen Quadrate zeigen Stellen an, an denen keine Auswertung mehr möglich ist, da der Lack an diesen Stellen aufgerissen ist.

Aus diesen drei Versuchen lässt sich also schließen, dass die Entstehung und das Risswachstum an den geprüften Proben mit ARAMIS ähnlich wie mit den Replica-Abdrücken dokumentiert werden kann. Ein Vergleich der beiden Methoden erfolgt im nächsten Kapitel.

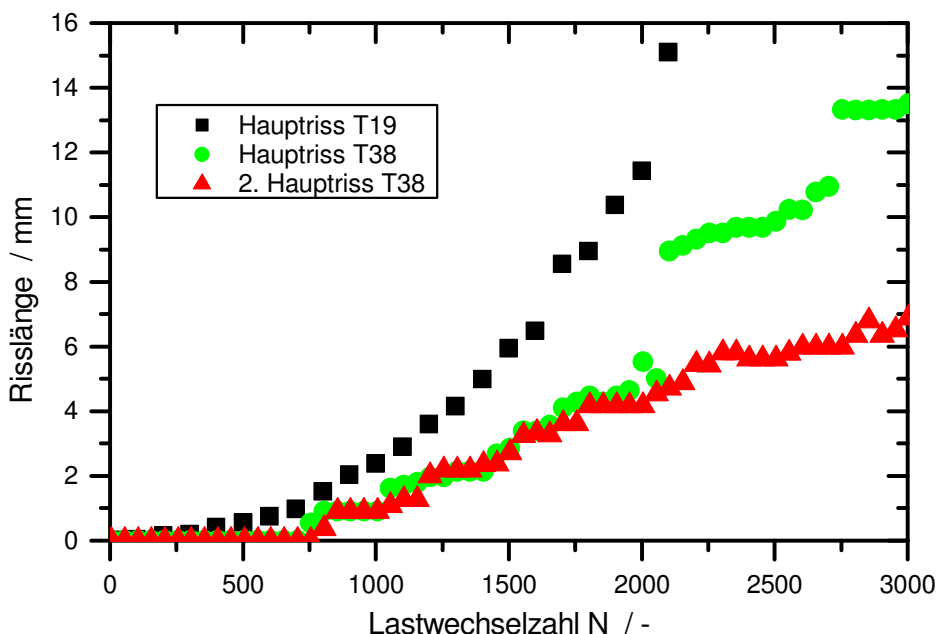
6.5 Vergleich der Replica mit den optischen Dehnungsmessungen

Die beiden Methoden können leider nicht direkt an einer Probe verglichen werden, da zur Messung mit ARAMIS eine mit Lack beschichtete Probe mit einem stochastischen Muster benötigt wird, für die Replica-Abdrücke jedoch eine blanke Oberfläche. Da die Torsionsversuche sich als gut wiederholbar erwiesen haben, werden zwei Proben mit identischen Belastungen geprüft und danach die Ergebnisse verglichen. Da ein generelles

Abbildern der Risse schon gezeigt wurde, wird in diesem Schritt ARAMIS auch zur Bestimmung des Risswachstums und der Risswachstumsgeschwindigkeit einzelner Risse verwendet. Bei diesem Vergleich ist jedoch zu Bedenken, dass ARAMIS im Gegensatz zu den Replica-Abdrücken nicht die komplette Mantelfläche der Probe erfasst. Ein Hauptriss, der auf der nicht betrachteten Seite entsteht, wird bei den Replica-Abdrücken erfasst, bei ARAMIS jedoch nicht gesehen und damit vernachlässigt. Durch die bisherigen Erfahrungen mit den Rissentstehungsorten werden die Proben so eingebaut, dass ARAMIS auf die senkrecht austretenden Seigerungsplatten schaut. In diesen Bereichen ist bei den meisten Proben auf beiden Seiten ein als Hauptriss gewerteter Riss zu erwarten. Daher bleibt die generelle Vergleichbarkeit trotz reduzierter betrachteter Mantelfläche erhalten. Ein Problem bei der Verwendung von ARAMIS zur Vermessung der unter Torsion entstehenden Risse auf der Oberfläche ergibt sich durch die geringe Breite dieser Risse. Da die Flanken sich nur wenig öffnen kann der Beschichtungslack diese Risse anfänglich noch überdecken und zeigt an diesen Stellen weiter eine Dehnungskonzentration an, obwohl die Probe an dieser Stelle schon getrennt ist. In einem ersten Schritt wird daher die Grenzdehnung abgeleitet, bei der schon ein Riss vorhanden ist. Diese ist hauptsächlich vom verwendeten Messvolumen und der verwendeten Beschichtung abhängig. Durch einen Vergleich identisch geprüfter Versuche mit Replica und ARAMIS wurde diese für den verwendeten Aufbau als eine Oberflächendehnung von 3% abgeschätzt. Eine genauere Möglichkeit ergibt sich durch eine gezielte Untersuchung einer Probe mit ungleichem Querschnitt, so dass zu einem Zeitpunkt schon mehrere Dehnungsniveaus auf der Probenoberfläche vorliegen. Nach Entfernen der Beschichtung können dann mittels zerstörungsfreier Prüfverfahren die einzelnen Risse und Rissgrößen bestimmt werden, um dadurch die Genauigkeit zu verbessern. Die Risslänge wird, wie auch bei den Replica-Versuchen, als senkrechter Abstand des Start- zum Endpunkt des Risses detektiert. Bei der Versuchsdurchführung ergeben sich Unterschiede, da bei ARAMIS der Versuch nicht angehalten werden muss und dadurch die unerwünschten Effekte beim Anfahren der Probe in Form von Torsionsmomentspitzen, siehe Kapitel 5.4, entfallen. ARAMIS bietet dabei die Möglichkeit zu jedem bestimmten Zeitpunkt des Zyklus ein Bild aufzunehmen, um dadurch die Entwicklung über einen langen Zeitraum zu dokumentieren. Dies kann für einen kurz laufenden LCF-Versuch beispielsweise alle 50 Zyklen geschehen. Daneben bietet es aber auch die Möglichkeit in interessanten Bereichen ganze Zyklen aufzuzeichnen, um die Veränderung der Risse innerhalb eines Zyklus zu beobachten. Interessant wird dieses enge Raster beispielsweise bei den in diesem Abschnitt noch vorgestellten Zwei-Stufen-Versuchen kurz vor und nach dem Wechsel der Belastungshöhe. Das Risswachstum kann bei ARAMIS nach Versuchsende schnell als Film über alle aufgenommenen Zyklen visualisiert werden. Dadurch können schnell die Rissinitiierungszeitpunkte gefunden werden und Risse können auch beginnend

bei der kleinsten Ausdehnung vermessen werden. Mit einem solchen Film lassen sich auch die Vorgänge der Rissvereinigung besser visualisieren.

Ein Vergleich der ermittelten Risswachstumskurven erfolgt durch Vergleich der Proben 92.T19 und 92.T38. Beide Proben haben einen identischen Oberflächenbearbeitungszustand und wurden dehnungskontrolliert mit einer Winkelamplitude von $6,3^\circ$ mit 1 Hz geprüft. Die Risse konnten mit der Replica-Technik bis 2100 LW verfolgt werden, danach waren diese aus den Replica hinausgewandert und schon so groß und zerklüftet, dass die Schärfentiefe des Mikroskops nicht mehr ausreicht um ein komplett scharfes Bild zu erhalten. Mit ARAMIS konnte jedoch noch bis zu 4555 LW ausgewertet werden. In [Bild 6.30](#) sind die so bestimmten Risslängen für den Hauptriss der Probe 92.T19 und zwei ausgewählte Hauptrisse der Probe 92.T38 gezeigt. Auffällig sind die leicht unterschiedlichen Steigungen der Risslängen ermittelt aus Replica und ARAMIS. Eine Erklärung findet sich im Zeitpunkt der Rissbestimmung. Bei den Replica wird der Riss im lastfreien Zustand vermessen, bei ARAMIS erfolgte dies im positiven Winkelmaximum. Der spätere Zeitpunkt des ersten Risswachstums ergibt sich bei ARAMIS aus der „Detektionsschwelle“ unter der kein messen möglich ist. Bedingt durch den betrachteten Probenabschnitt ist eine Minimalrisslänge notwendig, um als Dehnungskonzentration erkannt zu werden. Diese Auflösung ist bei den Replica höher. Durch die beiden Hauptrisse bestimmt mit ARAMIS lassen sich die Ausbreitung durch Wachsen eines Risses (2. Hauptriss) und die sprunghafte Verlängerung durch Vereinigung von Rissen (Haupttriss) erkennen. Da sich auch im Risswachstum einer Probe je nach betrachtetem Riss Unterschiede ergeben, zeigt sich die Ermittlung des Risswachstums mit ARAMIS als mit den genannten Einschränkungen vergleichbar zu den Replica.



[Bild 6.30](#): Vergleich Risswachstum aus Replica und ARAMIS, reine Torsion

7 Lebensdauervorhersage

Die Verknüpfung aller bereits vorgestellten Ergebnisse wird in diesem Abschnitt zur Bewertung der Versuchsdaten und zur Lebensdauervorhersage der mehrachsigen Proben anhand der einachsigen Daten verwendet.

Bei den einachsig durchgeführten Versuchen zeigte sich kein eindeutig einer bestimmten Parameterkombination zuordenbarer Rissverlauf (Kapitel 6.1 und 6.2). Die Anzahl der durchgeführten Versuche war durch die Vielzahl der variierten Parameter zu gering, um eine eindeutige Aussage zu erhalten. Die Untersuchung der Bruchflächen wurde daher nur dazu verwendet, um ungültige Versuche nicht mit in die Bewertung aufzunehmen. Ein ungültiger Versuch ergibt sich beispielsweise bei einem dehnungskontrollierten Versuch durch einen Bruch außerhalb der Messlänge. Die gefundenen Risse lassen sich auch mit Beschreibungen in der Literatur [40], [41] und [90] korrelieren und durch die Untersuchungen im REM zusätzlich absichern.

Bei den Versuchen unter reiner Torsionsbelastung stehen mehr Informationen zur Verfügung, da alle 54 durchgeführten Versuche bei Raumtemperatur erfolgten und dadurch immer eine Beobachtung der Probenoberfläche während des Versuches möglich war. Durch die gewählten Belastungshorizonte mit den damit verbundenen kurzen Versuchslaufzeiten bei einer Prüffrequenz von 1 Hz konnten die Oberflächen dieser Proben regelmäßig kontrolliert werden. Daher ist für jede Probe die anfängliche Rissart und die eventuell davon abweichende zum Versagen führende Rissart aufgeführt, siehe Anhang 2. Zusätzlich zu dieser Information stehen umfangreiche Daten aus Replica-Untersuchungen und ARAMIS zur Verfügung. Damit konnte der Einfluss der Seigerungslinien auf die Rissentstehung eindeutig erfasst werden. Zudem sind die möglichen Rissausgangsstellen identifiziert worden und das Risswachstum erfasst worden. Die sehr frühe Rissentstehung bei den betrachteten Versuchen würde auch die Lebensdauervorhersage durch ein Mikrorisswachstumsmodell ermöglichen. Die Unterschiede in den Laufzeiten der dehnungskontrollierten zu den spannungskontrollierten Versuchen zeigen, dass im LCF-Bereich die Dehnung die primär schädigende Größe ist. Die Bewertung der mehrachsigen Versuche erfolgt daher über einen Dehnungsansatz und um noch mehr Information über das Werkstoffverhalten zu erfassen über einen Energieansatz aus den Informationen der aufgenommenen Hystereseschleifen.

7.1.1 Bewertung mittels Dehnungskriterium

Die grundsätzlichen Unterschiede in der Lebensdauer bedingt durch die Rissart sind in Kapitel 5.4 und 6.3 schon beschrieben worden. Hier wird die aus den ARAMIS-Messungen zusätzlich gewonnene Information der an der Oberfläche herrschenden Schiebung zur genaueren Bewertung der einzelnen Torsionsversuche verwendet. Diese Schiebung wird dazu mit einem Ansatz zur Berechnung der Vergleichsdehnung nach ASME [1] verwendet

und mit den für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 gültigen Mittelwertskurven aus einachsigen Versuchen nach ASME [65] und Chopra [39] verglichen. Die Ergebnisse sind für die Annahme der Querkontraktionszahl als elastisch und plastisch in Bild 7.1 und Bild 7.2 dargestellt. In beiden Fällen ist die Bewertung konservativ für alle drei betrachteten Lastniveaus und alle auftretenden Rissarten mit einem etwas geringeren Abstand für die Annahme des plastischen Zustandes.

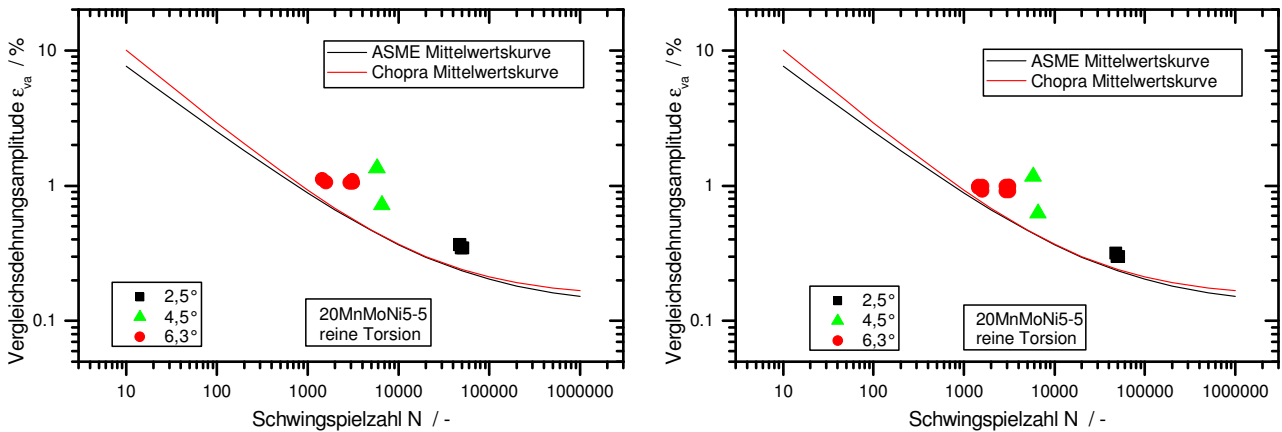


Bild 7.1: Vergleichsdehnung berechnet mit $\nu = 0,3$ Bild 7.2: Vergleichsdehnung berechnet mit $\nu = 0,5$

Der Einfluss der Rissart auf die Lebensdauer ist in Bild 7.3 in der üblichen doppel-logarithmischen Darstellung gezeigt und mit linearen Achsen im Detail in Bild 7.4 und Bild 7.5 dargestellt, um den Unterschied sichtbar zu machen. Bei einer Winkelamplitude von 2,5° versagt die Probe entweder früh durch einen Längsriss oder nach größerer Laufzeit durch einen Umfangsriss. Deutlich sind auch die Unterschiede in der Bewertung der beiden Längsrisse durch die auf der Probenoberfläche gemessene Schiebung zu erkennen.

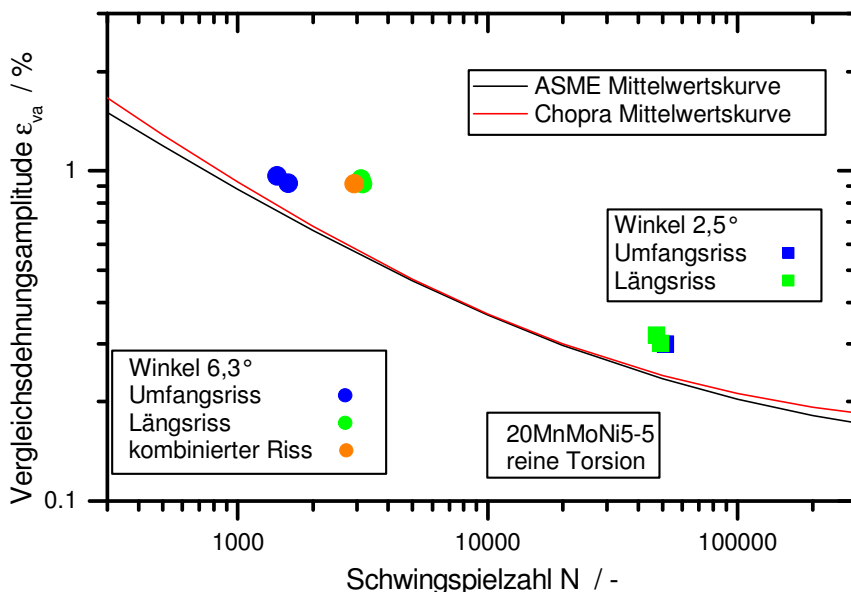


Bild 7.3: Einfluss Rissart bei reiner Torsion

Bei der Winkelamplitude von $6,3^\circ$ zeigt sich ein umgekehrtes Bild bezüglich der Lebensdauer, da hier die Proben mit einem Umfangsriss nur eine kleinere Zyklenzahl erreichen. Auch hier ist der Unterschied der gemessenen Schiebungen eindeutig mit der

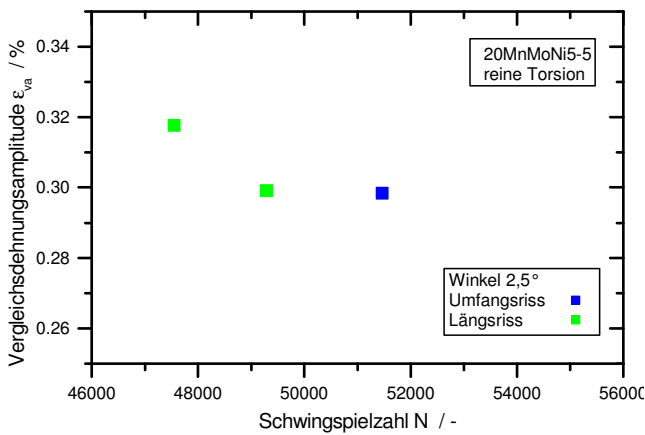


Bild 7.4: Detail Winkelamplitude $2,5^\circ$

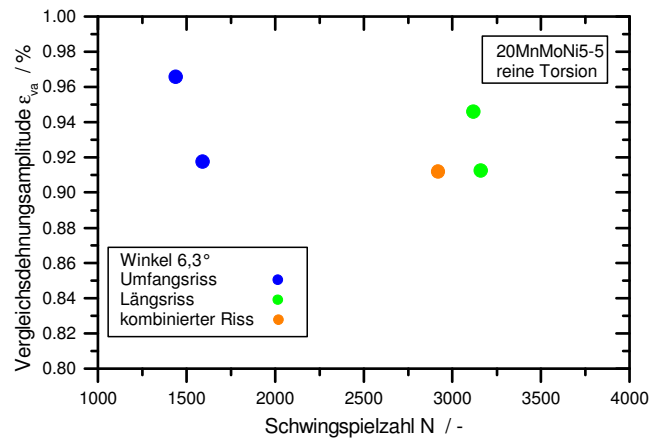


Bild 7.5: Detail Winkelamplitude $6,3^\circ$

Lebensdauer zu korrelieren. Ist die Probe trotz identischer Winkelvorgabe mit einer höheren Schiebung beaufschlagt, versagt diese früher. Wird zur Bewertung der Lebensdauer die Berechnung der Schiebung, vorgestellt in Kapitel 2.3, verwendet, ergibt sich **Bild 7.6**.

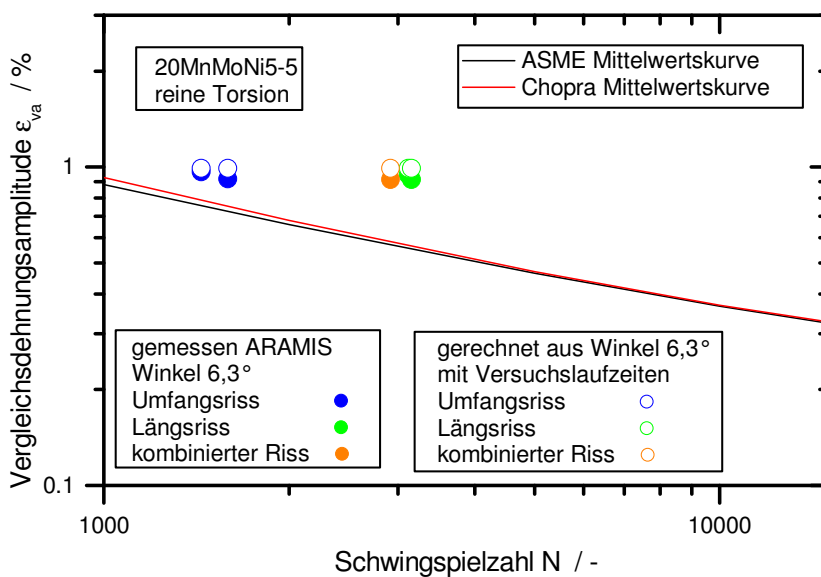


Bild 7.6: Vergleich Vorhersage Theorie zu ARAMIS

Durch die Berücksichtigung der Information über die Rissart und die gemessenen Dehnungen kann die Streubreite, gezeigt an der Winkelamplitude $6,3^\circ$, deutlich reduziert und damit die Vorhersage verbessert werden.

Die Bewertung der Hohlproben erfolgt mittels einer elastisch-plastischen FE-Berechnung und anschließender Auswertung der Vergleichsdehnungsschwingbreite nach dem in

Kapitel 2.11 beschriebenen Vorgehen. Die Ergebnisse sind in Bild 7.7 gezeigt. Die mehrachsige geprüften Proben unter kombinierter Längs- und Torsionsbelastung, durchgeführt in dehnungskontrollierten Versuchen, liegen in einem engen Streuband um die einachsige bestimmten Mittelwertskurven. Die Versuche mit einer Phasenverschiebung von 90° liegen dabei an der unteren Grenze des durch die Versuche gebildeten Streubandes. Zur besseren Bewertung sind weitere Versuche mit einer Phasenverschiebung von 90° zwischen der aufgetragenen Schiebung und der Axialdehnung notwendig. Auch bei diesen Versuchen liefert die Vorgehensweise nach diesem Dehnungskriterium eine gute Vorhersage der Lebensdauer bezogen auf eine Anrisslastspielzahl ermittelt durch einen Lastabfall des Torsionsmomentes von 25%.

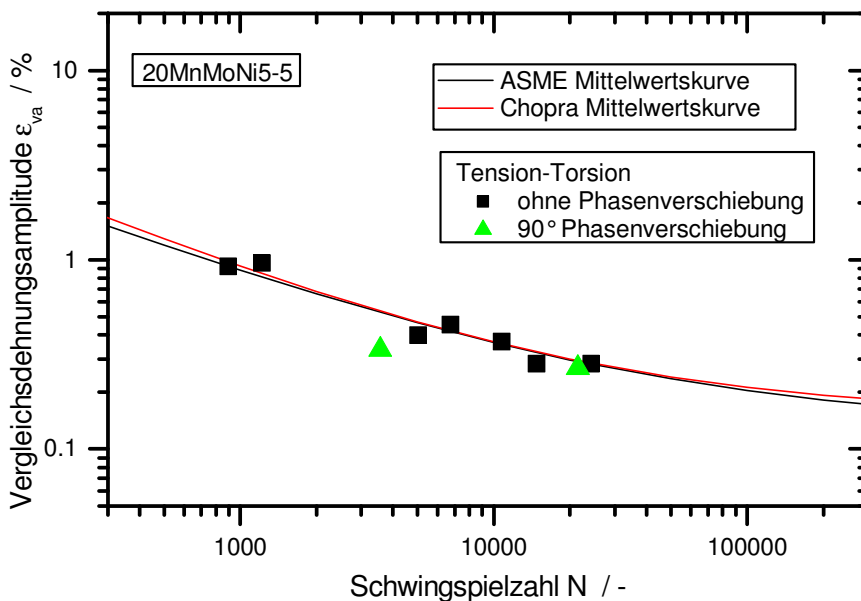


Bild 7.7: Bewertung überlagerter mehrachsiger Versuche mittels FEM und Dehnungskriterium

7.1.2 Bewertung mittels Energiekriterium

Die Bewertung der Versuche mittels des in Kapitel 2.11.2 vorgestellten Energiekriteriums beruht auf der Bestimmung der Energiedichte einer Hysterese im stabilisierten Zustand. Diese Werte werden über der durch einen Lastabfall von 25% ermittelten Anrisschwingspielzahl aufgetragen. Im Fall der Versuche mit Hohlproben und überlagerten Belastungen erfolgte eine Summation der Hysteresen aus der Torsions- und Zugkraftbelastung. Die resultierenden Datenpunkte sind für alle drei Versuchsarten in Bild 7.8 eingetragen. Die eingetragene blaue Gerade wurde durch alle Datenpunkte unabhängig der Versuchsart gefittet mit einem Bestimmtheitsmaß von 98%. Die Bewertung mittels des Energiekriteriums liefert also unabhängig vom Mehrachsigkeitsgrad, der wirkenden Belastung, der Probenform und der Temperatur im doppellogarithmischen Maßstab einen linearen Zusammenhang zwischen Energiedichte im stabilisierten Zustand und der zu erwartenden Lebensdauer. Bei den Torsionsversuchen

zeigt sich auch im Energiekriterium der Einfluss der Rissart auf die Lebensdauer. Die Versuche mit der kürzesten Laufzeit sind die mit einem Umfangriss und die längsten mit einem Versagen durch einen Längsriss. In der Energiedichte hingegen unterscheiden sich diese bei identisch geprüften Winkelamplituden nur minimal. Nur die reine Betrachtung einer Energie kann also nicht eine richtige Vorhersage liefern. Erst in Kombination mit der zu beobachtenden Rissart gelingt dies. Insgesamt zeigt sich, dass die Bewertung auch mehrachsiger Versuche anhand einer einachsig ermittelten Referenzkurve „Energiedichte über Anrisschwingspielzahl“ möglich ist.

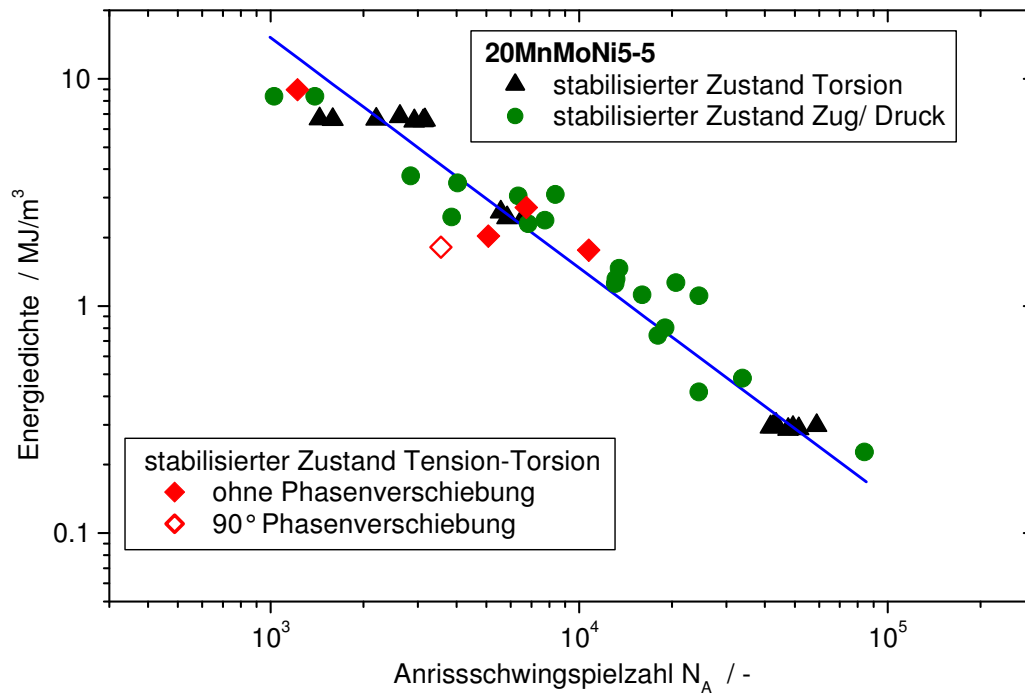


Bild 7.8: Bewertung mittels Energiekriterium

Eine Bewertung des Einflusses der Temperatur auf die Energiedichte erfolgt anhand der Zug/ Druck-Versuche aus Bild 7.8. Diese wurden bei Raumtemperatur, 288 °C und 350 °C durchgeführt und sind in Bild 7.9, nach Prüftemperatur aufgeschlüsselt, aufgetragen. Für Raumtemperatur und 350 °C sind zusätzlich die sich ergebenden Ausgleichsgeraden mit eingetragen. Ein geringer Einfluss der Prüftemperatur auf die Energiedichte ist in Form eine Parallelverschiebung hin zu kürzeren Anrisslastspielzahlen zu erkennen. Bei Berücksichtigung der Versuche bei 288 °C überlappen sich die Streubänder der einzelnen Prüftemperaturen, aber der Trend zu kürzeren Anrisslastspielzahlen ist erkennbar.

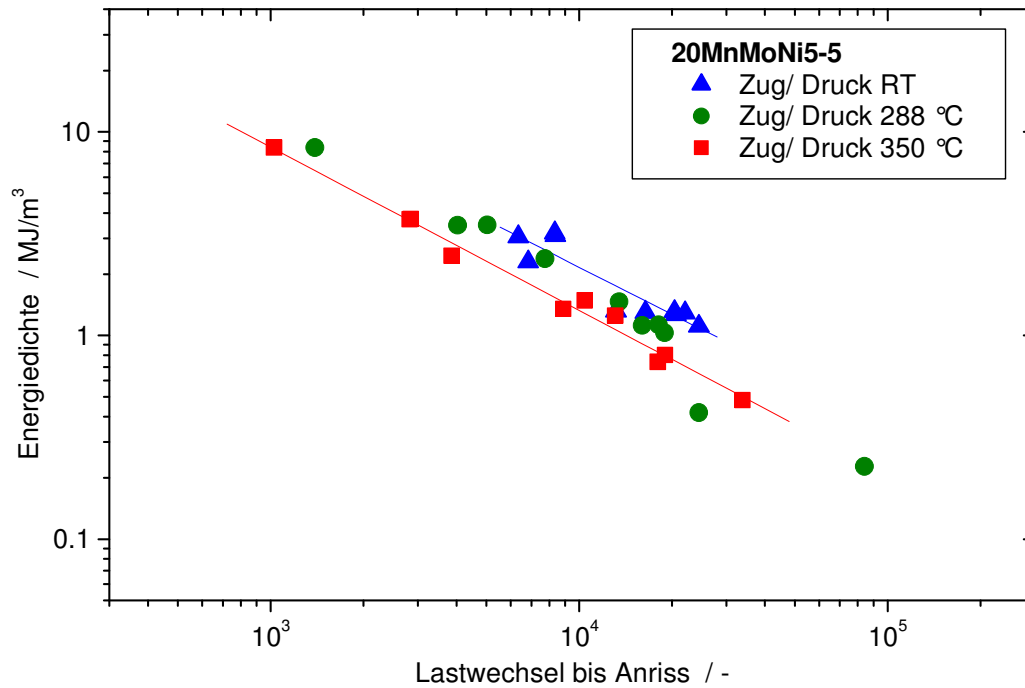


Bild 7.9: Einfluss der Temperatur auf Energiedichte, 20MnMoNi5-5

7.1.3 Kopplung FEM und Energiekriterium

Exemplarisch werden FEM-Berechnungen mittels des CNOV-Modells für den Werkstoff 20MnMoNi5-5 bei RT und 288 °C unter einachsiger, rein wechselnder Belastung durchgeführt. Der Vergleich erfolgt dabei anhand des Oberspannungsverlaufes über der Schwingspielzahl N und den einzelnen Hystereseschleifen. In [Bild 7.10](#) ist der berechnete Verlauf der Oberspannung bei RT zusammen mit den Versuchsdaten der Proben 92.C.5 und 92.C.9 dargestellt. Berechnung und Versuche wurden mit einer Dehnungsamplitude $\varepsilon_a = 0,45\%$ durchgeführt. Der berechnete Oberspannungsverlauf ergibt im primären Bereich leichte Abweichungen zu den realen Verläufen, im sekundären Bereich beschreibt die Berechnung den Verlauf der Versuchsdaten sehr gut. Da kein Parameter zur Schädigung eingeführt wurde, kann der tertiäre Bereich, gekennzeichnet durch den Lastabfall, nicht abgebildet werden.

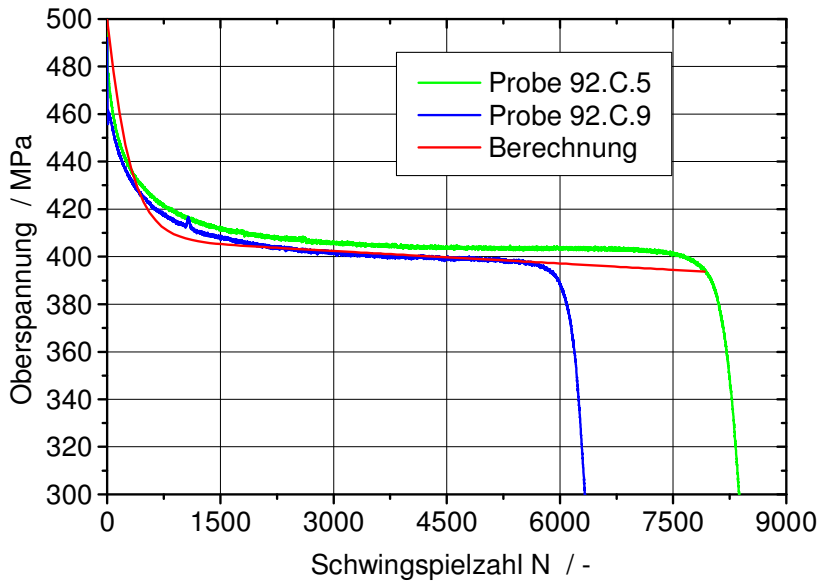


Bild 7.10: Oberspannungsverlauf bei RT, Vergleich Berechnung und Versuch

Den Vergleich von Berechnung und Versuch zeigt **Bild 7.11** anhand der ersten Hystereseschleife. Der lineare Anstieg und die erste Plastifizierung bis zum oberen Umkehrpunkt wird gut beschrieben. Im Bereich des unteren Umkehrpunktes weichen die Hysteresen stärker voneinander ab als Ergebnis einer in der Berechnung sich später einstellender plastischen Verformung. Die berechnete Hystereseschleife wird dadurch insgesamt etwas bauchiger als die Hystereseschleife des Versuches, die Maximalwerte von Ober- und Unterspannung werden aber gut beschrieben.

Bei der Prüftemperatur von 288 °C ist der Vergleich des berechneten Oberspannungsverlaufes im Vergleich mit der Probe 92.D.16 für eine Dehnungsamplitude $\epsilon_a = 0,3\%$ in **Bild 7.12** gezeigt. Eine sehr gute Annäherung ist im primären Bereich erreicht. Die Entfestigung der Probe im sekundären Bereich müsste durch einen weiteren Parameter angepasst werden, um dieses Verhalten in der Berechnung abzubilden. Ein Vergleich der

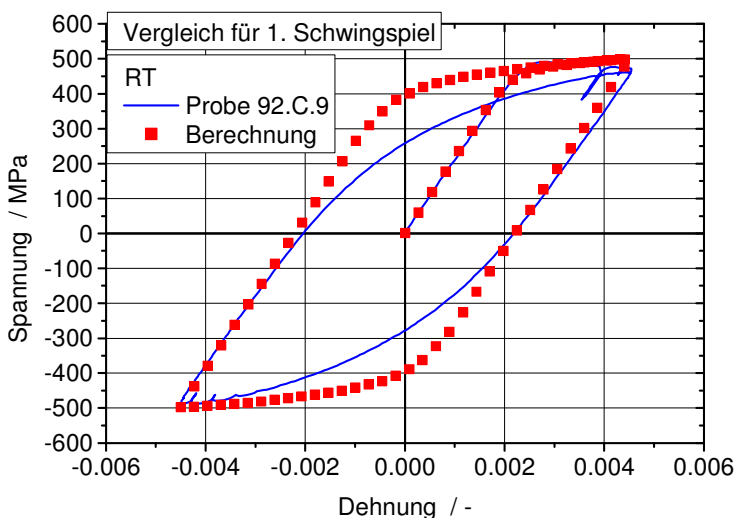


Bild 7.11: 1. Hysterese bei RT, Vergleich Berechnung und Versuch

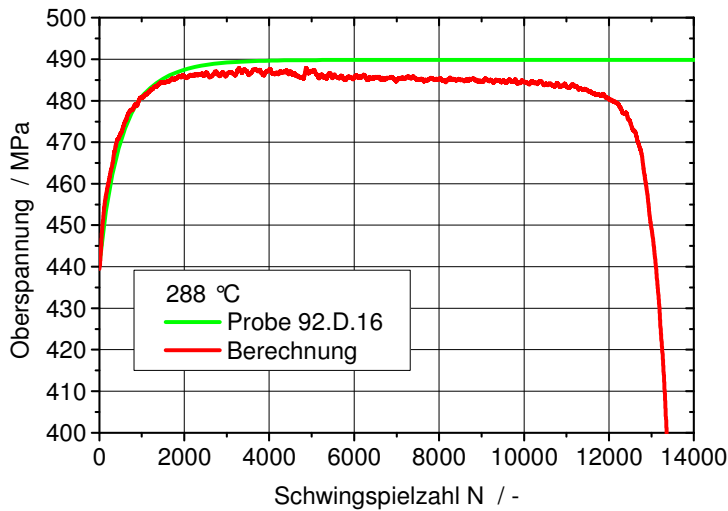


Bild 7.12: Oberspannungsverlauf bei 288 °C, Vergleich Berechnung und Versuch

Hystereseschleifen wird daher nur für den ersten Zyklus und den 992. Zyklus durchgeführt, die sich beide im gut beschriebenen primären Bereich des Oberspannungsverlaufes befinden. Wie auch bei RT wird bei 288 °C im 1. Zyklus eine gute Annäherung der Hysterese bis zum oberen Umkehrpunkt erreicht, Bild 7.13. Danach weicht die berechnete Hysterese durch ein unterschiedliches Entlastungsverhalten von der bauchigeren gemessenen Hystereseschleife ab. Die Hystereseschleifen nähern sich im weiteren Verlauf etwas einander an, dargestellt am 992. Zyklus in Bild 7.14. Das heißt, dass die irreversiblen Energieanteile von der FE-Analyse zwar gut, aber als zu gering wiedergegeben werden.

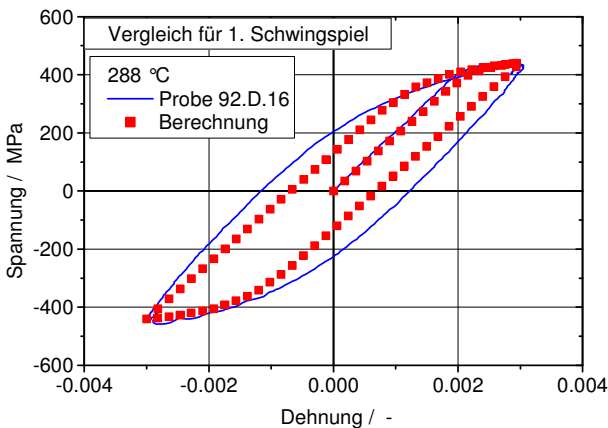


Bild 7.13: 1. Zyklus, $\epsilon_a = 0,3\%$

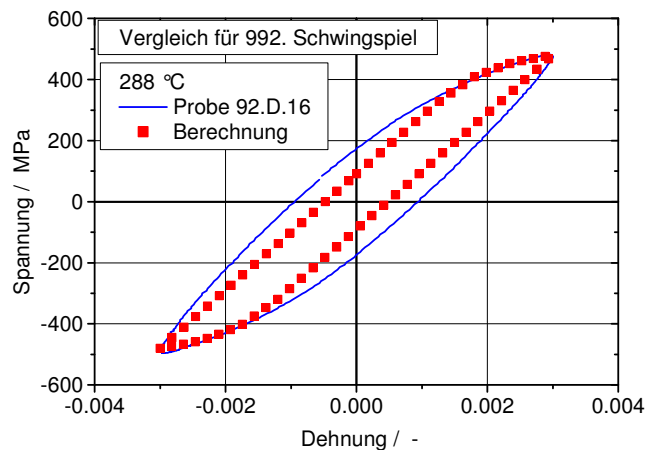


Bild 7.14: 992. Zyklus, $\epsilon_a = 0,3\%$

Diese Parametersätze, die bei einachsigen Versuchen eine gute Näherung der Versuchsdaten bezüglich der Maximalspannungsverläufe über der Schwingspielzahl und eine zufriedenstellende Annäherung der Hystereseschleifen ergaben, wurden auch zur Berechnung der Versuche unter reiner Torsion an Voll- und Hohlproben verwendet. Bei diesen Berechnungen konnte keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den

Versuchsdaten erreicht werden. Exemplarisch sind in Tabelle 7.1 die Abweichungen im ersten Zyklus der berechneten Torsionsmomentenschwingbreite im Vergleich zur gemessenen angegeben. Auf Grund der deutlichen Abweichungen der Berechnung der reinen Torsion mit den den einachsigen Fall gut beschreibenden Materialdaten hätte eine Weiterentwicklung des Materialgesetzes erfolgen müssen, um die Differenz in der Beschreibung der Spannungsmehrachsigkeit zu verbessern. Dies war keine Kernaufgabe dieser Arbeit und daher im gegebenen zeitlichen Rahmen nicht mehr umsetzbar. Die Ergebnisse zeigen aber, dass der Energieansatz eine Option zur Bauteilbewertung sein kann.

Tabelle 7.1: Vergleich berechneter zu gemessener Torsionsmomentenschwingbreite im 1. Zyklus, reine Torsion, RT, Werkstoff 20MnMoNi5-5

Probengeometrie	Winkelamplitude	Torsionsmomentenschwingbreite	
		Rechnung	Versuch
Vollprobe	2,5 °	155	114
	4,5 °	225	136
	6,3 °	250	147
Hohlprobe (TT)	3,5 °	1451	851

Da die Berechnung mit dem CNOW-Modell nur für einachsige Zug/ Druck-Proben gute Übereinstimmungen liefert, kann nur anhand dieser eine Untersuchung des Energiekriteriums durchgeführt werden. Dazu wurden mit CHABOCHE 2.0 einachsige, rein wechselnde Zug/ Druck-Versuche bei Raumtemperatur mit den Dehnungsamplituden $\epsilon_a = 0,3; 0,4; 0,45; 0,6 \%$ berechnet und mit der schon vorgestellten, sich aus allen betrachteten Versuchspunkten ergebenden, gemeinsamen Ausgleichsgerade verglichen. Die Berechnung erfolgt bis der stabilisierte Bereich erreicht ist, erkennbar an einem konstanten Spannungswert und einer sich nicht mehr verändernder Energiedichte der Hysterese. Dieser Vergleich ist in Bild 7.15 dargestellt. Die berechneten Energiedichten überschätzen etwas die experimentell ermittelten Werte und eine Vorhersage der zu erwartenden Anrisschwingspielzahl wäre damit konservativ.

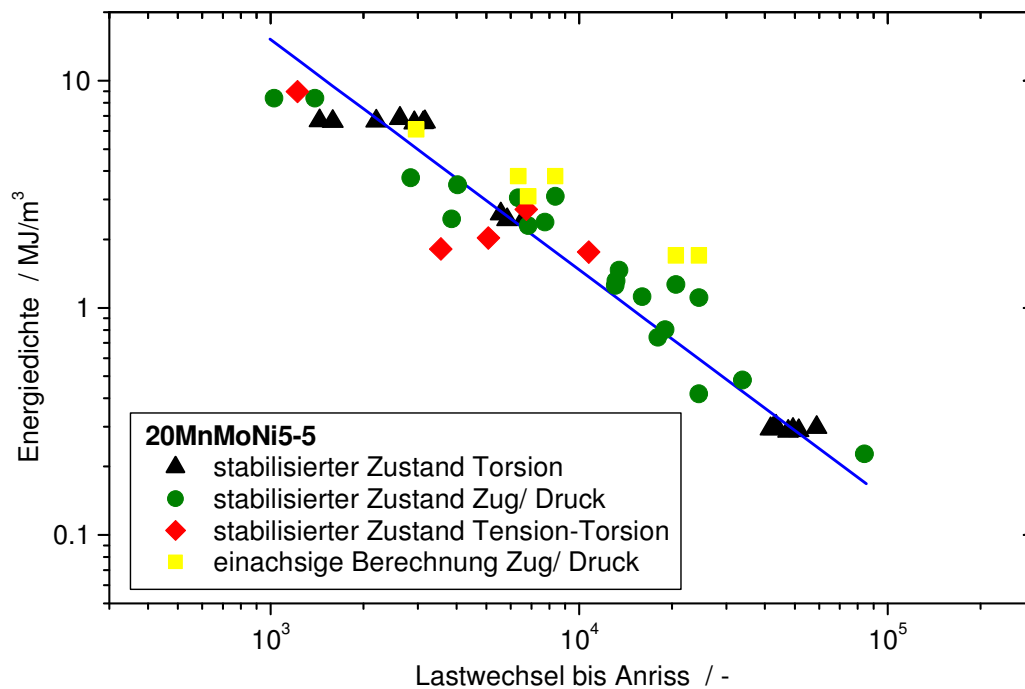


Bild 7.15: Vergleich Energiedichte aus Berechnung und Experiment

Zur weiteren Überprüfung dieses Kriteriums sind zusätzliche Versuche notwendig um die zur Bewertung verwendete Kurve „Energiedichte über Anrisschwingspielzahl“ auf eine statistisch abgesichertere Basis zu stellen. Weiterhin muss das CNOW-Modell für mehrachsige Belastungen ertüchtigt werden, um eine bessere Übereinstimmung der Berechnungen mit dem Experiment zu erreichen. Auf Grund des Zusammenfallens von Versuchen mit unterschiedlicher Mehrachsigkeit in eine Energiedichtekurve und den vorgestellten einachsigen Berechnungsergebnissen ist dann von einer guten Vorhersagegüte einer rechnerischen Vorhersage der zu erwartenden Anrisschwingspielzahl auch für allgemeine mehrachsige Belastungen auszugehen.

8 Literaturverzeichnis

- [1] ASME Code Section III, Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Division 1-Subsection NH Class 1 Components in Elevated Temperature Service, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2007 Edition
- [2] Schütz, W.: Zur Geschichte der Schwingfestigkeit, Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik, Band 24, S. 203-232, 1993
- [3] Krupp, U.: Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys, Wiley-VCH, 2007
- [4] Betz, U., Zur Rissbildung wechselbeanspruchter glatter Proben, Techn.-wiss. Bericht MPA Stuttgart (1970), Heft 70-02
- [5] Thum, A.: Gewaltbruch, Zeitbruch und Dauerbruch, Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, Band 9, Nr. 2, 1938
- [6] Schoß, V.: Martensitische Umwandlung und Ermüdung austenitischer Edelstähle, Gefügeveränderungen und Möglichkeiten der Früherkennung von Ermüdungsschädigungen, Dissertation, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2001
- [7] Chauvot, C.: Rissbildung und Risswachstum in dem Rohrleitungsstahl X6CrNiNb18-10 unter plastischer Wechselverformung –Experimentelle Untersuchungen und Modellierung-, Dissertation, Universität Karlsruhe, 2001
- [8] Wittke, H.: Phänomenologische sowie mikrostrukturell begründete Beschreibung des Verformungsverhaltens und Rißfortschritt im LCF-Bereich, VDI Fortschrittsberichte, Reihe 18, Nr. 204, 1997
- [9] Lemaitre, J. und R. Desmorat: Engineering Damage Mechanics, Springer-Verlag, 2005
- [10] Radaj, D., M. Vormwald, Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure, 3.Auflage, Springer Verlag 2007
- [11] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit-Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, VDI-Verlag, 1989
- [12] Buxbaum, O.: Betriebsfestigkeit-Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile, 1. berichtiger Nachdruck, Verlag Stahleisen mbH, 1988
- [13] Sicherheitstechnische Regel des KTA (kerntechnischer Ausschuss). KTA 3201.2, Komponenten des Primärkreislaufes von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Ausgabe 06/1996, Carl Heymanns Verlag AG, Köln

- [14] Sicherheitstechnische Regel des KTA (kerntechnischer Ausschuss). KTA 3211.2, Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Ausgabe 06/1992, Carl Heymanns Verlag AG, Köln
- [15] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section II, Materials, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2007 Edition
- [16] Criteria of Section III of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Nuclear Vessels, ASME 1964, Library of Congress Catalog Card Number: 56-3934
- [17] Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for design by analysis in Section III and VIII, Division 2, ASME 1969, Library of Congress Catalog Card Number: 56-3934
- [18] Jaske, C. E., W. J. O'Donnell, Fatigue Design Criteria for Pressure Vessel Alloys, Journal of Pressure Vessel Technology, November 1977, pp. 584-592
- [19] Re-evaluation of Fatigue Analysis Criteria, Framatome Report EE/S 98.317, CEC-DG XI Contract B4-3070/95/000876/MAR/C2, Final Report, 22/10/98
- [20] Burgreen, D.: Design Methods for Power Plant Structures, 1975
- [21] Chopra, O.K., W.J. Shack, Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials, NUREG/CR-6909, ANL-06/08, February 2007
- [22] Regulatory Guide 1.207, Guidelines for evaluating fatigue analyses incorporating the life reduction of metal components due to the effects of the light-water reactor environment for new reactors, U.S. NRC, March 2007
- [23] Roos, E., St. Issler, Bewertungsansätze bei komplexer mehrachsiger Schwingbeanspruchung und Vergleich mit experimentellen Untersuchungen, VGB PowerTech 6/2002, S. 78-87
- [24] Liu, J.: Beitrag zur Verbesserung der Dauerfestigkeitsberechnung bei mehrachsiger Beanspruchung, Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1991
- [25] Liu, J.: Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile, Habilitationsschrift, Technische Universität Clausthal, 2001
- [26] Hug, J.: Einfluß mehrachsiger Beanspruchung auf die Lebensdauer im Zeitfestigkeitsgebiet, Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1994
- [27] Weick, M.: Untersuchung und Modellierung der Lebensdauer unter nichtproportionaler mehrachsiger Wechselbelastung, Wissenschaftliche Berichte FZKA 7162, Forschungszentrum Karlsruhe, 2005

- [28] Hahn, M.: Festigkeitsberechnung und Lebensdauerabschätzung für metallische Bauteile unter mehrachsig schwingender Beanspruchung, Dissertation, Technische Universität Berlin, 1995
- [29] Roos, E. und K. Maile: Werkstoffkunde für Ingenieure, Springer-Verlag, 3. Auflage 2008
- [30] Roos, E.: Festigkeitslehre I, Vorlesungsmanuskript, IMWF Universität Stuttgart, 30.Auflage, 2006
- [31] Schemmel, J.: Beschreibung des Verformungs-, Festigkeits- und Versagensverhaltens von Komponenten im Kriechbereich unter instationärer Beanspruchung mit einem elastisch-viskoplastischen Werkstoffmodell, Dissertation, Universität Stuttgart 2003
- [32] Vorschlag für die in Abschnitt 8.3 des Stahl-Eisen-Prüfblatt (SEP) 1230 dokumentierte Fließkurvenermittlung
- [33] Aufnahme von Fließkurven, Hauptfachpraktikum, MPA Stuttgart
- [34] Bhongbhibhat, S.: Untersuchungen über das Werkstoffverhalten im Gebiet der Zeitfestigkeit zur Erstellung von Berechnungsunterlagen für überwiegend thermisch beanspruchte Bauteile, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1979), Heft 79-02
- [35] Dietmann, H.: Berechnung der Fließkurven von Bauelementen bei kleinen Verformungen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1969), Heft 69-01
- [36] Herter, K.-H., B. Reicherter und X. Schuler: Nachweis der Ermüdungsfestigkeit bei kerntechnischen Komponenten aus ferritischen und austenitischen Werkstoffen, BMWi-Vorhaben 150 1296, Abschlussbericht Nr. 8335 000 000, MPA Universität Stuttgart, Juni 2009
- [37] ASTM E 606-04: Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing, revised 2005
- [38] ARAMIS, <http://www.gom.com/DE/messsysteme/aramis/system/system.html>, Gesellschaft für optische Messtechnik GOM mbH
- [39] Chopra, O.K., W.J. Shack: Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials, NUREG/CR-6909, ANL-06/08, February 2007
- [40] Hull, D.: Fractography: Observing, Measuring and Interpreting Fracture Surface Topography, Cambridge University Press, 1999
- [41] Pohl, E. J.: Das Gesicht des Bruches Metallischer Werkstoffe, München, Berlin: Allianz Versicherungs AG, 1956

- [42] Issler, L.: Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe bei mehrachsiger phasenverschobener Schwingbeanspruchung, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1973), Heft 73-02
- [43] Bhonghibhat, T.: Festigkeitsverhalten von Stählen unter mehrachsiger phasenverschobener Schwingbeanspruchung mit unterschiedlichen Schwingungsformen und Frequenzen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1986), Heft 86-01
- [44] Sturm, D.: Verhalten zylindrischer Hohlkörper unter Innendruck und hohen Temperaturen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1968), Heft 68-11
- [45] Luft, G.: Zeitfestigkeitsverhalten von Stählen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1968), Heft 68-02
- [46] Maier, H.-J.: Über den Einfluß einer Kaltverformung auf die Zeitfestigkeit biegewechselbeanspruchter glatter Proben, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1975), Heft 75-02
- [47] Liebrich, M.: Kerbempfindlichkeit von Stählen im Gebiet der Zeitfestigkeit, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1968), Heft 68-05
- [48] Gaßmann, H.: Schädigung und Schadensakkumulation bei hochfestem Stahl, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1966), Heft 66-01
- [49] Baier, F.: Zeit- und Dauerfestigkeit bei überlagerter statischer und schwingender Zug-, Druck- und Torsionsbeanspruchung, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1970), Heft 70-04
- [50] Keil, E., H. Werner und G. Maier: Versuche mit Federstäben bei statischer und schwingender Verdrehbeanspruchung, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1969), Heft 69-04
- [51] Grosch, J.: Werkstoffverhalten und Versagensformen bei Torsionsbeanspruchung, Härtereitechnische Mitteliungen, 41. Jahrgang, Heft 5, Seiten 333-339, Carl Hanser Verlag, München, 1986
- [52] Kussmaul, K.: Schadenskunde, Vorlesungsmanuskript, MPA Stuttgart, März 1983
- [53] Sautter, S.: Der Einfluss von Temperatur, Dehnungsgeschwindigkeit und Haltezeit auf das Zeitfestigkeitsverhalten von Stählen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1971), Heft 71-04
- [54] Lempp, W.: Festigkeitsverhalten von Stählen bei mehrachsiger Dauerschwingbeanspruchung durch Normalspannungen mit überlagerten phasengleichen und phasenverschobenen Schubspannungen, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1977), Heft 77-01

- [55] Krolop, S., Y. Wang, L. Stumpfrock: Numerische Bewertung der Auswirkung von Ratchetting auf das Verformungs- und Versagensverhalten von Bauteilen, BMWi-Vorhaben 1501285, Abschlussbericht, MPA Universität Stuttgart, 2007
- [56] Dörr, F.: Verknüpfung von Bruchaussehen und Lebensdauer bei LCF Versuchen, Studienarbeit, Universität Stuttgart, 2009
- [57] Pfeiffer, B.: Photogrammetrie, Vorlesungsmanuskript, Institut für Geomatik, Hochschule Karlsruhe, 2008
- [58] ARAMIS Handbuch, Version v6.0.2, GOM mbH, Braunschweig
- [59] Dupli-Color seidenmatt, weiß, Lackspray in Sprühdose, Motip Dupli Group
- [60] Rauch, M.: Entwicklung eines Lebensdauerkonzeptes für Schaufel-Welle-Verbindungen stationärer Turbinen aus Nickelbasis- und 10%-Chromlegierungen, Dissertation, Universität Stuttgart, 2006
- [61] Scheffold, A.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum zyklischen, inelastischen Verformungsverhalten austenitischer Stähle, Dissertation, Universität Stuttgart, 1997
- [62] Xu, H.: Anwendung eines viskoplastischen Schädigungsmodells zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens einer Hochtemperatur-Schraubenverbindung, Dissertation, Universität Stuttgart, 1998
- [63] Bonn, R.: Experimentelle und numerische Ermittlung der thermo-mechanischen Beanspruchung des Wurzelbereichs austenitischer Rundnähte, Dissertation, Universität Stuttgart, 2001
- [64] Kockelmann, M.: Vergleichende Bewertung von ein- und mehrachsigen Schwingversuchen im LCF-Bereich mittels optischer Dehnungsmesstechnik und FEM, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, 2008
- [65] ASME Code Section III, Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Division 1 – Subsection NB Class 1 Components, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2007 Edition
- [66] Bick, T.: Fatigue.net, Handbuch zu Version 1.0, 2008
- [67] Bairstow, L.: The Elastic Limits of Iron and Steel under Cyclical Variations of Stress, Phil. Trans. R. Soc., 1910
- [68] Ellyn, F.: Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction, Chapman&Hall, 1997

- [69] v. Locquenghien, F.: Untersuchungen von Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von Komponenten aus ferritischen und austenitischen Werkstoffen, Studienarbeit, Universität Stuttgart, 2007
- [70] <http://www.spectro.de/pages/d/p0102wp01.htm?>
- [71] DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe: Zugproben: Richtlinien für Herstellung, 2004
- [72] DIN EN 10002-1: Zugversuch-Teil 1: Prüfverfahren (bei Raumtemperatur), Dezember 2001
- [73] DIN EN 10002-5: Zugversuch-Teil 1: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur, Februar 1992
- [74] Sicherheitstechnische Regel des Kerntechnischen Ausschuss (KTA). KTA 3201.1, Fassung 6/98, geprüft und weiterhin gültig 11/03, Carl Heymanns Verlag KG, Köln
- [75] ASTM E 1876-07: Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation of Vibration, 2007.
- [76] <http://www.grindosonic.com/en/products/index.htm>
- [77] ASTM E 143-02: Standard Test Method for Shear Modulus at Room Temperature, 2002
- [78] Sturm, Dietmar; Stoppler, Waldemar et al.: Forschungsprogramm "Phänomenologische Behälterberstversuche" RS279, durchgeführt im Auftrag des Bundesministeriums für Forschung und Technologie; 2. Technischer Zwischenbericht, Band 1, MPA Stuttgart, 1983
- [79] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe: Härteprüfung nach Vickers, 1997
- [80] Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B mit der Zeugnis-Nr. 68407 für die Charge 77194, BGH Edelstahl Siegen GMBH , 1997.
- [81] Krolop, Siegfried et al.: Die numerische Simulation inelastischen Werkstoffverhaltens und deren Bewertung anhand von Bauteilversuchen im Temperaturbereich unter 400 °C, BMBF Vorhaben Nr. 150 0955, Abschlussbericht, MPA Stuttgart, 1997
- [82] DIN 50100: Werkstoffprüfung, Dauerschwingversuche, 1978
- [83] ASTM E 466-07: Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials, 2007
- [84] ASTM E 468-90: Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials, reapproved 2004

- [85] Zenner, H.: Festigkeitsverhalten von schwingend beanspruchten Bauteilen mit schräger Kerbe in Abhängigkeit vom Beanspruchungszustand, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1970), Heft 70-01
- [86] ASTM E 2207-08: Standard Practice for Strain-Controlled Axial-Torsional Fatigue Testing with Thin-Walled Tubular Specimens, 2008
- [87] Mendez, J., J. M. Stephan: Fatigue in LWRs, Int. Conf. On Plants Material Degradation, November 18-20, 2008, ENSMA Poitiers, France
- [88] Dannemeyer, S.: Zur Veränderung der Fließfläche von Baustahl bei mehrachsiger plastischer Wechselbeanspruchung, Dissertation Technische Hochschule Braunschweig, 1999
- [89] Idler, R.: Das Zeitfestigkeitsverhalten von Stählen unter Berücksichtigung der Dehngeschwindigkeit, Oberflächenbeschaffenheit, Kerbwirkung und des Temperaturverlaufes, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1975), Heft 75-04
- [90] Sähn, S., H. Göldner: Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre, VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1. Auflage, 1989
- [91] Dietmann, H., F. Baier: Spannungszustand und Festigkeitsverhalten, 2. Teil Schwingende Beanspruchung, Techn.-wiss. Ber. MPA Stuttgart (1971), Heft 71-02

9 Anhang

Anhang 1: Herleitung der zyklischen Torsionsfließkurve

Zuerst muss aus den gemessenen Winkeln die Außenrandverschiebung γ_a bestimmt werden. Die geometrischen Beziehungen dazu sind in Bild 2.4 veranschaulicht, [33].

$$b = \frac{d}{2} \cdot \bar{\psi} = l \cdot \tan \gamma_a \quad \text{Gl. 9-1}$$

Mit $\bar{\psi} = \psi^\circ \cdot \frac{\pi}{180}$ ergibt sich

$$\tan \gamma_a = \frac{d \cdot \psi^\circ \cdot \pi}{2 \cdot 180^\circ \cdot l} \quad \text{Gl. 9-2}$$

und damit

$$\gamma_a = \arctan \left[\frac{d \cdot \psi^\circ \cdot \pi}{2 \cdot 180^\circ \cdot l} \right] \quad \text{Gl. 9-3}$$

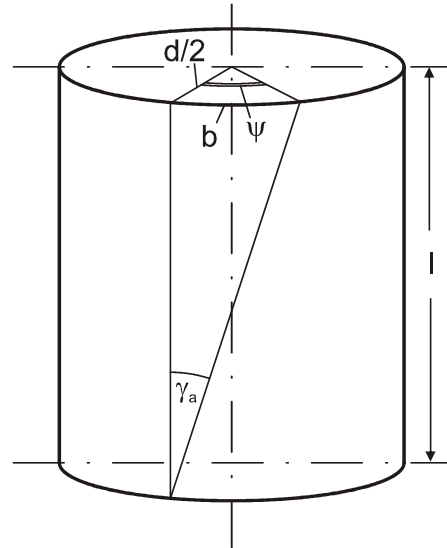


Bild 9.1: Außenrandverschiebung γ_a

Mit der Annahme, dass die Schiebungsverteilung im zylindrischen Torsionsstab auch im plastischen Bereich linear ist, ergibt sich:

$$\frac{r}{r_a} = \frac{\gamma(r)}{\gamma_a} \quad \text{Gl. 9-4}$$

umgeformt

$$r = r_a \cdot \frac{\gamma(r)}{\gamma_a} \quad \text{Gl. 9-5}$$

inkrementell geschrieben

$$dr = \frac{r_a}{\gamma_a} \cdot d\gamma \quad \text{Gl. 9-6}$$

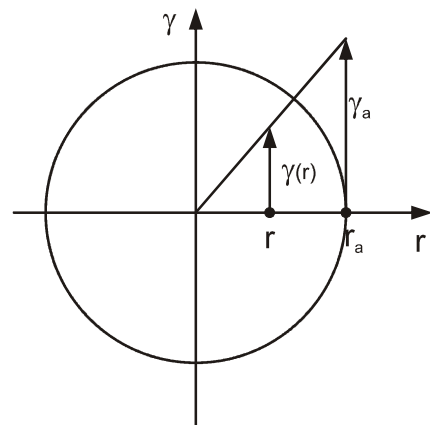


Bild 9.2: lineare Schiebungsverteilung

Das aufgebrauchte Torsionsmoment errechnet sich bei unbekannter Verteilung $\tau(r)$ zu

$$M_t = \int_A \tau(r) \cdot r dA = \int_0^{r_a} \tau(r) \cdot r \cdot 2 \cdot \pi \cdot r dr \quad \text{Gl. 9-7}$$

Umgeformt unter Verwendung von Gl. 9-5 und Gl. 9-6 erhält man aus Gl. 9-7

$$M_t = \frac{2 \cdot \pi \cdot r_a^3}{\gamma_a^3} \cdot \int_0^{\gamma_a} \tau(\gamma) \cdot \gamma^2 d\gamma \quad \text{Gl. 9-8}$$

Unter Annahme linearelastischen Verhaltens ergibt sich die ideale Torsionsspannung am Außenrand zu $\tau_{a,id} = \frac{M_t}{W_t}$. Mit $W_t = \frac{\pi}{16} \cdot d^3 = \frac{\pi}{2} \cdot r_a^3$ ergibt sich die ideale Schubspannung außen zu

$$\tau_{a,id}(\gamma_a) = \frac{4}{\gamma_a^3} \cdot \int_0^{\gamma_a} \tau(\gamma) \cdot \gamma^2 d\gamma \quad \text{Gl. 9-9}$$

Der Zusammenhang $M_t(\gamma_a)$ bzw. $\tau_{a,id}(\gamma_a)$ wird im Torsionsversuch bestimmt.

Gl. 9-10 ist also eine Integralgleichung für den gesuchten Zusammenhang $\tau(\gamma)$. Um diese zu lösen wird Gl. 9-9 umgeschrieben zu Gl. 9-10 und anschließend differenziert

$$\tau_{a,id}(\gamma_a) \cdot \gamma_a^3 = \int_0^{\gamma_a} 4 \cdot \tau(\gamma) \cdot \gamma^2 d\gamma \quad \text{Gl. 9-10}$$

nach γ_a und es ergibt sich Gl. 9-11.

$$\frac{d}{d\gamma_a} \left[\tau_{a,id}(\gamma_a) \cdot \gamma_a^3 \right] = \frac{d}{d\gamma_a} \cdot \int_0^{\gamma_a} 4 \cdot \tau(\gamma) \cdot \gamma^2 d\gamma = 4 \cdot \tau(\gamma_a) \cdot \gamma_a^2 \quad \text{Gl. 9-11}$$

Ausgeschrieben

$$\frac{d\tau_{a,id}(\gamma_a)}{d\gamma_a} \cdot \gamma_a^3 + 3 \cdot \gamma_a^2 \cdot \tau_{a,id}(\gamma_a) = 4 \cdot \tau(\gamma_a) \cdot \gamma_a^2 \quad \text{Gl. 9-12}$$

und nach $\tau(\gamma_a)$ aufgelöst folgt Gl. 9-13:

$$\tau(\gamma_a) = \frac{1}{4} \cdot \gamma_a \cdot \frac{d\tau_{a,id}(\gamma_a)}{d\gamma_a} + \frac{3}{4} \cdot \tau_{a,id}(\gamma_a) \quad \text{Gl. 9-13}$$

Bei gegebenem Verlauf von $\tau_{a,id}(\gamma_a)$ und der auf die Form Gl. 9-14 umgeformten Gl. 9-13

$$\tau(\gamma) \equiv \tau(\gamma_a) = \underbrace{\tau_{a,id}(\gamma_a)}_a - \frac{1}{4} \cdot \underbrace{\left(\tau_{a,id}(\gamma_a) - \gamma_a \cdot \frac{d\tau_{a,id}(\gamma_a)}{d\gamma_a} \right)}_b = a - \frac{1}{4} \cdot b \quad \text{Gl. 9-14}$$

lässt sich die Abhängigkeit $\tau(\gamma)$ punktweise grafisch ermitteln, siehe Bild 9.3.

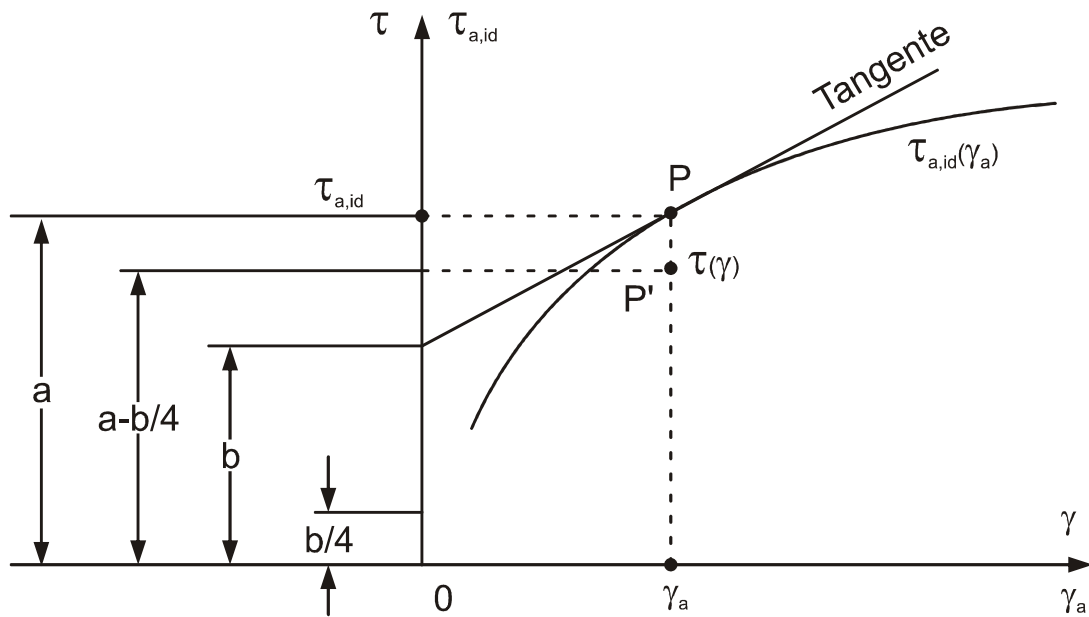


Bild 9.3: Punktweise Ermittlung von $\tau(\gamma)$ aus $\tau_{a,id}(\gamma_a)$

P' ist der zu $P(\tau_{a,id} | \gamma_a)$ gehörende Punkt der Kurve $\tau(\gamma)$. Da jetzt $\tau(\gamma)$ bekannt ist, kann τ auf k_f mit Gl. 2-7 und γ auf φ_H mit Gl. 2-8 umgerechnet und als $k_f(\varphi_H)$ aufgetragen und mit den einachsigen Fließkurven verglichen werden.

$$k_f(\text{GEH}) = \sigma_V = \sqrt{3} \cdot \tau \quad \text{Gl. 9-15}$$

$$\varphi_H = \varphi_1 = \ln(1 + \varepsilon_1) = \ln(1 + \varepsilon_{45}) = \ln \left(\frac{\sin \frac{\gamma}{2} + \cos \frac{\gamma}{2}}{\sqrt{\cos \gamma}} \right) \quad \text{Gl. 9-16}$$

Die Bestimmung von k_f mit Gl. 2-7 gilt auch im plastischen Bereich, [34] und [35].

Anhang 2: Parametersatz 20MnMoNi5-5

Gruppen	Bezeichnungen	20MnMoNi5-5 / RT	20MnMoNi5-5 / 288 °C
	E-Modul	217000	190000
	k	380	350
X ₁	a _{1,1}	37,9288976	34,6095854
	a _{2,1}	18,60682064	18,77278509
	a _{3,1}	15,05663423	12,95837404
	a _{4,1}	13,19055888	13,05855801
	a _{5,1}	12,37042199	12,69064562
	a _{6,1}	31,55116667	27,79883184
	c _{1,1}	9888,121725	17781,53899
	c _{2,1}	3102,981189	4464,526556
	c _{3,1}	1415,311752	2118,817282
	c _{4,1}	673,3686421	988,4785758
	c _{5,1}	404,3437926	496,0000485
	c _{6,1}	196,470582	245,6390348
	$\beta_{1,1} - \beta_{6,1}$	0	0
	$r_{1,1} - r_{6,1}$	0	0
	$m_{1,1} - m_{6,1}$	50	50
X ₂	a _{1,2}	1	1
	a _{2,2}	1	1
	c _{1,2} , c _{2,2}	0	0
	$\beta_{1,2}$, $\beta_{2,2}$	0	0
	$r_{1,2}$, $r_{2,2}$	0	0
	$m_{1,2}$, $m_{2,2}$	0	0
R	Q	-97,0	57,75
	b	0,375128337	0,734007427
P	K ₁	4,1	2
	n ₁	2,7	1,7
	K _{2,1}	1	1
	K _{2,2}	1	1
	K _{2,3}	1	1
	n ₂	1	1
D _f	Df_A	0,004	0
	Df_B	individuell	individuell
	Df_C	individuell	individuell

Proben-Nr.	Amplitude als Winkel bzw.	Mitteldehnung bzw. -last	Frequenz in [Hz]	Oberflächen-zustand	1)	2)	Risslage	Bemerkungen		
92•T1					Dummy - Probe				Probe für Schilfe zerstört	
92•T2	± 2,5°	0°	1	MP + CP	47550	77,4 Nm	23775	103,2 Nm	L	
92•T3					Stromausfall → Lastabfall nicht erreicht					
92•T4	± 2,5°	0°	1	CP	42540	76,4 Nm	21270	101,9 Nm	L	Y-Verzweigungen, Plattenbildung
92•T5	± 2,5°	0°	1	CP	41720	76,2 Nm	20860	101,6 Nm	L	Y-Verzweigungen, Plattenbildung
92•T6	± 2,5°	0°	1	MP	43480	71,5 Nm	21740	95,3 Nm	U	
92•T7	± 2,5°	0°	1	MP	58810	76,7 Nm	29405	102,3 Nm	U	
92•T8	± 4,5°	0°	1	MP	5830	88,4 Nm	2915	117,9 Nm	U	teils auch Längsriss am Umfangsriss
92•T9	± 2,5°	0°	1	FG	51470	77,0 Nm	25735	102,7 Nm	U	Probe für Schilfe zerstört
92•T10	± 2,5°	0°	1	FG	49290	77,6 Nm	24645	103,5 Nm	U	
92•T11	± 6,3°	0°	1	FG	1440	95,6 Nm	720	127,5 Nm	U	
92•T12	± 6,3°	0°	1	FG	1590	94,9 Nm	795	126,5 Nm	U	
92•T13	± 6,3°	0°	1	CP	3120	87,83 Nm	1560	117,1 Nm	L (U)	Plattenbildung
92•T14	± 4,5°	0°	1	CP	6590	86,7 Nm	3295	115,6 Nm	L (U)	Plattenbildung
92•T15	± 6,3°	0°	1	CP	3160	93,75 Nm	1580	125,0 Nm	L	(noch beschichtet mit Lack)
92•T16	± 6,3°	0°	1	CP	2200	94,5 Nm	1100	126,0 Nm	U	Riefe nach Bearbeitung = Rissauflöser
92•T17	± 6,3°	0°	1	CP + Ätzen	2920	93,8 Nm	1460	125,0 Nm	L (U)	für Aramis-Aufnahmen/ mit N2 zerstört
92•T18	± 4,5°	0°	1	CP + Ätzen	5630	88,5 Nm	2815	118,0 Nm	L	
92•T19	± 6,3°	0°	1	CP + Ätzen	2620	93,8 Nm	1310	125,0 Nm	L	Längsriss / Probe für Schilfe zerstört
92•T20	-	-	1	-	-	-	-	-	-	Probe bleibt als Referenz zum Vergleich
92•T21	± 6,3°	6,3°	1	FG	1690	84,08 Nm	845	128,27 Nm	U	Spannzange vermutlich schon beschädigt!
92•T22	± 6,3°	6,3°	1	FG	2250	95,17 Nm	1125	129,08 Nm	U	
92•T23	± 63 Nm	0 Nm	1	FG	Versuch nicht beendet!!				(Abbruch)	Spannzange gerissen, rutschen der Probe!
92•T24	± 63 Nm	0 Nm	1	FG	4100	12,827°	2660	10,254°	(Abbruch)	Probe drifft weg, kein Rutschen, kann mit Sicherheit
92•T25	± 63 Nm	0 Nm	1	FG	3450	12,505°	2250	10,012°	U	spannungskontrolliert, rein wechselnd
92•T26	± 57 Nm	57 Nm	1	FG	4330 ***	5,4175°	2140	5,0585°	U	spannungskontrolliert, rein schwellend
92•T27	± 57 Nm	0 Nm	1	FG	13120	7,805°	6890	6,216°	U	spannungskontrolliert, rein wechselnd
92•T28	± 57 Nm	0 Nm	1	CP + Ätzen	11940	8,13°	6330	6,506°	L (U)	Replika-Abdrücke alle 5% der erwarteten Lebensdauer, kein Abscheren mehr möglich da Probe aus Achse verformt und Umspannen nicht mehr möglich
92•T29	± 57 Nm	57 Nm	1	MP	6370	6,655°	3230	5,0075°	U	spannungskontrolliert, rein schwellend
92•T30	Stufengröße 0,5°	0°	1	MP	Schritte: 0,5°/1,0°/1,5°/2,0°/2,5°/3,0°/3,5°/4,0°/4,5°/5,0°/5,5°/6,0°/6,5°/7,0°/7,5°/8,0°/8,5°/9,0°/10°/11°/12°				L	Aufnahme einer zyklischen Fließkurve (MST) dehnungskontrolliert; mit Aramis
92•T31	Stufengröße 0,5°	0°	0,05	MP	Schritte: 0,5°/1,0°/1,5°/2,0°/2,5°/3,0°/3,5°/4,0°/4,5°/5,0°/5,5°/6,0°/6,5°/7,0°/7,5°/8,0°/9,0°/10°/11°/12°/13°/14°/15°/17°				L	Aufnahme einer zyklischen Fließkurve (MST) dehnungskontrolliert; mit Aramis (0,05 Hz) mit 12Bilder/sec.
92•T32	± 57 Nm	57 Nm	1	CP + Ätzen	5530 ***	5,337°	2740	5,015°	U	Replika-Abdrücke alle 5% der erwarteten Lebensdauer
92•T33	± 6,3° / ± 4,5°	0°	1	FG	3910	90,58 Nm (120,46/1820)	650	132,76 Nm	L (U)	2-Stufen-Test; zuerst 6,3° Amplitude bis zu 50% der erwarteten Lebensdauer, dann 4,5° Amplitude bis Lastabfall
92•T34	± 4,5°	0°	1	FG	5190	91,31 Nm	2595	122,6 Nm	L (U)	
92•T35	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1	FG	3290	103,13 Nm (131,79/2910)	2500	123,24 Nm	U	analog zu 92.T33, Stufen in umgekehrter Reihenfolge
92•T36	± 6,3° / ± 4,5°	0°	1	MP	3801	88,91 Nm (118,6/1770)	1250	129,83 Nm	L	analog zu 92.T33
92•T37	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1	MP	3650	72,81 Nm (130,38/3110)	2750	121,68 Nm	U	analog zu 92.T35
92•T38	± 6,3°	0°	1	CP + Ätzen	2500	97,7 Nm	1250	129,1 Nm	L	ARAMIS (bei 1000 Zyklen mit 0,05 Hz fahren)
92•T39	± 4,5°	0°	1	CP + Ätzen	6600	90,19 Nm	3300	120,41	L	ARAMIS (bei 1000 Zyklen mit 0,05 Hz fahren)

Proben-Nr.	Amplitude als Winkel bzw.	Mitteldehnung bzw. -last	Frequenz in [Hz]	Oberflächenzustand	1)		2)		Risslage	Bemerkungen
92•T40	± 57 Nm	0 Nm	1	FG	11700	8,1665°	6060	6,5235°	L (U)	Versuchswiederholung zum Testen einer neuen Anfahrvariante, um Winkel-Wandern zu unterbinden
92•T41	± 57 Nm	0 Nm	1	CP + Ätzen	11490	8,193°	5990	6,538°	L(U)	neue Anfahrvariante mit Replika
92•T42	± 57 Nm	57 Nm	1	FG	2286	6,719°	1195	4,9805°	U	Versuchswiederholung zum Testen einer neuen Anfahrvariante, um Winkel-Wandern zu unterbinden
92•T43	± 6,3° / ± 4,5°	0°	1	FG	-	-	-	-	L (U)	Mehrstuftentest, Wechsel nach jeweils 5%
92•T44	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1	FG	-	-	-	-	L (U)	Mehrstuftentest, Wechsel nach jeweils 5%
92•T45	± 51 Nm	0 Nm	1	FG	49020	5,503°	25120	4,402°	L (U)	rein schwellend mit einem Moment, das dem eines dehnungskontrollierten Versuches mit 2,5° Amplitude entspricht
92•T46	± 6,3°	0°	0,05	FG	2114	98,44 Nm	1057	130,86 Nm	L (U)	geringere Frequenz, eventuell andere Lebensdauer
92•T47	± 6,3° / ± 4,5°	0°	1	MP	3380	87,35 Nm (116,45/1700)	1250	129,54 Nm	L	2-Stufen-Test; zuerst 6,3° Amplitude bis zu 50% der erwarteten Lebensdauer, dann 4,5° Amplitude bis Lastabfall, mit ARAMIS
92•T48	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1	MP	4221	96,33 Nm (128,47/3236)	2750	120,16 Nm	L	2-Stufen-Test; zuerst 4,5° Amplitude bis zu 50% der erwarteten Lebensdauer, dann 6,3° Amplitude bis Lastabfall
92•T49	± 8,0°	0°	0,05	FG	1158	102,59 Nm	579	138,92 Nm	L	
92•T50	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1	MP	4190	97,46 Nm (130,85/3140)	2750	121,49 Nm	L (U)	Wiederholung: 92.T48 mit ARAMIS
92•T51	± 6,3° / ± 4,5°	0°	0,05 / 1	MP	3568	88,47 Nm (117,92/1431)	1000	130,32 Nm	L	2-Stufen-Test mit 6,3° (0,05Hz) und 4,5° (1Hz) + ARAMIS
92•T52	± 4,5°	0°	1	FG	4690	91,84 Nm	2200	122,41 Nm	U	
92•T53	± 8,0°	0°	0,05	FG	1272	104,64 Nm	600	139,55 Nm	L (U)	
92•T54	± 6,3°	6,3°	0,05	FG	1974	98,92 Nm	989	131,99 Nm	L (U)	Probe ist in zwei Teile zerbrochen beim Ausbau
92•T55	± 6,3°	6,3°	0,05	FG	1999	98,39 Nm	998	130,76 Nm	L (U)	
92•T56	± 4,5° / ± 6,3°	0°	1 / 0,05	MP	-	-	2750	121,14 Nm	L (U)	in der zweiten Stufe gibt es keinen stabilisierten Bereich mehr
92•T57	± 8,0°	0°	0,05	MP	1298	104,45 Nm	650	138,97 Nm	L(U)	

*) Für 2Stufen-Test gilt der Lastabfall von der letzten Stufe aus in () steht das stabilisierte Moment, das Momente und die Zyklenzahl bei 2) entspricht dem Momente und der Zyklenzahl beim Wechsel der Laststufen

**) Für Mehr-Stufen-Tests gibt es kein Lastabfallkriterien

***) Da nur jeder 10te Zyklus aufgenommen wurde und das Versagen oft in weniger als 10 Zyklen eintrat, steht hier in der Regel der letzte Wert, der zuletzt gemessene Wert

1. Bsp.: Probe 92.T26 hat beim nächsten aufgezeichneten Zyklus 4340 bereits 26,904° Schwingbreite

2. Bsp.: Probe 92.T32 versagte bei 5537 Zyklen und hat in den letzten 7 Zyklen einen Umfangsriß bekommen

Risslage: L = Längsriß(e) ; U = Umfangsriß; L (U) = Längsriß(e) mit nachträglich entstandenem Umfangsriß

Oberflächenzustand: CP = chem. poliert; MP = mechan. poliert; FG = feingedreht;

dehnungskontrollierte Versuche:

1) Schwingenspielzahl und Schwingbreite des Moments bei 25% Kraftabfall gegenüber N/2

2) Schwingenspielzahl und Schwingbreite des Moments bei $N_A / 2$

spannungskontrollierte Versuche:

1) Schwingenspielzahl und Schwingbreite des Winkels bei nichtlinearer Zunahme

2) Schwingenspielzahl und Schwingbreite des Winkels bei $N_A / 2$