

Beschreibung des Verformungs-, Festigkeits- und Versagensverhaltens
von Komponenten im Kriechbereich unter instationärer Beanspruchung
mit einem elastisch-viskoplastischen Werkstoffmodell

Von der Fakultät Maschinenbau der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Jürgen Schemmel, geboren in Plettenberg

Hauptberichter:	Prof. Dr.-Ing. habil. E. Roos
Mitberichter:	Prof. Dr.-Ing. C. Berger
Tag der mündlichen Prüfung:	02.12.2003

2003
Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart.

Mein besonderer Dank gilt dem Direktor der MPA Stuttgart Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Roos für die Möglichkeit zur Durchführung dieser Arbeit und seine wohlwollende Förderung und Unterstützung bei der wissenschaftlichen Tätigkeit.

Frau Prof. Dr.-Ing. Christina Berger danke ich für die Übernahme des Mitberichts sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eckhart Laurien für den Vorsitz bei der mündlichen Prüfung.

Bei meinen Kolleginnen und Kollegen der MPA Stuttgart möchte ich mich für die angenehme Zusammenarbeit und die zahlreichen Fachdiskussionen bedanken, wobei ich Herrn Dr.-Ing. Andreas Klenk, Herrn Dr.-Ing. Karl Maile, Herrn Dipl.-Ing. Thomas Gengenbach und Herrn Dipl.-Ing. Markus Rauch besonders hervorheben möchte.

Ein wesentlicher Teil der Untersuchungen wurde mit finanzieller Unterstützung der Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie e.V. (AVIF, AVIF-Nr. A135) durchgeführt. Dem betreuenden Arbeitskreis „Thermische Werkstoffermüdung“ der Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen unter der Leitung von Herrn Dr.-Ing. Andreas Wichtmann (SIEMENS POWER GENERATION, Mülheim a.d. Ruhr) sowie den beteiligten Industrieunternehmen gebührt mein Dank für die große Unterstützung.

Schließlich möchte ich mich bei meinen Eltern und meiner Freundin für die Unterstützung sowie das große Verständnis während der Fertigstellung der Arbeit bedanken.

Inhaltsverzeichnis

	Wichtige Bezeichnungen	5
	Zusammenfassung	7
	Abstract	9
1	Einleitung	11
1.1	Problemstellung	12
1.2	Zielsetzung der Arbeit	13
2	Stand des Wissens	15
2.1	Anforderungen bei der Werkstoffauswahl	15
2.2	Werkstoffverhalten bei statischer Beanspruchung	16
2.2.1	Regelwerke und Richtlinien für statische Beanspruchungen	17
2.2.2	Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter statischer Beanspruchung	17
2.2.3	Schädigungsverhalten unter Zeitstandbeanspruchung	24
2.2.4	Einfluss mehrachsiger Beanspruchung auf das Kriechverhalten	26
2.2.5	Festigkeitshypothesen	28
2.2.6	Ansätze zur numerischen Beschreibung der Kriechschädigung	32
2.3	Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung	37
2.3.1	Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter Ermüdungsbeanspruchung	40
2.3.2	Schädigungsverhalten unter Ermüdungsbeanspruchung	47
2.3.3	Ermüdungsnachweis	49
2.4	Werkstoffverhalten unter Kriechermüdungsbeanspruchung	51
2.5	Fortgeschrittene Stoffgesetze	55
2.5.1	Das Chaboche-Nouailhas-Modell	57
3	Experimente	66
3.1	Versuchsprogramm	71
3.1.1	Festlegung des Beanspruchungszyklus für die mehrachsigen Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben	71
3.1.2	Spannungsumlagerung in Hohlzylinderproben unter reiner Zeitstandbeanspruchung	73
3.2	Mehrachsige Kriechermüdungsversuche	75
3.2.1	Prüftechnik für die Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben	76

3.3	Ergebnisse der Experimente	78
3.3.1	Zugversuche mit kleinen Dehnraten	78
3.3.2	Spannungsgesteuerte Ermüdungsversuche	79
3.3.3	Mehrachsige Kriechermüdungsversuche	80
4	Analytische Arbeiten	87
4.1	Bestimmung der Modellparameter	90
4.2	Nachrechnung der Kriechermüdungsversuche	104
4.3	Festlegung eines Versagenskriteriums	114
5	Ausblick	117
6	Literatur	119

Wichtige Bezeichnungen

Abkürzungen

FE	Finite Elemente
GuD	Gas- und Dampfturbine
HCF	High Cycle Fatigue
HT-DMS	kapazitiver Hochtemperatur-Dehnungsmessstreifen
HZ	Haltezeit
HZÜ	Hauptzwischenüberhitzung
LCF	Low Cycle Fatigue
REM	Rasterelektronenmikroskopie
RT	Raumtemperatur
SWT	Smith, Watson, Topper
ZSV	Zeitstandversuch

Formelzeichen

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bedeutung</i>
A_5	%	Bruchdehnung (kurzer Proportionalitätsstab)
b'	m/m	Parameter für Mason-Coffin-Gleichung
c'	m/m	Parameter für Mason-Coffin-Gleichung
D	m/m	Gesamtschädigung
D_c	m/m	Kriechschädigung
D_f	m/m	Ermüdungsschädigung
E	MPa	Elastizitätsmodul
h	m/m	Mehrachsigkeitsquotient
K'	MPa	Parameter für Ramberg-Osgood-Gleichung
n'	m/m	Parameter für Ramberg-Osgood-Gleichung
p	bar	Innendruck
q	m/m	Mehrachsigkeitsquotient
R	MPa	isotrope Festigkeitsänderung
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{m/10^5/9}$	MPa	100 000 h - Zeitstandfestigkeit für Temperatur ϑ

$R_{p0,2/\vartheta}$	MPa	Ersatzstreckgrenze für Temperatur ϑ
$R_{p1/10^5/\vartheta}$	MPa	1% - 100 000 h - Zeitdehngrenze für Temperatur ϑ
t	h	Zeit
Δt	h	Zeitschritt
T	K	Temperatur
X_i	MPa	kinematische Festigkeitsänderung
ϑ	°C	Temperatur
ε	%	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	%/h	Dehngeschwindigkeit
μ	m/m	Querkontraktionszahl
σ	MPa	Normalspannung
τ	MPa	Schubspannung

Indices

0	Anfang
a	Amplitude
A	Anriss
AG	Ausbau ohne Bruch
B	Bruch
el	elastisch
Hydro	hydrostatisch
in	inelastisch (Summe aus zeitabhängiger und zeitunabhängiger bleibender Dehnung)
m	Mittel
max	maximal
min	minimal
pl	plastisch
r	Erholung
vis	viskoplastisch

Weitere Bezeichnungen werden an der entsprechenden Stelle erläutert.

Zusammenfassung

Der Beanspruchungsverlauf in Turbinenwellen kann charakterisiert werden durch einen stationären Betrieb im Kriechbereich und eine begrenzte Anzahl von An- und Abfahrten, die dem LCF-Bereich zuzuordnen sind. Der Werkstoff unterliegt dabei komplexen mechanischen und thermischen Beanspruchungen.

Im stationären Betrieb ändert sich der mehrachsige Spannungszustand infolge zeitabhängiger Verformungsvorgänge, wodurch die Spannungsspitzen deutlich reduziert werden. Durch An- und Abfahrten wird der Spannungszustand des stationären Betriebs gestört, wobei eine zusätzliche Plastifizierung des Werkstoffs auftreten kann. Daneben tritt eine Ermüdungsschädigung auf, die das nachfolgende Kriechen negativ beeinflusst. Für den weiteren Betrieb hat dieses gegenüber einer Fahrweise ohne Laständerungen einen veränderten Spannungszustand und abweichendes Kriechverhalten zur Folge. Zur Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens von Turbinenwellen sind auf Kriechgleichungen basierende konventionelle Berechnungsansätze ungeeignet, da diese die Wechselwirkung zwischen Kriechen und Ermüden sowie deren Gesamtwirkung auf das Verformungs- und Versagensverhalten nicht erfassen.

Einen Ausweg bieten viskoplastische Werkstoffmodelle. Im Gegensatz zu den Ansätzen der klassischen Plastizitäts- und Kriechtheorie, die beide Vorgänge als unabhängig voneinander betrachten, beschreiben derartige Werkstoffmodelle alle auftretenden Effekte im Materialverhalten durch übergeordnete Formulierungen, welche nicht explizit unterscheiden zwischen plastischen Verformungen, die durch statische und zyklische Plastizität hervorgerufen werden und solchen, die infolge Kriechens auftreten. Durch diese Vereinheitlichung der zeitunabhängigen und zeitabhängigen bleibenden Dehnungen können die Wechselwirkungen zwischen Kriechen und Ermüden erfasst werden. Das Ziel der vorliegenden Arbeit war es, ein derartiges viskoplastisches Werkstoffmodell zu ertüchtigen und zu verifizieren, welches das Verformungs- und Versagensverhalten von typischen Dampfturbinenwerkstoffen unter mehrachsiger Kriechermüdingsbeanspruchung in Turbinenwellen beschreibt.

Zur Ermittlung des Werkstoffverhaltens von Turbinenwellen unter praxisnahen Bedingungen wurden für die Versuchswerkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 bei werkstoffcharakteristischen Anwendungstemperaturen von 550 bzw. 600 °C Kriechermüdingsversuche an Hohlzylinderproben durchgeführt. Dabei wurden die Proben einer über der Zeit veränderlichen

kombinierten Beanspruchung unterworfen, die einem aus der Praxis abgeleiteten Beanspruchungszyklus entspricht. Bei den Versuchen trat Versagen deutlich früher ein, als durch eine lineare Überlagerung von Erschöpfungsanteilen für Kriechen und Ermüden abgeschätzt wurde.

Zur Beschreibung des Verformungs- und Schädigungsverhaltens unter Kriechermüdungsbeanspruchung wurde ein elastisch-viskoplastisches Werkstoffmodell ertüchtigt. Da das Kriechen für niedrige Beanspruchung vorwiegend diffusionsgesteuert, für hohe Lasten dagegen versetzungsgesteuert ist, wurden zur besseren Beschreibung des Kriechverhaltens zwei inelastische Dehnraten modelliert. Dabei ergibt die Summe der beiden inelastischen Dehnraten die Kriechgeschwindigkeit. Das Festigkeitsänderungsverhalten des Werkstoffs unter statischer und zyklischer Beanspruchung wurde in der Modellierung durch kinematische und isotrope Variablen erfasst. Zusätzlich enthält das Modell zwei Schädigungsparameter zur Beschreibung der Kriech- und Ermüdungsschädigung. Diese können zur Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen Zeitstand- und Ermüdungsschädigung nichtlinear überlagert werden, wodurch die gesamte schädigende Wirkung auf das Verformungs- und Versagensverhalten besser beschrieben werden kann.

Die Ermittlung der Modellparameter erfolgte durch Anpassung an eine umfangreiche Werkstoffdatenbasis, bestehend aus Warmzug-, Ermüdungs- und Zeitstandversuchen. Die Daten standen überwiegend aus früheren und parallel durchgeführten Arbeiten zur Verfügung. Um die Modellierung auf eine breitere, besser abgesicherte Datenbasis zu stellen, wurden ergänzende Warmzug- und Ermüdungsversuche mit langsamen Abzugs- bzw. Dehngeschwindigkeiten durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass mit den ermittelten Parametern das einachsige Werkstoffverhalten hervorragend beschrieben werden kann.

Mit dem für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 angepassten Werkstoffmodell wurden die mehrachsigen Kriechermüdungsversuche nachgerechnet. Dabei konnten die Verformungsverläufe der Kriechermüdungsversuche für die beiden Werkstoffe gut bis zum Erreichen des tertiären Kriechbereichs unter Verwendung der Vergleichsspannungshypothese nach von Mises beschrieben werden. Der Zeitpunkt des tertiären Kriechens und des Versagens wurde zunächst nur unbefriedigend wiedergegeben.

Durch eine stärkere Berücksichtigung des Einflusses der Ermüdungsschädigung auf das nachfolgende Kriechverhalten konnte zusätzlich das tertiäre Kriechen der

Kriechermüdungsversuche gut erfasst werden. Mit einer erweiterten Schädigungsbetrachtung konnte das Versagensverhalten mit einer Abweichung von nur 10 % zum Experiment berechnet werden.

Ein wesentlicher Vorteil des ertüchtigten Werkstoffmodells ist, dass es eine geschlossene Beschreibung des Ablaufs der Verformung- und Schädigungsvorgänge bei zeitabhängiger Beanspruchung von Bauteilen ermöglicht.

Abstract

The loading history in turbine rotors can be described as a stationary service within creep range and a limited number of starts and shut downs, which can be assigned to the LCF-range. In service, the rotor material is exposed to complex mechanical and thermal loads.

Due to time-dependent deformation processes, the multi-axial stress condition varies during stationary service, thereby reducing the peak stresses considerably. By the starts and shut downs, the stress condition of the stationary service is disturbed and occasionally accompanied with an additional plastic deformation of the rotor material. Furthermore, fatigue damage occurs, which has a negative effect on the subsequent creep behavior. When compared to operating without load changes, this means a changed stress condition for the continuing service as well as a deviating creep behavior. To describe the deformation and failure behavior of turbine rotors, the available calculation approaches based on creep laws are not sufficient. Those conventional equations neither allow for interactions between creep and fatigue, nor is the overall influence on the deformation and failure behavior taken into account.

Viscoplastic material models, however, provide a solution. Contrary to the classical theory of plasticity and creep, where both processes are considered to be independent of each other, such models describe all occurring effects in the behavior of the material by superior formulations, which do not explicitly distinguish between remaining deformation caused by static or cyclic plasticity and remaining deformation occurring due to creep. This unification of the time-independent and the time-dependent remaining strains enables the comprehension of the interaction between creep and fatigue. It is the purpose of this thesis to constitute and verify a viscoplastic material model, which can describe the deformation and failure behavior of typical steam-turbine materials under multi-axial creep-fatigue-loading in turbine rotors.

To determine the material behavior of turbine rotors under practice conditions, multi-axial creep-fatigue tests have been carried out with hollow cylinders of the materials

30CrMoNi5-11 and X12CrMoWVNbN10-1-1 at typical operating temperatures of 550 °C and 600 °C, respectively. The specimens have been subjected to a time-varying combined load, which is equivalent to a power plant loading cycle. Under test conditions, the specimens failed considerably earlier than predicted; the forecasting was based on a linear superposition of cumulative damage contributions of fatigue and creep.

To describe the deformation and damage behavior under creep-fatigue-loading, an elastic-viscoplastic model was established. For low loading, creep is dominated by diffusion mechanism, whereas for high loading, creep is controlled by dislocation mechanism. Therefore, to enable a more accurate description of the creep behavior, two inelastic strain rates were used. The sum of the two inelastic strain rates equals overall creep velocity. By using kinematic and isotropic variables, both the static and the cyclic hardening or softening behavior were reflected in the model. Furthermore, the model included two damage parameters to describe the damage caused by creep or fatigue. To also consider the interactions between creep and fatigue damage, the two parameters can be superposed nonlinear. Thereby, the overall influence of the damage on deformation and failure behavior can be described more accurately.

The material parameters used in the model were derived from a comprehensive database that contained experimental data resulting from tension tests, fatigue tests and creep tests. Most of the data had been compiled in previous and current projects. To base the model on broader and better secured data, additional tension and fatigue tests were carried out under reduced haul-off and strain speeds. It could be shown that the derived parameters provide an excellent description of uniaxial material behavior.

Applying the fitted model, multi-axial creep-fatigue was simulated for both materials, 30CrMoNiV5-11 and X12CrMoWVNbN10-1-1. That way and by using Mises equivalent stress, the deformation characteristics from the creep-fatigue tests could be described appropriately for both materials up to the beginning of the tertiary creep. The tertiary creep itself and the time of failure could not yet be satisfactorily described. After giving more weight to the influence of the fatigue damage on subsequent creep behavior, the tertiary creep could be appropriately described for the creep-fatigue tests. As a result of this extended consideration of damage, the failure behavior could be calculated with only a 10 % deviation to the experimentally determined data.

1 Einleitung

Der Kraftwerks- und Anlagenbau hat seinen Ursprung im Dampfkessel und in der Dampfmaschine, deren Ent- und Weiterentwicklung zu tiefgreifenden wirtschaftlichen und sozialen Veränderungen führte.

Da im frühen Stadium der Dampftechnik die Forschung nicht Schritt halten konnte mit den rasch ansteigenden Anforderungen der Werkstoff-, Konstruktions-, Fertigungs- und Überwachungstechniken, traten häufig Schadensfälle auf, deren Anzahl jedoch im Laufe der Zeit stetig abnahm. Galt es früher vorrangig katastrophales, spontanes Versagen von Anlagen abzuwenden, so liegen die Schwerpunkte der Forschung heutiger Anlagen im Wesentlichen im Bereich der Wirtschaftlichkeit, Umweltfreundlichkeit, Verfügbarkeit und der Optimierung der Fahrweise. Für den Betrieb der Anlagen wird dabei ein guter Kompromiss aus möglichst hohem Wirkungsgrad und ausreichend langer Lebensdauer angestrebt.

Eine Steigerung des Wirkungsgrades in der konventionellen Kraftwerkstechnik geht mit einer Erhöhung der Prozesstemperatur (Carnot-Prozess) einher. Dabei wird der Wirkungsgrad im Wesentlichen von den Eigenschaften der verfügbaren Werkstoffe für hohe Temperaturen eingeschränkt. Die Werkstofftechnik ist daher gefordert, Hochtemperaturwerkstoffe für höhere Betriebstemperaturen zu entwickeln, die auch unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten ein optimiertes Eigenschaftsprofil hinsichtlich Festigkeit, Zähigkeit, Härte, Oxidationsbeständigkeit, Verschleißfestigkeit, Dichte, Temperaturbeständigkeit und Temperatúrausdehnung besitzen. Je nach Art und Fahrweise einer Anlage können die einzelnen Eigenschaften von unterschiedlicher Bedeutung sein.

Eine andere Art der Wirkungsgradsteigerung ergibt sich bei kombinierten Gas- und Dampfturbinenkraftwerken (GuD). Bei diesen Kraftwerken wird das heiße Abgas der Gasturbine mit Hilfe von Wärmetauschern zur Dampferzeugung bei der Dampfturbine verwendet. Bei GuD-Kraftwerken sind unter optimalen Bedingungen Wirkungsgrade von bis zu 60 % realisierbar.

Neben der Wirkungsgradsteigerung besteht weiterer Optimierungsbedarf in der Minimierung von Stillstandszeiten, insbesondere von außerplanmäßigen Reparaturen. Eine wesentliche Voraussetzung für die Optimierung ist die gute Kenntnis des Werkstoffverhaltens unter Betriebsbedingungen. Dazu ist die sukzessive Erstellung einer geeigneten Datenbasis für das Werkstoffverhalten unter praxisrelevanter Beanspruchung notwendig, die eine verbesserte Planung der

Inspektions- und Revisionsintervalle in Abhängigkeit der Fahrweise ermöglicht. Dabei wird angestrebt, durch geeignete Fahrweise und Überwachungstechnik notwendige Reparaturen bzw. den Austausch von Komponenten weitgehendst in die Revisionsphasen zu verlagern, den Schädigungszustand der Bauteile zu bestimmen und deren Restlebensdauer für sicheren Betrieb abzuschätzen. Für den Betreiber ist daher von besonderem Interesse, inwieweit eine günstigere Fahrweise die Lebensdauer des Kraftwerks beeinträchtigt.

1.1 Problemstellung

Der Einsatzbereich fossiler Kraftwerke verlagert sich mehr und mehr aus dem Grundlastbereich in den Bereich zur Deckung des Mittel- und Spitzenbedarfs. Dies führt, neben einer größeren Anzahl von Leistungsänderungsvorgängen zur Anpassung an den typischen Tagesbelastungsverlauf, vor allen Dingen zu einer wesentlich höheren Starthäufigkeit dieser Anlagen, da innerhalb des Verbundnetzes stets diejenigen Anlagen mit möglichst großer Leistung betrieben werden sollen, welche die geringsten laufenden Kosten verursachen [MAY].

Aufgrund der bekannten Abkühlzeitkonstanten ist bei den für die thermische Ermüdung maßgebenden Bauteilen (z.B. Turbinenläufer, Turbinengehäuse, Ventilgehäuse, Frischdampf- und HZÜ-Einströmleitungen) im Mittel- und Spitzenlastbetrieb mit etwa 5000 – 6000 Anfahrten aus den verschiedensten Anfangstemperaturbereichen zu rechnen. Daneben hat die Tendenz zu immer größeren Einheitsleistungen eine Zunahme der für die transienten Wärmespannungen maßgebenden Wandstärken und Wellendurchmesser zur Folge. Beide Einflussgrößen wirken zusammen in Richtung einer erhöhten thermischen Wechselbeanspruchung der wichtigsten Bauteile, welche gegenüber der stationären Grundbeanspruchung aus Innendruck oder Fliehkraft zunehmend in den Vordergrund tritt.

Bei Bauteilen, die im erhöhten Temperaturbereich eingesetzt werden, unterliegt der zum Zeitpunkt Null aufgebrachte Spannungs- und Verformungszustand infolge der zeitabhängigen Umlagerungsvorgänge einer stetigen Änderung. Rechnungen an vereinfachten Modellen von Turbinen zeigen, dass sich Spannungsspitzen von $t = 0$ h bis $t = 100\,000$ h auf bis zu 45 % abbauen. Damit verbunden ist eine deutliche Veränderung der Mehrachsigsigkeitsverhältnisse [SHEN].

Bei An- und Abfahrten – und im verminderten Maße auch während Leistungsänderungen – wird der durch die statische Belastung geprägte Spannungs- und

Dehnungszustand im Bauteil einer zusätzlichen zeitlichen Änderung unterworfen, die durch Lastabfall bzw. Lastanstieg (Lastumkehr) und erneuter verstärkter Spannungs- bzw. Dehnungsumlagerung gekennzeichnet ist. Während dieser Phase erfolgt wiederum eine signifikante Änderung der Mehrachsighkeitsverhältnisse.

Die für rein statische Kriechbeanspruchung entwickelten Festigkeitshypothesen und die damit verbundenen Stoffgesetze berücksichtigen den Einfluss der Mehrachsighkeit auf das Versagensverhalten durch eine Kombination, z. B. der v. Mises Hypothese mit einem Term, der die maximale Hauptspannung berücksichtigt. In diesen Stoffgesetzen werden die zeitabhängigen wahren Spannungen, die sich aus der geometrischen Formänderung bzw. Erhöhung der wahren Spannung infolge Kriechschädigung ergeben, berücksichtigt [MAY, SHEN]. Problematisch wird die Anwendung dieser Werkstoffbeschreibungen, wenn die erwähnten Laständerungen die stetige Spannungsumlagerung nach einmaliger Lastaufbringung unterbrechen, da dies zu erneuter Spannungsumverteilung und einer Erhöhung der Beanspruchung führt. Damit sind wiederum eine Erhöhung der plastischen Mitteldehnung und veränderte Mehrachsighkeitsverhältnisse verbunden, was zu einem früheren Versagen führen kann.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Mit der Verlagerung einer Vielzahl von Kraftwerken aus dem Grundlastbereich in den Bereich zur Deckung des Mittel- und Spitzenbedarfs ist eine erhöhte Starthäufigkeit der Anlagen und ein verändertes Schädigungsverhalten verbunden.

Die konventionellen Auslegungs- und Erschöpfungsberechnungen auf Basis von Kriechgleichungen führen bei einer Fahrweise, die eine größere Anzahl von An- und Abfahrten beinhaltet, häufig zu unbefriedigenden Ergebnissen, da für die kombinierte Beanspruchung aus Kriechen und Ermüden die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Schädigung nur unzulänglich oder gar nicht beschrieben werden. Vor dem Hintergrund eines von der Fahrweise abhängigen Materialverhaltens soll ein Werkstoffmodell ertüchtigt und verifiziert werden, mit dem das Verformungs- und Versagensverhalten für betriebsnahe Beanspruchungen beschrieben werden kann. Mit einer solchen Modellierung wäre es möglich, die Lebensdauer von Bauteilen durch die Optimierung ihrer geometrischen Verhältnisse und der Fahrweise der Anlage zu verlängern. Durch eine bessere Beschreibung des Schädigungsverhaltens könnte darüber hinaus die Gefahr außerplanmäßiger Stillstandszeiten außerhalb der Revisionsintervalle verringert werden.

Fortgeschrittene Werkstoffgesetze können für inelastische Untersuchungen auf Basis der Methode der Finiten-Elemente (FE) eingesetzt werden. Die dabei berechneten Spannungen und Dehnungen ermöglichen die Anwendung von lokalen Schädigungskonzepten. Dabei ist mit zunehmender Anzahl von An- und Abfahrten bzw. Laständerungen neben reiner Kriech- auch Kriechermüdungsbeanspruchung als versagensbestimmende Größe heranzuziehen.

An die numerische Analyse werden bei der Lösung der vorliegenden Aufgabenstellung hohe Anforderungen gestellt. Zum einen ist das spezifische statische, zyklische und viskoplastische Materialverhalten inklusive der Festigkeitsänderungsvorgänge zu erfassen, wozu die Ertüchtigung und Verifizierung eines geeigneten elastisch-viskoplastischen Werkstoffmodells erforderlich ist, zum anderen sind die Einflüsse der Beanspruchungsart und der Mehrachsigkeit auf das Versagensverhalten zu berücksichtigen.

Das zu ertüchtigende Berechnungskonzept soll durch mehrachsige Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben verifiziert werden. Der den Versuchen zugrunde liegende Belastungsverlauf entspricht einem dem praktischen Betrieb einer Turbinenwelle äquivalenten Beanspruchungszyklus.

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit ist die Ertüchtigung und experimentelle Verifizierung eines Berechnungsmodells zur Beschreibung des Spannungs-, Verformungs-, Festigkeits- und Versagensverhaltens von Komponenten im Kriechbereich unter betriebsrelevanten instationären Beanspruchungen.

2 Stand des Wissens

2.1 Anforderungen bei der Werkstoffauswahl

Entscheidend für die Bewertung der Eignung von Werkstoffen für den Anlagen- und Kraftwerksbau ist eine gute Kenntnis des Werkstoffverhaltens unter Betriebsbedingungen. In Bild 2.1 sind die wesentlichen bei der Werkstoffauswahl und Auslegung von Bauteilen des Kraftwerksbaus zu berücksichtigenden Anforderungen angegeben.

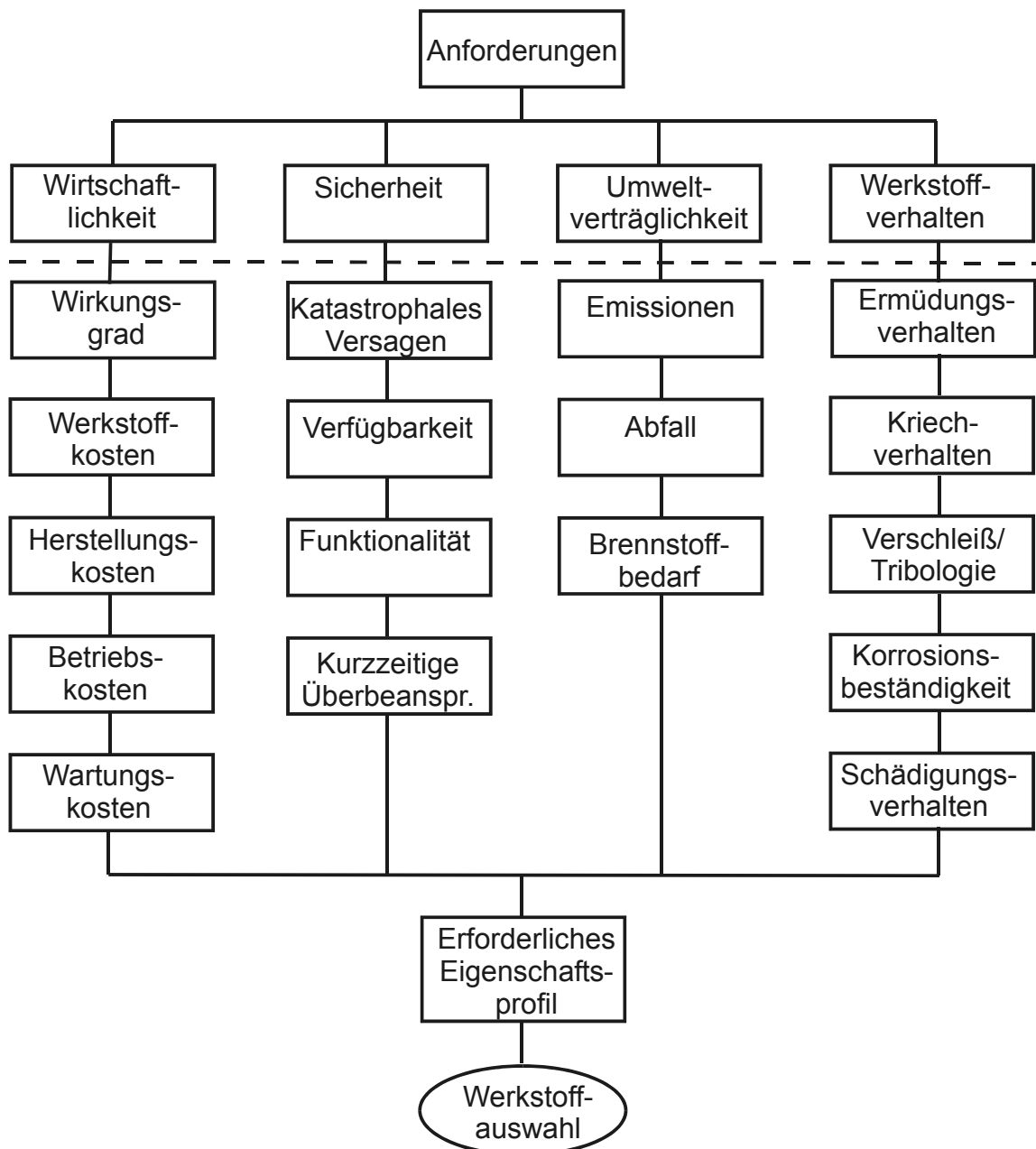


Bild 2.1: Kriterien für die Werkstoffauswahl für Kraftwerkskomponenten

Die Anforderungen an ein Bauteil werden im wesentlichen durch ihre Zielfunktion unter Betriebsbedingungen bestimmt, d. h. die sichere Erfüllung von bauteilspezifischen Aufgaben über den gesamten Auslegungszeitraum.

2.2 Werkstoffverhalten bei statischer Beanspruchung

Für die Werkstoffe des Kraftwerks- und Anlagenbaus können für statische Beanspruchungen die in Bild 2.2 dargestellten Temperatur-Zeit-Grenzbereiche angegeben werden.

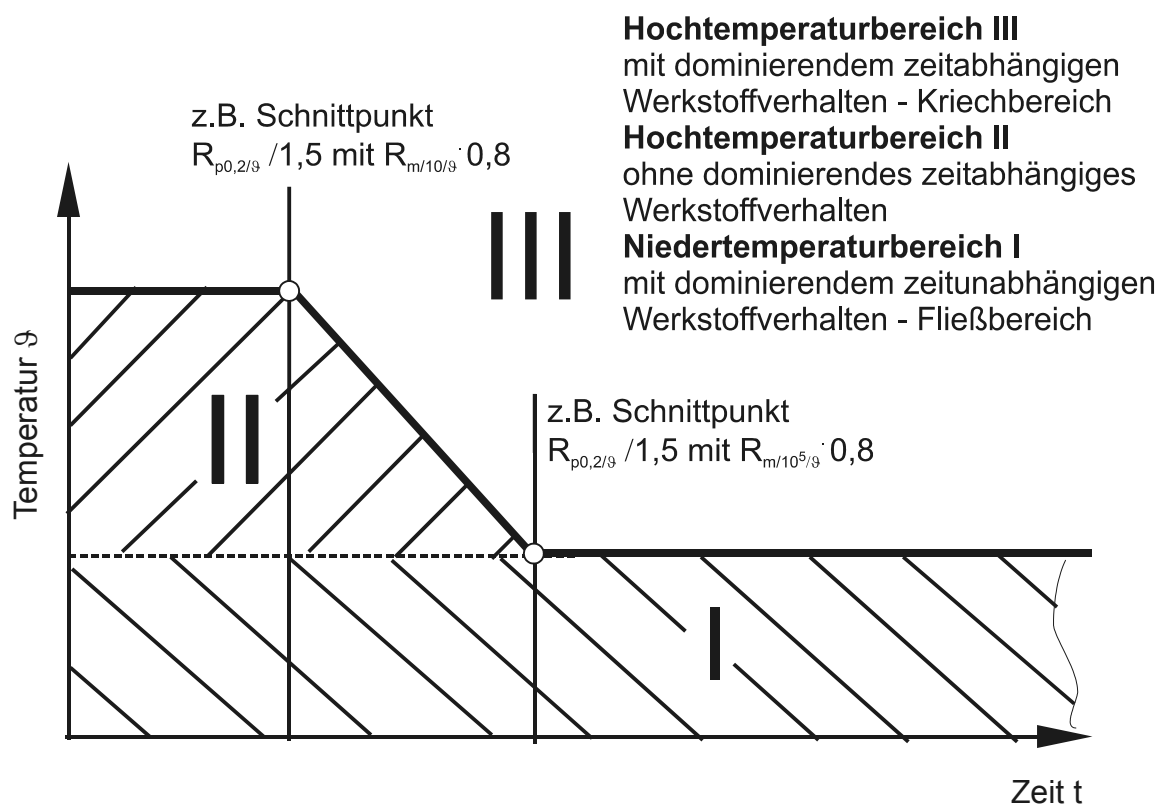


Bild 2.2: Schematische Darstellung von Temperatur-Zeit-Grenzbereichen [MAI1]

Bei homologen Temperaturen von ca. $0,4 T_s$ (Schmelztemperatur) vollzieht sich ein fließender Übergang von zeitunabhängiger und zeitabhängiger Festigkeit und Verformung. Deformationen im Temperaturbereich unterhalb von $0,4 T_s$ wird als Kaltverformung im Niedertemperaturbereich, oberhalb von $0,4 T_s$ als Hochtemperatur oder Warmverformung im Kriechbereich bezeichnet [BÜRG]. Im Hochtemperaturbereich sind auch deutlich unterhalb der Warmstreckgrenze zeitabhängige Verformungen möglich.

2.2.1 Regelwerke und Richtlinien für statische Beanspruchung

In den relevanten Regelwerken und Richtlinien erfolgt eine technische Aufteilung des Hochtemperaturbereichs in zwei Bereiche, einen mit dominierendem zeitabhängigen Werkstoffverhalten und einen weiteren, in dem das zeitunabhängige Werkstoffverhalten überwiegt, Bild 2.3.

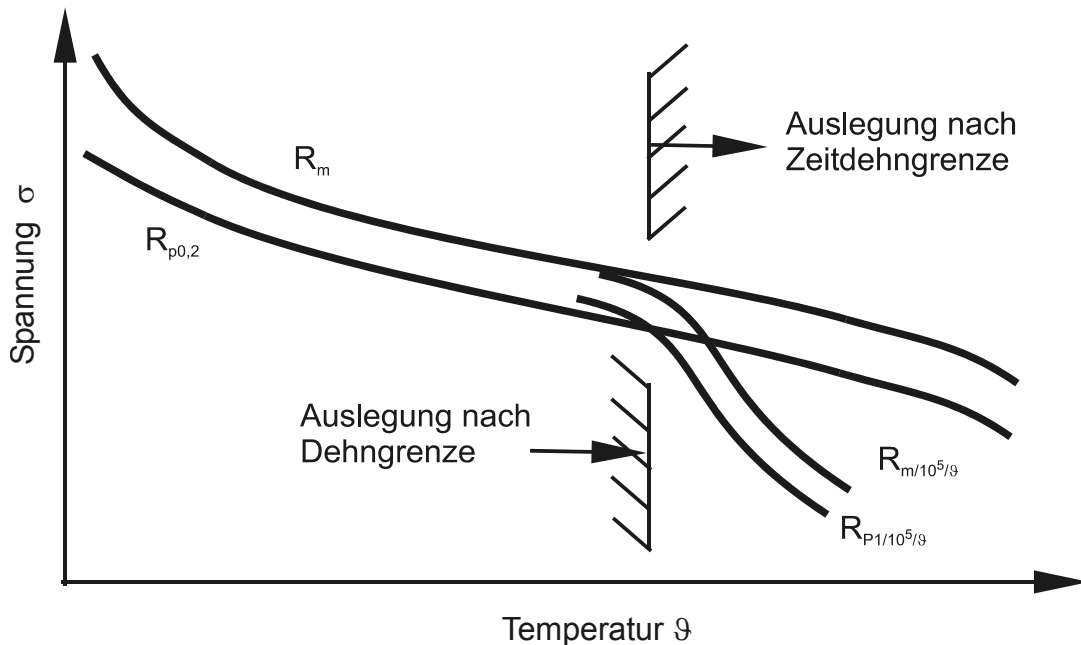


Bild 2.3: Schematisches Festigkeitsschaubild

In der VGB-Richtlinie VGB-R509 L wird der auslegungsrelevante Übergang von zeitunabhängiger und zeitabhängiger Verformung mit dem Schnittpunkt der Verläufe aus dem Mindestwert der Warmstreckgrenze $0,67 \cdot R_{p0,2/\vartheta}$ und der Zeitstandfestigkeit $0,8 \cdot R_{m/200000/\vartheta+5^\circ\text{C}}$ festgelegt.

2.2.2 Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter statischer Beanspruchung

Das zeitunabhängige Werkstoffverhalten wird im Zugversuch nach DIN EN 10002 bestimmt. Oberhalb der Streckgrenze ist für tiefe Prüftemperaturen aufgrund der zeitunabhängigen Werkstoffverfestigung für eine zunehmende inelastische Verformung bis zur Gleichmaßdehnung eine stetige Erhöhung der Beanspruchung erforderlich. In dieser Arbeit wird bei Zugversuchen nur der Bereich bis zur Gleichmaßdehnung betrachtet. Die in Zugversuchen ermittelten statischen Fließkurven ohne ausgeprägte Streckgrenzen werden häufig durch die Ramberg-Osgood-Gleichung beschrieben [RAM].

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.1)$$

mit: ε_{el} elastische Dehnung
 ε_{pl} plastische Dehnung
 E Elastizitätsmodul

Der Ansatz mit den zwei freien Parametern n' und K' ermöglicht im allgemeinen eine gute Beschreibung der statischen Fließkurve für den in Festigkeitsberechnungen relevanten Bereich unterhalb von 3 %, für den noch keine Aufteilung in wahre und technische Fließkurve erforderlich ist. Die Ramberg-Osgood-Gleichung wird außerdem häufig zur Beschreibung der zyklischen Fließkurve verwendet, deren Konstruktion in Kapitel 2.3.1 erläutert wird.

Im Hochtemperaturbereich III nach Bild 2.2 ist neben dem zeitunabhängigen Verformungsverhalten auch das zeitabhängige Werkstoffverhalten von Interesse. Dieses wird für mehrere Spannungshorizonte in kraftkontrollierten Zeitstandversuchen nach DIN EN 10291 an glatten Proben bei konstanter Prüflast σ_0 und konstanter Temperatur ϑ ermittelt. Die kennzeichnenden Dehnungen im Zeitstandversuch nach DIN EN 10291 sind in Bild 2.4 dargestellt.

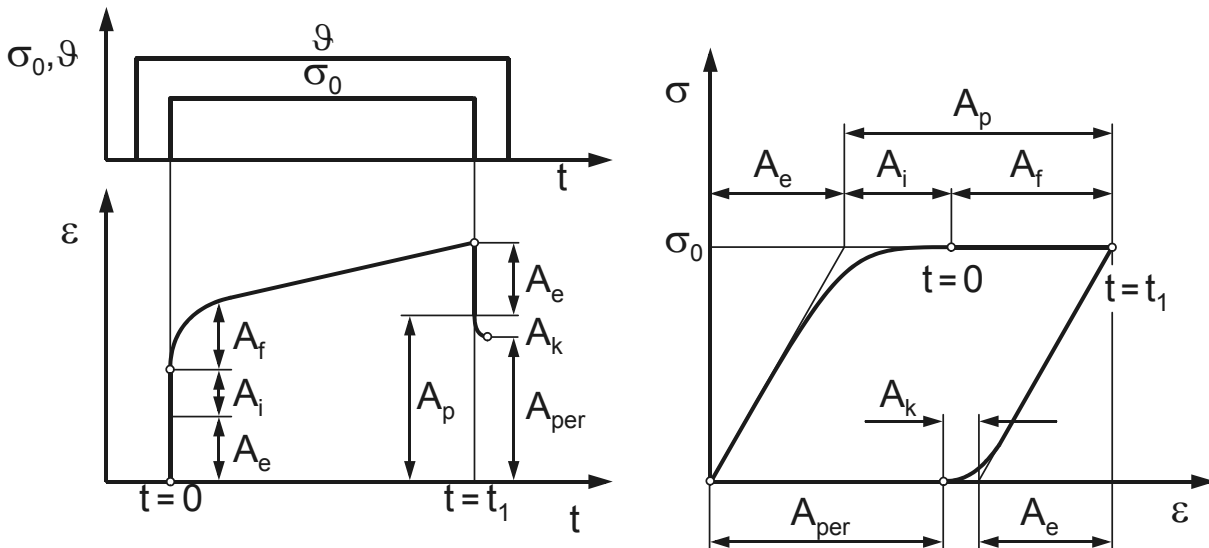


Bild 2.4: Kennzeichnende Dehnungen im Zeitstandversuch nach DIN EN 10291

mit: A_e elastische Dehnung; A_i plastische Anfangsdehnung
 A_f Kriechdehnungen; A_p plastische Dehnung
 A_k anelastische Dehnung; A_{per} bleibende Dehnung
 σ_0 Anfangsspannung; ϑ Temperatur

Nach der Entlastung bleibt im Zeitstandversuch eine plastische Dehnung A_{per} zurück. Bei Nickel-Basis-Legierungen können Gefügestabilitäten auftreten, die eine Kontraktion des Werkstoffs hervorrufen [PFEN]. In der Umgangssprache wird dieses fälschlicherweise als negatives Kriechen bezeichnet.

Unter statischer Last im Kriechbereich tritt eine mit der Zeit fortschreitende plastische Dehnung auf, die als Kriechen bezeichnet wird. Liegt die Beanspruchung oberhalb der Warmstreckgrenze $R_{p0,2/9}$ wird neben der elastischen Dehnung A_e analog zum Zugversuch bei tiefen Temperaturen zusätzlich eine zeitunabhängige anfängliche plastische Anfangsdehnung A_i hervorgerufen. Das Kriechverhalten zeigt in Abhängigkeit der Temperatur ϑ , der Zeit t und der Prüflast σ_0 einen für den betrachteten Werkstoff charakteristischen Verlauf, Bild 2.5.

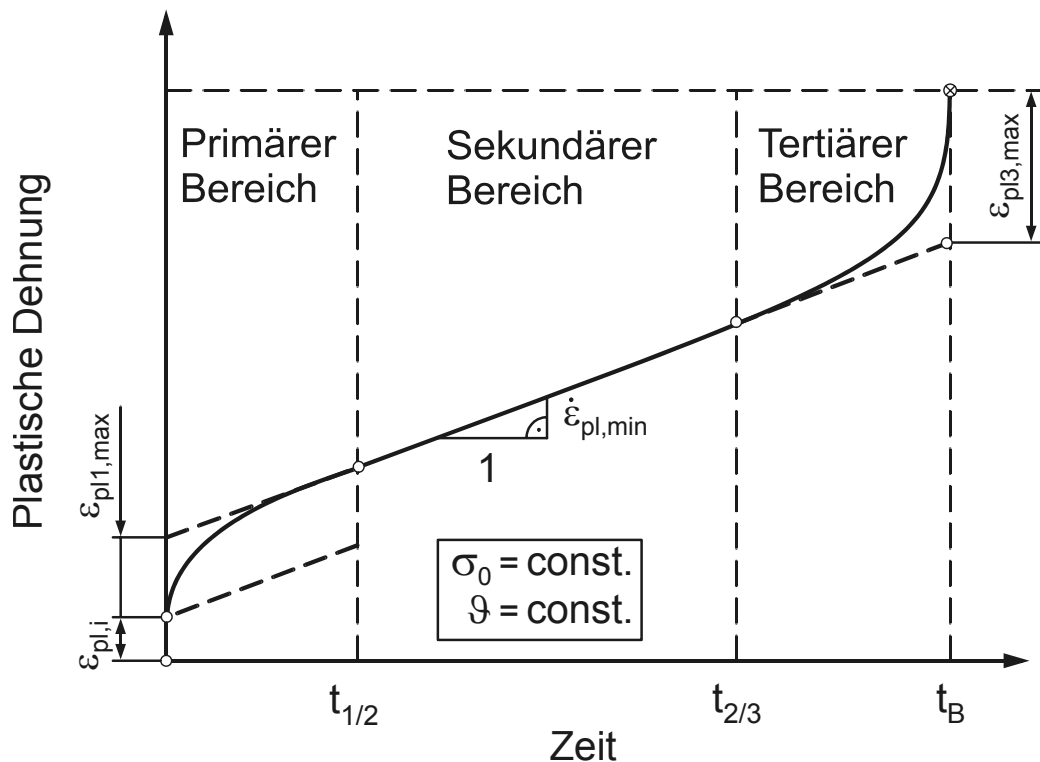


Bild 2.5: Schematische Kriechkurve mit klassischer Dreiteilung

Die Form der Kriechkurve wird von der Änderung der Dehnrates bestimmt, für die auch die Synonyme Dehn- oder Verformungsgeschwindigkeit verwendet werden. Im primären Bereich fällt die Verformungsgeschwindigkeit stetig infolge einer überwiegenden Verfestigung des Werkstoffs [CONR]. Der sekundäre Bereich zeichnet sich durch eine im Wesentlichen konstante Verformungsgeschwindigkeit aus, deren Ursache ein Gleichgewichtszustand von Verfestigungs- und Erholungsvorgängen des Werkstoffs ist. Es schließt sich ein tertiärer Kriechbereich

mit einer progressiven Dehnrate an, die sich aufgrund von Gefügestabilitäten, eventuell zusätzlicher Poren- bzw. Rissbildung, deren Wachstum und einer Forminstabilität der Probe ergibt. Zur Beschreibung der plastischen Dehnung wird häufig ein Summenansatz nach Gleichung (2.2) verwendet, der die plastische Anfangsdehnung $\varepsilon_{pl,i}$ sowie Formulierungen für die Kriechdehnungsanteile $\varepsilon_{pl,prim}$, $\varepsilon_{pl,sek}$ und $\varepsilon_{pl,ter}$ für das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechen berücksichtigen kann.

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_i + \varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} + \varepsilon_{pl,ter} \quad (2.2)$$

Die Verwendung von Produktansätzen ermöglicht die Beschreibung der einzelnen Dehnungsanteile in Abhängigkeit von praxisrelevanten Einflussparametern, die in Form von Spannungs-, Temperatur- und Zeitfunktionen in Gleichung (2.3) einfließen [PFEN].

$$\varepsilon_{pl,k} = f_k(\sigma_0) \cdot g_k(T) \cdot h(t) \quad k = i, \text{prim, sek, ter} \quad (2.3)$$

Aus werkstoffphysikalischer Sicht ist es vorteilhaft, nicht die Verformung selbst, sondern den Verlauf der Verformungsgeschwindigkeit zu approximieren. Bei der im Wesentlichen kraftkontrollierten Versuchsführung ist eine Approximation aufgrund der Querschnittsverringerung infolge der Gleichmaßdehnung und der damit verbundenen Erhöhung der Spannung nur für kleine Dehnungen zulässig. Für größere Dehnungen im Bereich der Gleichmaßdehnung ist eine inkrementelle Anpassung unerlässlich, die jeweils die real vorherrschende Spannung berücksichtigt [SCHEM3]. Demgegenüber erfordert eine Approximation der in spannungskontrollierten Versuchen ermittelten Kriechkurven aufgrund der zeitlich konstanten Spannung im Probenquerschnitt keine inkrementelle Anpassung

$$\dot{\varepsilon}_{pl,k} = f_k(\sigma_0) \cdot g_k(T) \cdot h(t) \quad k = i, \text{prim, sek, ter} \quad (2.4)$$

Für den Konstrukteur und den Betreiber von Kraftwerkskomponenten ist die Kenntnis der Gebrauchseigenschaften der zugrunde liegenden Werkstoffe maßgebend für die Auslegung bzw. Betriebsweise. Zu den wichtigsten Angaben des Kriechverhaltens zählen die minimale Kriechgeschwindigkeit und die Zeitbruchdehnung.

Die wesentlichen Kennwerte zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens bei Kriechbeanspruchung sind die Zeitstandfestigkeit und die Zeitdehngrenzen, die für eine gegebene Zeit und Temperatur eine Spannung angeben, die zum Bruch bzw. zu einer bestimmten Dehnung der Probe führt. Als Maß für die Langzeitfähigkeit dienen die Größen Zeitbruchdehnung und Zeiteinschnürung, die für eine gegebene Zeit und

Temperatur die Bruchdehnung bzw. Brucheinschnürung beschreiben. Für Werkstoffe mit geringer Zeitbruchdehnung bzw. Zeitbrucheinschnürung erfolgt die Auslegung häufig nach der Zeitstandfestigkeit mit entsprechenden Sicherheitsabschlägen um der Gefahr des katastrophalen Versagens zu begegnen.

Zur Beschreibung der minimalen Kriechgeschwindigkeit für den sekundären Kriechbereich $\dot{\epsilon}_{pl,sek} = f_k(\sigma_0) \cdot g(T)$ existieren umfangreiche Ansätze, von denen einige häufig verwendete in Tabelle 2.1 angegeben sind [DORN, GARO, GRAH, GRAN1, JOHN, NOR, PFEN, PREU, SOND, VET]. Wird nur eine Temperatur betrachtet so ist $\dot{\epsilon}_{pl,sek}$ nur von σ_0 abhängig.

Norton	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_1 \cdot \sigma_0^{n_1}$
Dorn	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_2 \cdot e^{n_2 \cdot \sigma_0}$
Sonderberg	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = (A_3 \cdot e^{n_3 \cdot \sigma_0} - 1)$
Mc Vetty	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_4 \cdot \sinh(a_4 \cdot \sigma_0)$
Garofalo	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_5 \cdot (\sinh(a_5 \cdot \sigma_0))^{n_5}$
Johnson	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_6 \cdot \sigma_0^{n_6} + a_6 \cdot \sigma_0^{m_6}$
Granacher	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_7 \cdot \sigma_0^{n_7} \cdot e^{a_7 \cdot \sigma_0^{m_7}}$
Graham	$\dot{\epsilon}_{pl,sek} = A_8 \cdot e^{\sum (a_n \cdot \sigma_0^{n_i})}$
mit: A_i, a_i, n_i werkstoffabhängige Parameter	

Tabelle 2.1: Vorschläge zur Berechnung der minimalen Kriechgeschwindigkeit

Versetzungs- und Diffusionskriechen

Beim Versetzungskriechen wird von einem Gleichgewicht zwischen der von außen aufgeprägten Beanspruchung und der inneren Spannung, hervorgerufen durch Spannungsfelder der Versetzungsstruktur, ausgegangen. Die Verformungen resultieren dabei aus Versetzungsbewegungen, die sich aus schnellen Gleit- und langsameren Klettervorgängen zusammensetzen, wobei das Klettern geschwindigkeitsbestimmend ist. Für das Norton Kriechgesetz ist für Reinelemente ein Spannungsexponent von 4 bis 5, für mehrphasige Legierungen ein deutlich höherer Wert bestimmbar. Für niedrige Spannungen kann ein Spannungsexponent von ca. 1 ermittelt werden, der vorwiegend auf dem Verformungsmechanismus der Leerstellendiffusion basiert. Sowohl der Versetzungs- als auch der

Diffusionsmechanismus können neben Verformungen im Korninneren auch zum Gleiten von Korngrenzen beitragen. Die Summe der beiden Verformungsarten ergibt die gesamte Kriechverformung.

Temperaturabhängigkeit

Für die Beschreibung der Temperaturabhängigkeit $g(T)$ wird zumeist eine Arrheniusfunktion oder eine Modifikation derselben gemäß Gleichungen (2.5) verwendet [GRAN1].

$$g(T) = B_1 \cdot e^{\left(\frac{B_2 - B_3}{T}\right)}; \quad B_i: \text{Werkstoffkonstanten} \quad (2.5)$$

Der Auslegung von Kraftwerkskomponenten liegen in der Regel zulässige Grenzwerte zugrunde, die unter Betriebsbedingungen ein tertiäres Kriechen während der gesamten Lebensdauer ausschließen. Die Beschreibung der primären und sekundären Bereiche des Kriechens ist daher für praxisbezogene Anwendungen zumeist hinreichend. Bei Bauteilen mit geometrischen Unstetigkeitsstellen wie z.B. Kerben können jedoch Spannungsspitzen auftreten, die in einem örtlich begrenzten Bereich des Bauteils tertiäres Kriechen hervorrufen können. Für einige wenige Werkstoffe bzw. Beanspruchungsniveaus können keine ausgeprägten sekundären Kriechbereiche identifiziert werden, wodurch eine Approximation des tertiären Kriechverhaltens unerlässlich ist. Zur Beschreibung des zeitabhängigen Kriechverhaltens für eine gegebene Spannung stehen zahlreiche Formulierungen zur Verfügung, von denen einige häufig verwendete in Tabelle 2.2 und Tabelle 2.3 für konstante Temperatur angegeben sind.

	Kriechgleichung
Norton-Baley	$\varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} = C_1 \cdot \sigma_0^{n_1} \cdot t^{m_1}$
Garofalo	$\varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} = C_{21}(\sigma_0) \cdot \left(1 - e^{-C_{22}(\sigma_0)t}\right) + \dot{\varepsilon}_{pl,sekl} \cdot t$ häufig mit $C_{ij} = \hat{C}_{ij} \cdot e^{\sum(D_k \cdot \sigma_0^k)}$

Tabelle 2.2: Kriechgesetze für den primären und sekundären Bereich

C_{ij} ; D_k , k , n_i , m_i : Werkstoffkonstanten

	Kriechgleichung
Graham-Walles	$\varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} + \varepsilon_{pl,ter} = C_{31}(\sigma_0) \cdot t^{D_{31}} + C_{32}(\sigma_0) \cdot t^{D_{32}} + C_{33}(\sigma_0) \cdot t^{D_{33}}$ <p style="text-align: center;">häufig mit $C_{ij} = \hat{C}_{ij} \cdot e^{\sum(D_k \cdot \sigma_0^k)}$</p>
Parker	$\varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} + \varepsilon_{pl,ter} = C_{41}(\sigma_0) \cdot (1 - e^{-n_{41} \cdot t}) + C_{42}(\sigma_0) \cdot (1 - e^{-n_{42} \cdot t})$
Granacher	$\varepsilon_{pl,prim} + \varepsilon_{pl,sek} + \varepsilon_{pl,ter} =$ $\varepsilon_{pl,prim,max} \cdot (1 - e^{-n_5 \cdot (\frac{t}{t_{12}})^u}) + \dot{\varepsilon}_{pl,sek} \cdot t + C_5 \cdot (t/t_{23})^{m_5}$

Tabelle 2.3: Kriechgesetze für den primären, sekundären und tertiären Bereich

C_{ij} ; D_k , n_i , m_i : Werkstoffkonstanten

Für die Komponenten des Kraftwerkbaus ist insbesondere das langzeitige Werkstoffverhalten auf entsprechend niedrigem Beanspruchungsniveau relevant. Um das langzeitige Zeitstandverhalten bereits frühzeitig abzuschätzen, wird versucht, das langzeitige Kriechverhalten im „Zeitrafferversuch“ näherungsweise zu ermitteln. Dabei wird vorausgesetzt, dass die das Kriechen dominierenden Mechanismen im Werkstoff bei unterschiedlichen Temperaturen vergleichbar sind, jedoch beschleunigt ablaufen. Aus den Ergebnissen von kürzeren Versuchen bei höheren Temperaturen wird auf das Langzeitstandverhalten bei Betriebstemperatur geschlossen. Zur Beschreibung der äquivalenten Dehn- und Bruchgrenzen in Abhängigkeit von der Zeit und der Temperatur werden Zeit-Temperatur-Schädigungsparameter $P(\vartheta;t)$ verwendet. Diese dienen neben der Abschätzung des langzeitigen Kriechverhaltens u.a. als erster Anhaltspunkt zur Einschätzung der Lebensdauerverkürzung für eine von der Auslegung abweichende Fahrweise, bei der z.B. zur Erhöhung des Wirkungsgrades auslegungsüberschreitende Temperaturen erreicht werden. Zur Beschreibung der Äquivalenz von Zeit und Temperatur existieren zahlreiche Ansätze [GRAN2]. Der am häufigsten verwendete Parameter wurde von Larson und Miller vorgeschlagen, Gleichung (2.6).

$$P = T \cdot (C + \log t) \tag{2.6}$$

C: Werkstoffkonstante

Aus der Summe der isothermen Zeitdehn- bzw. Zeitbruchgrenzen können unter Verwendung des Zeit-Temperaturparameters in Abhängigkeit der Prüfspannung so genannte Meisterkurven für eine gegebene Dehnung bzw. Bruch erstellt werden

[ILS]. Zur Veranschaulichung ist die in [KLEN] ermittelte Masterkurve für Versagen für den Werkstoff P91 in Bild 2.6 dargestellt.

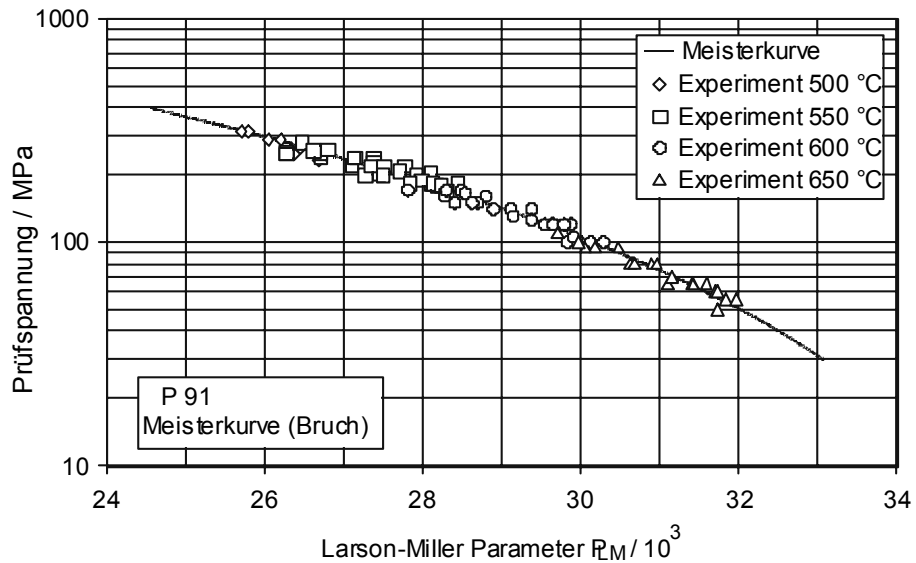


Bild 2.6: Meisterkurve für P91 für Versagen

2.2.3 Schädigungsverhalten unter Zeitstandbeanspruchung

Mechanismen der Kriechschädigung

Während des Kriechens treten mehrere Zustandsänderungen im Werkstoff auf, welche die Kriechgeschwindigkeit erhöhen, Bild 2.7. Der Verlauf der Kriechdehnung wird häufig durch eine Überlagerung mehrerer Mechanismen bestimmt. Die wichtigsten Vorgänge, welche die Dehngeschwindigkeit beeinflussen sind [BÜRG]:

- Korrosion (Größeneinfluss der Probe),
- Spannungserhöhung infolge der dehnungsabhängigen Querschnittsabnahme,
- Veränderungen in der Versetzungsstruktur,
- Poren- und Rissbildung sowie deren Wachstum,
- Bei teilchengehärteten Legierungen zusätzlich die Veränderung im Teilchengefüge hinsichtlich des Durchmessers und der Form, des Volumenanteils, der Teilchenart sowie deren Verteilung und Anordnung.

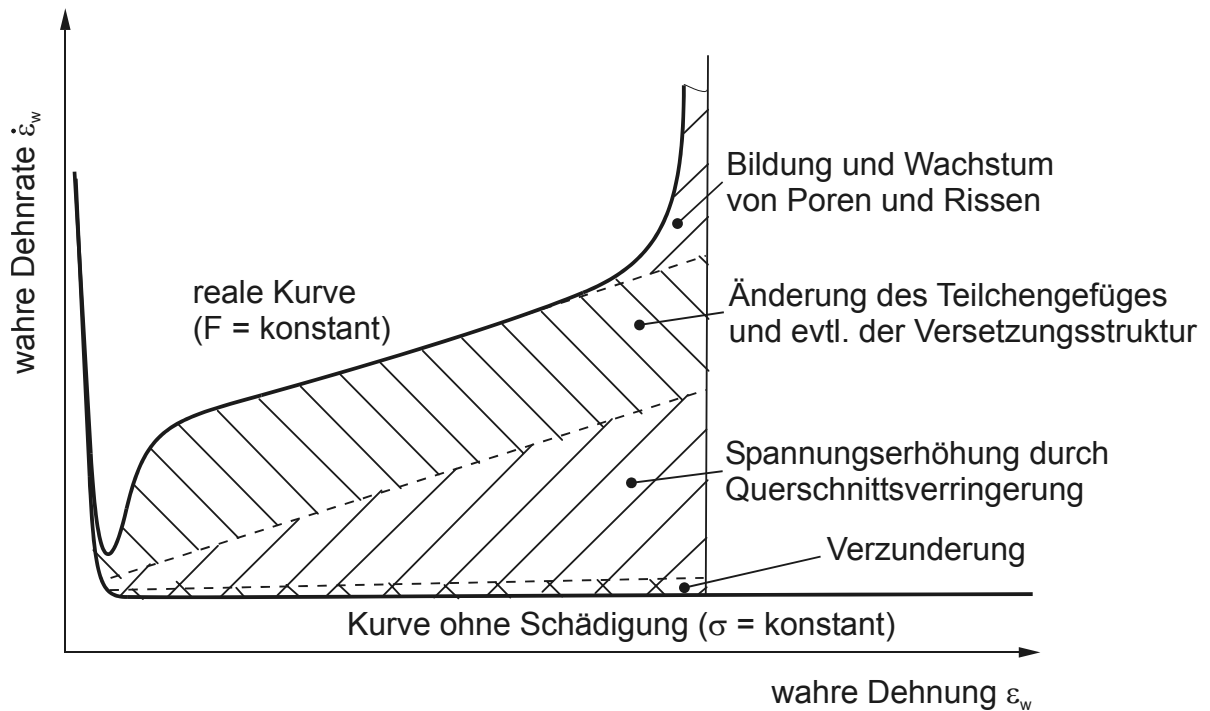


Bild 2.7: Einflüsse verschiedener Schädigungsvorgänge

Die Schädigung in Form von Poren und Rissen wird als eigentliche Kriechschädigung bezeichnet. Bei zahlreichen Werkstoffen tritt eine messbare Kriechschädigung erst zu einem späten Zeitpunkt im hinteren stationären Kriechbereich auf. Demgegenüber konnten im Rahmen eines an der MPA-Stuttgart und der TU Chemnitz durchgeführten Verbundvorhabens [KUS] Porenbildung für den Werkstoff 14MoV6-3 bereits in einem frühen Stadium des sekundären Kriechens nachgewiesen werden. Basierend auf mikrostrukturellen Untersuchungen zahlreicher Arbeiten konnte ein Zusammenhang zwischen dem Bruch von Werkstoffen und den auftretenden Poren identifiziert werden. Bereits 1968 erfolgten in [MCCL] erste Untersuchungen dieser Art.

Transkristalline Schädigung

Transkristalline Kriechschädigung tritt im Wesentlichen bei hohem Spannungsniveau auf. Durch die Aufstauung von Versetzungen vor harten Hindernissen wie nichtmetallischen Einschlüssen und Karbiden wird eine Spannungskonzentration hervorgerufen, die zum Aufreißen der Grenzfläche führt. Die Hohlräume wachsen infolge weiterer einmündender Versetzungen und durch Diffusion von Leerstellen. Insbesondere größere und harte Ausscheidungen (Karbide, Sulfide und Oxide) kommen als Keimstelle der Hohlraumbildung in Frage. Entsprechende

Beobachtungen können bei martensitischen 9-12% Cr Stählen und im Werkstoff 10CrMo9-10 gemacht werden.

Interkristalline Schädigung

Der bevorzugte Ort der Porenbildung der typischen ferritisch-perlitischen und bainitischen Kraftwerksbaustähle stellt die Korngrenze dar. In martensitischen Stählen treten Poren neben den bereits bei der transkristallinen Schädigung erwähnten Stellen an ehemaligen Austenitkorngrenzen und Subkorngrenzen auf [MAI].

In Abhängigkeit der mechanischen Beanspruchung und der Temperatur können Bruchmechanismuskarten erstellt werden, die Aufschluss darüber geben, welcher Mechanismus zum Versagen des Bauteils in Frage kommt.

2.2.4 Einfluss mehrachsiger Beanspruchung auf das Kriechverhalten

Ansätze zur Beschreibung der Mehrachsigkeit der Beanspruchung

Zur Beschreibung der Mehrachsigkeit der Beanspruchung werden in der Literatur die nachfolgend angegebenen Beziehungen verwendet [CLA1, CLA2, MAI]:

$$q = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{\text{MISES}} / \sigma_{\text{Hydro}} \quad (2.7)$$

$$\pi = \sigma_{\text{MISES}} / \sigma_1 \quad (2.8)$$

$$c = \sigma_{\text{Hydro}} / \sigma_1 \quad (2.9)$$

$$h = \sigma_{\text{Hydro}} / \sigma_{\text{MISES}} \quad (2.10)$$

$$TF = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_{\text{MISES}} \quad (2.11)$$

$$R = \sqrt{3} - q \quad (2.12)$$

mit $\sigma_{\text{Hydro}} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3 =$ hydrostatische Spannung

$\sigma_{\text{MISES}} =$ Vergleichsspannung nach von Mises

Die Gültigkeitsbereiche der Formulierungen werden durch Singularitätsstellen eingeschränkt. Für reine Torsionsbeanspruchung kann q aufgrund verschwindender hydrostatischer Spannung nicht verwendet werden. Demgegenüber sind die Beziehungen für h und TF unzulässig, sobald ein rein hydrostatischer

Spannungszustand ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) vorliegt, der nur eine Volumenänderung jedoch keine Gestaltsänderung ermöglicht. Für den Fall einer verschwindenden maximalen Hauptspannung besitzen c und π Singularitäten.

Schädigungsverhalten unter mehrachsiger Beanspruchung

Die Kriecheigenschaften von Werkstoffen werden nach DIN EN 10291 unter einachsiger Belastung bestimmt, für die eindeutige Spannungskennwerte wie die Zeitdehngrenze und Zeitstandfestigkeit angegeben werden können. Für eine mehrachsige Beanspruchung, wie sie in Bauteilen des Kraftwerks- und Anlagenbaus resultierend aus einer Überlagerung primärer und sekundärer Lasten vorherrschen, ist eine Zuordnung nicht eindeutig. Frühere Untersuchungen zur Festlegung einer für mehrachsige Beanspruchungen repräsentativen Spannung zeigten, dass hierfür sowohl die maximale Hauptspannung als auch die Vergleichsspannung nach von Mises beteiligt sein können [KAC1, KUS1, JOHN]. Bei Stählen, die nicht durch Kriechschädigung sondern nur durch Kriechdehnung versagen, ist die Kriechbruchzeit unabhängig von der maximalen Hauptspannung σ_1 und wird ausschließlich von der Vergleichsspannung σ_{MISES} nach von Mises bestimmt [KUS1]. Für die Beschreibung der minimalen Dehnrates ist nach [SHA] die Vergleichsspannung nach von Mises entscheidend, während für die Entwicklung der Kriechschädigung in Form von Porenwachstum und die Kriechbruchzeit die maximale Hauptspannung σ_1 dominierend ist [EVA]. In [KUS2] konnte bestätigt werden, dass die von Mises Vergleichsspannung zumeist gut zur Beschreibung des Kriechverhaltens geeignet ist, sofern keine oder vernachlässigbare Kriechschädigung auftritt. Aufgrund des Einflusses mehrachsiger Spannungszustände auf das Schädigungsverhalten ist für die Bestimmung des Versagens eine kombinierte Vergleichsspannungshypothese vorteilhaft, in der die maximale Hauptspannung σ_1 gewichtet werden kann. In [KUS1] trat für Beanspruchungssituationen $\sigma_1 > \sigma_{MISES}$ ein frühzeitiges, für Belastungen mit $\sigma_1 < \sigma_{MISES}$ ein späteres Versagen auf. Dass die Zulässigkeit einer Festigkeitshypothese zur Beschreibung des Versagensverhaltens eine Abhängigkeit von der Art der Beanspruchung besitzt, wurde auch in [PEN, SHA2] festgestellt. Das mehrachsige Kriech- und Schädigungsverhalten für den Werkstoff 14MoV6-3 wurde in [MAI] untersucht. Danach lässt ein mit Innendruck und einem zusätzlichen Biegemoment beanspruchter Rohrbogen nach der Spannungsumlagerung für gleiche Mises Spannung eine deutlich höhere Schädigung im Intrados gegenüber dem Extrados erkennen, wobei die Mises Spannung σ_{MISES} in beiden Bereichen gleich groß ist. Demgegenüber ist sowohl die maximale Hauptspannung σ_1 als auch die Mehrachsigkeit h im Extrados größer. Die im Intrados vorliegende zweidimensionale

Zug-Zug Beanspruchung wirkt sich schädigender aus als der im Exrados vorherrschende Zug-Druck-Zustand, Bild 2.8. Eine ganzheitliche Bewertung der aufgeführten Ergebnisse ergibt, dass die Kriechschädigung neben dem betreffenden Werkstoff wesentlich von der Beanspruchungsart und den mit ihr in Verbindung stehenden Spannungsgrößen abhängig ist. Es ist daher zweckmäßig, das im Vergleich zu einachsigen Versuchen abweichende Werkstoffverhalten unter betriebsähnlicher mehrachsiger Beanspruchung zu untersuchen.

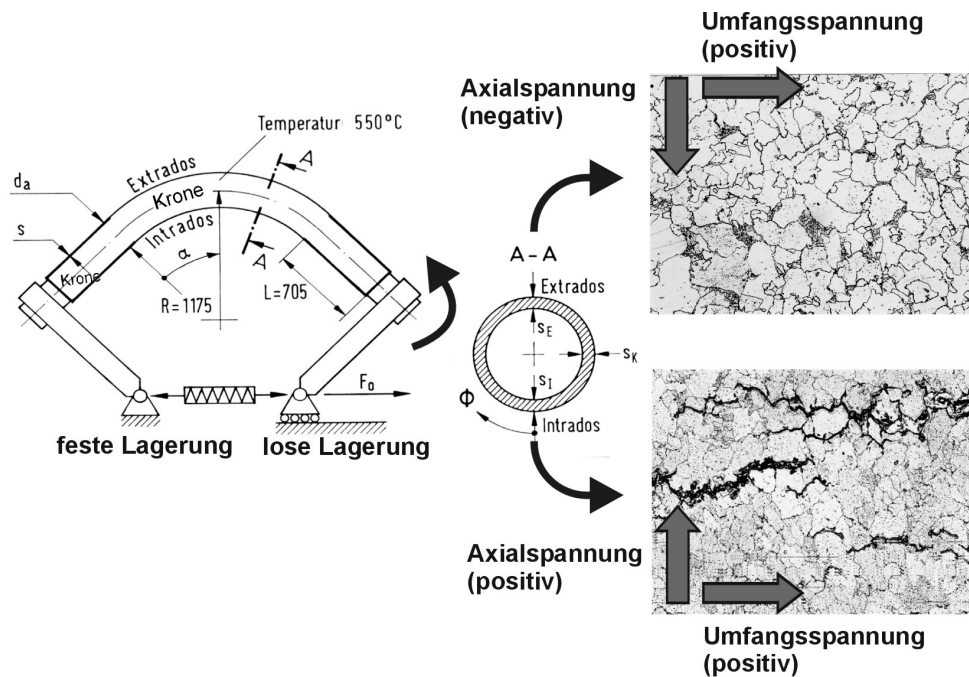


Bild 2.8: Unterschiedliche Schädigung in Abhängigkeit der Beanspruchung

Damit die bei einachsiger Beanspruchung ermittelten Kennwerte auch für mehrachsige Beanspruchung Gültigkeit besitzen, sind mehrachsige Spannungszustände unter Verwendung von Festigkeitshypothesen in einen fiktiven einachsigen Spannungszustand zu transformieren.

2.2.5 Festigkeitshypothesen

Zur Ermittlung und Beschreibung des zeitunabhängigen Verformungsverhaltens und Versagensverhaltens von Stählen unter mehrachsiger Beanspruchung bei niedrigen Temperaturen wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt [CLA1, CAL2, VAZ, WELL]. Bei der Verwendung von Festigkeitshypothesen zur Beschreibung des mehrachsigen Verformungsverhaltens infolge Kriechens wird zumeist vorausgesetzt, dass die Auswirkungen für zeitunabhängiges plastisches Fließen und Kriechverformung äquivalent sind [COL, CANE, MAI]. Diese Voraussetzung ist nur eingeschränkt gültig, da sich die Gleit- und Verformungsmechanismen bei

langzeitiger Kriechbeanspruchung eindeutig von denen der zeitunabhängigen Plastifizierung unterscheiden. Für den langzeitigen Kriechbereich bei entsprechend niedriger Beanspruchung ist die von der Beanspruchungsart abhängige Schädigung in Form von Poren und Rissen für zahlreiche Werkstoffe ein versagensbestimmender Faktor [KUS1, KUS2, KUS3, LEN]. Demgegenüber ist bei kurzzeitigeren Versuchen der Einfluss der Kriechschädigung häufig gering, da nicht ausreichend Zeit für Bildung und Wachstum von Poren zur Verfügung steht [LEN].

Klassische Festigkeitshypothesen

Aus den zahlreichen Vorschlägen der Festigkeitshypothesen sind einige Ausgewählte nachfolgend angegeben.

Die Normalspannungshypothese nach Gleichung (2.13) ist die älteste Festigkeitshypothese, die bereits von Galilei bei Bruchversuchen verwendet wurde. Sie findet Anwendung bei spröden Werkstoffen, die durch einen Trennbruch mit senkrechtem Verlauf zur Hauptbeanspruchung ohne eine erkennbare plastische Verformung versagen. Zur Beschreibung des Kriechverhaltens ist die Normalspannungshypothese weniger geeignet.

$$\sigma_v = \sigma_{\max} = \sigma_1 \quad (2.13)$$

Die Schubspannungshypothese [TRE] nach Gleichung (2.14) geht auf Coulomb und St. Vernant zurück und wurde von Tresca in die Plastizitätstheorie eingeführt. Sie basiert auf der Annahme, dass das Versagen durch die maximal auftretende Schubspannung bestimmt wird, welche sich aus der Differenz der maximalen und minimalen Hauptspannung ergibt. Sie wird sowohl für Werkstoffe, die ohne plastische Verformung durch Trennbruch als auch für Werkstoffe, die durch Gleiten versagen verwendet.

$$\sigma_v = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2.14)$$

Die Gestaltsänderungsenergiehypothese [MIS] nach Gleichung (2.15) basiert auf der Theorie, dass das plastische Verformungsverhalten nur von Differenzen zwischen den Hauptspannungen abhängig ist. Die Volumenänderung eines Körpers ruft demnach keine plastische Verformung hervor. Die Hypothese findet Anwendung für Werkstoffe, die nach Erreichen unzulässig hoher plastischer Verformung versagen. Daneben wird die Hypothese bei schwingender Beanspruchung zur Absicherung gegen Dauerbruch verwendet, da auch dort nur eine begrenzte Verformung zulässig ist.

$$\sigma_v = \sigma_{\text{MISES}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2.15)$$

Referenzspannungskonzept (Skelettpunkt Hypothese)

Im Kriechbereich ist die Spannungsverteilung mehrachsrig beanspruchter Bauteile bei inelastischer Verformung aufgrund von Spannungsumlagerungsvorgängen zeitabhängig. Für die verschiedenen Zeitpunkte schneiden sich die Spannungsverläufe näherungsweise in einem Punkt, dem Skelettpunkt. Die Vergleichsspannung bzw. maximale Hauptspannung in einem jeweils charakteristischen Skelettpunkt konnte in zahlreichen Arbeiten zur Beschreibung von Versuchsergebnissen herangezogen werden, da die Spannung an diesen Stellen, unabhängig von den ablaufenden Spannungsumlagerungsvorgängen, konstant ist [HAY4, XU].

Energiefreisetzungshypothese

Versetzungsbewegungen stellen einen bedeutenden Mechanismus plastischer Verformung dar. Die Kriechschädigung in Form des Wachstums von Poren und Rissen kann neben der Schubenergie auch von der hydrostatischen Verformungsenergie beeinflusst sein. In diesem Fall empfiehlt sich die Verwendung einer auf der gesamten Energiefreisetzung basierenden Festigkeitshypothese nach Gleichung (2.16), welche sowohl den Einfluss der Schubenergie als auch den der Volumenenergie berücksichtigt.

$$\sigma_v = \sigma_v \cdot \left[\frac{2}{3} \cdot (1 - \nu) + 3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu) \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{Hydro}}}{\sigma_{\text{MISES}}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.16)$$

Kombinierte Festigkeitshypothesen

In Abhängigkeit des Werkstoffs, der Temperatur ϑ sowie der Art und Höhe der Beanspruchung [ASH] ist die Schädigung gekennzeichnet durch die Bildung, das Wachstum und die Koaleszenz von Poren zu Porenketten und Rissen. Diese Vorgänge können jeweils durch die maximale Hauptspannung σ_1 , die Mises Spannung σ_{MISES} und die hydrostatische Spannung σ_{Hydro} beeinflusst sein, sodass eine Kombination dieser Spannungsgrößen das Versagen bestimmt [BEE, BRO, DYS, LON, SPE]. Wie bereits im vorangestellten Abschnitt beschrieben, ist häufig ersichtlich, dass die maximale Hauptspannung σ_1 einen dominanten Einfluss auf das Schädigungsverhalten besitzen kann, jedoch nicht als alleiniges Versagenkriterium ausreicht. Nachstehend sind einige Vorschläge kombinierter Festigkeitshypothesen angegeben.

Ein empirischer Vorschlag von Hayhurst nach Gleichung (2.17) berücksichtigt den Einfluss aller drei Spannungsgrößen. Für diesen Ansatz existieren zahlreiche Modifikationen, bei denen jeweils eine Spannungskomponente verschwindet. Häufig werden dabei die einzelnen Terme unter Verwendung der Beziehungen zur Beschreibung der Mehrachsighkeitsverhältnisse nach Gl. (2.7-2.12) in Relation zur Vergleichsspannung nach von Mises angegeben [HAY1, HAY2, HAY3].

$$\sigma_v = \alpha \cdot \sigma_1 + 3 \cdot \beta \cdot \sigma_{\text{Hydro}} + \gamma \cdot \sigma_{\text{MISES}} \quad (2.17a)$$

α, β, γ Werkstoffparameter mit der Bedingung

$$\alpha + \beta + \gamma = 1 \quad (2.17b)$$

Durch die Einführung des Faktors $3 \cdot \beta$ ist die Gültigkeit der Hypothese auch für den Fall einachsiger Beanspruchung sichergestellt.

Eine weitere Festigkeitshypothese, welche die drei Spannungsgrößen kombiniert, wurde von [HUDD] vorgeschlagen. Sie stellt eine Kombination der Mises Spannung σ_{MISES} , der maximalen Hauptspannung σ_1 , die sich im Ausdruck S_1 wiederfindet, und der hydrostatischen Spannung σ_{Hydro} dar.

$$\sigma_v = (3/2) \cdot S_1 \cdot [2 \cdot \sigma_{\text{MISES}} / (3 \cdot S_1)]^a \cdot \exp[b \cdot (3 \cdot \sigma_{\text{Hydro}} / S_s - 1)] \quad (2.18a)$$

mit

$$S_1 = \sigma_1 - \sigma_{\text{Hydro}} \quad (2.18b)$$

$$S_s = \sqrt{(2 \cdot \sigma_{\text{MISES}}^2 + 9 \cdot \sigma_{\text{Hydro}}^2)} / 3 \quad (2.18c)$$

a, b = werkstoffabhängige Konstanten

Ein weiterer Vorschlag von Cane gemäß Gleichung (2.19) berechnet eine effektive Spannung aus der maximalen Hauptspannung und Mises Spannung [CANE].

$$\sigma_v = \sigma_{\text{MISES}}^{(1-m/n)} \cdot \sigma_1^{m/n} \quad (2.19)$$

m, n Werkstoffkonstanten

Dabei sind m und n werkstoffcharakteristische Konstanten. Nach [KUS1] können die Zeitdehngrenzen $t_{p0,5}$ und t_{p1} für Mehrachsighkeitsverhältnisse $\sigma_{\text{MISES}} / \sigma_1 > 1$ gut mit Gleichung (2.19) beschrieben werden, für $\sigma_{\text{MISES}} / \sigma_1 < 1$ ist jedoch die Vergleichsspannungshypothese nach von Mises besser geeignet.

2.2.6 Ansätze zur numerischen Beschreibung der Kriechschädigung

k-Konzept

Nach [KUS1] kann zur Beschreibung der Versagenszeit die Berücksichtigung der Kriechschädigung von Bedeutung sein. Dazu wurden die nachfolgend angegebenen Formulierungen aufgestellt, welche die Versagenszeit infolge Kriechbruchs in Abhängigkeit der Beanspruchungsart beschreiben. Unter der Voraussetzung der Gleichmaßdehnung und Volumenkonstanz für plastische Werkstoffe kann eine wahre Spannung nach Gleichung (2.20) angegeben werden.

$$\sigma_w = \sigma_0 \cdot e^{k \cdot \varepsilon_w} \quad (2.20)$$

Dabei stellt k einen Parameter dar, der die Spannungsänderung infolge der Veränderung des Probenquerschnitts beschreibt. Für einachsige Zugbeanspruchung ergibt sich:

$$k_{\text{zug}} = -\ln(1 - Z) / A_5$$

Z = Brucheinschnürung; A_5 = Bruchdehnung

Für mehrachsige Beanspruchungssituationen werden entsprechende k -Werte auf Basis der Vergleichsspannung nach von Mises bestimmt.

Die wahre Spannung berücksichtigt die Einflüsse der plastischen Verformung auf das Versagensverhalten, jedoch nicht den Einfluss der Kriechschädigung in Form von Rissen und Poren. Durch die Anwendung einer linearen Schadensakkumulationsregel nach [ROBI] können die Anteile der Schädigung infolge plastischer Verformung bzw. infolge von Poren und Rissen aufgeteilt werden.

Nach [KUS1] besitzt der k -Wert eine Abhängigkeit vom wirksamen Schädigungsmechanismus. Dabei korreliert eine langzeitige Kriechbeanspruchung bei niedriger Beanspruchung mit einer reduzierten Kriechverformbarkeit. Eine in [KUS1] auf Basis des k -Konzeptes ertüchtigte Vergleichsspannung, die in Abhängigkeit der Art der Beanspruchung die Versagenszeit beschreibt, ist nachgestellt angegeben.

$$\sigma_{\text{eff}} = \left[\frac{k_{\text{mehr}} \cdot n}{W} + \left(\frac{W - k_{\text{zug}} \cdot n}{W} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{\text{MISES}}} \right)^m \right]^{1/n} \quad (2.21)$$

W, n, m, k_{mehr} : Werkstoffkonstanten

σ_1 : maximale Hauptspannung

σ_{MISES} : von Mises Vergleichsspannung

Porenwachstumsmodelle

Das Porenwachstumsmodell nach Cocks und Ashby basiert auf der Annahme, dass sich Mikroporen an Korngrenzen, Einschlüssen oder Ausscheidungen bilden und mit der plastischen Verformung wachsen, bis die Porenkoaleszenz das Versagen einleitet. Zur Beschreibung der minimalen Kriechgeschwindigkeit wird das Norton Kriechgesetz aus Tabelle 2.1 verwendet. Dem Modell liegt die Annahme zugrunde, dass die Körner entlang ihrer Grenzen gleiten können und die Poren vereinfacht als kugelförmig angenommen werden können. Diese Annahme besitzt Gültigkeit solange das Verhältnis der Mehrachsigkeit h ausreichend groß ist. Für sehr kleine h -Werte werden die Poren gestreckt bzw. in penny shape Form gepresst [COCK]. Die Formulierung zur Beschreibung der Fließgrenze des Porenwachstumsmodells ist nachfolgend angegeben.

$$f = \frac{\sigma_{\text{MISES}}^2}{(1-v)^2} - \sigma_y^2 = 0 \quad (2.22)$$

Dabei stellt v den Volumenanteil des Porenvolumens und σ_y die Fließspannung für einachsige Beanspruchung dar. Die Entwicklung des Porenvolumens wird wie nachgestellt angegeben modelliert.

$$\dot{v} = \sinh \left[2 \cdot \frac{n-0,5}{n+0,5} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{Hydro}}}{\sigma_{\text{MISES}}} \right) \right] \cdot \left(\frac{1}{(1-v)^n} - (1-v) \right) \cdot |\varepsilon_{\text{in}}| \quad (2.23)$$

n : Werkstoffkonstante

Mit Hilfe der Gleichungen (2.22-2.23) wird ein Bezug zwischen globalem Beanspruchungszustand und dem Mikroporenwachstum hergestellt.

Ein weiteres Modell zur Beschreibung der Mikroporenentwicklung wurde von Gurson aufgestellt. Das Modell konzentriert sich auf die Beschreibung des Versagensverhaltens unter Zug- und Druckbeanspruchungen. Aus mikrostrukturellen Untersuchungen konnte ein Zusammenhang zwischen dem Bruch des Werkstoffs und den auftretenden Poren identifiziert werden. Aufbauend auf den Arbeiten von McClintock [MCCL], welcher theoretische Betrachtungen zur Volumenänderung von kreisförmigen und elliptischen Poren in plastischem Werkstoff für ebene Dehnungszustände anstellte, ertüchtigten Gurson, Tvergaard und Needleman ein in unterschiedlichen Anwendungsbereichen verbreitetes Modell, das in zahlreichen Modifikationen vorzufinden ist [GUR1, GUR2, TVER1, TVER2, TVER3, TVER4].

$$f = \sigma_{\text{eff}} + 2 \cdot q_1 \cdot v \left[\cosh \left(\frac{q_2}{2} \cdot \frac{3 \cdot \sigma_{\text{Hydro}}}{\sigma_{\text{MISES}}} \right) \right] \cdot \sigma_{\text{MISES}}^2 - \left[1 + (q_1 \cdot v)^2 \right] \cdot \sigma_{\text{MISES}}^2 = 0 \quad (2.24)$$

v: Porenvolumen

q₁; q₂: Werkstoffkonstanten

Empirische Ansätze zur Beschreibung der Kriechschädigung

Die Einführung einer Schädigungsvariable, die den Schädigungszustand in Form von Poren und Rissen im Werkstoff repräsentiert, führt direkt zu dem Konzept der effektiven Spannung, d.h. zu einer berechneten erhöhten Spannung, welche sich durch die verminderte Querschnittsfläche zur Übertragung der vorherrschenden Kräfte und Momente ergibt. Eine effektive Spannung, die eine Spannungserhöhung mit zunehmendem Schädigungszustand beschreibt, ist in Gleichung (2.25) angegeben.

$$\sigma_{\text{eff}} = \frac{\sigma_{\text{MISES}}}{1 - D} \quad (2.25)$$

Dabei kann der Schädigungsparameter D Werte zwischen Null für den ungeschädigten Werkstoff und D_c für den Versagenszustand annehmen, wobei D_c den Wert eins nicht überschreiten darf. Zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung sind in der Literatur zahlreiche Vorschläge zu finden, von denen einige Ausgewählte nachfolgend angegeben werden. Gleichung (2.26) stellt zunächst einen sehr einfachen linearen Ansatz zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung dar.

$$D = D_{\text{crit}} \left\langle \frac{\varepsilon_v - \varepsilon_{vD}}{\varepsilon_{vB} - \varepsilon_{vD}} \right\rangle \quad (2.26)$$

Dabei ist ε_{vD} der Grenzwert der Dehnung, unterhalb welchem keine oder nur vernachlässigbare Schädigung auftritt. Die Dehnung ε_{vB} beschreibt den Versagenszustand oder Bruch, bei dem der Schädigungsparameter D die kritische Größe D_{crit} annimmt. Der Werkstoff versagt, wenn die wahre Dehnung ε_v gleich ε_{vB} ist. Ein weiterer häufig verwendeter Schädigungsparameter, welcher den Einfluss der vorherrschenden Spannung berücksichtigt, wurde von Kachanov vorgeschlagen und von Rabotnov modifiziert [KAC1, KAC2, RABO1, RABO2].

$$\dot{\varepsilon}_{\text{cr}} = \dot{\varepsilon}_{\text{PL,sek}} \cdot \left[\frac{\sigma_{\text{MISES}} / \sigma_0}{1 - D} \right]^n \quad \dot{D} = \frac{(\sigma_{\text{MISES}} / A)^r}{(1 - D)^\varphi} \quad (2.27)$$

mit σ_0 , A, r temperaturabhängige Werkstoffkonstanten

Für $\varphi = r$ geht der Ansatz von Rabotnov in den von Kachanov über. Für primäres und sekundäres Kriechen ist die Schädigungsvariable D ausreichend klein zu modellieren, so dass nur eine vernachlässigbare Beeinträchtigung der Dehnrate in diesen Gebieten auftritt. Um den Einfluss der Mehrachsigkeit der Beanspruchung auf die Entwicklung der Schädigung zu berücksichtigen, besteht generell die Möglichkeit bei Schädigungsparametern eine andere als die Festigkeitshypothese nach von Mises zu verwenden.

Modellierungen der Schädigung auf Korngrenzen

Neben der verminderten Querschnittsfläche durch Hohlräume kann auch die Anzahl der geschädigten Korngrenzen von dominanter Bedeutung sein. Bei den zumeist grobkörnigen warmfesten Werkstoffen kann bei Temperaturen im Kriechbereich durch den verminderten Widerstand des Werkstoffs gegen Abgleiten von Körnern das Versagen bestimmt sein, auch wenn der Volumenanteil der Hohlräume gegenüber dem Gesamtvolumen gering ist. Dem liegt die Vorstellung zugrunde, dass geschädigte Korngrenzen keine bzw. nur vernachlässigbare Kräfte und Momente übertragen können. Modellierungen, die eine Korrelation zwischen Kriechkurven einachsiger Zeitstandversuche und der mikrostrukturellen Schädigung in Form von Poren und Rissen auf Korngrenzen herstellen, sind [GAUD, HUT, RIE, RODI, SHA] zu entnehmen. Zur Beschreibung der Schädigung nach Shammass [SHA] wird in einem Schliffbild eine Schnittebene gewählt, entlang welcher die Anzahl der geschädigten und der ungeschädigten Korngrenzen bestimmt wird. Zur Beschreibung des Schädigungszustands wird der A -Parameter nach Gleichung (2.28) verwendet.

$$A_D = \frac{n_D}{n_D + n_u} \quad (2.28)$$

mit $n_D =$ Anzahl geschädigter Korngrenzen
 $n_u =$ Anzahl ungeschädigter Korngrenzen

Die Beschreibung der Schädigungsentwicklung kann mit dem Kachanov Ansatz erfolgen, wobei der Parameter D durch A zu ersetzen ist.

$$\dot{A} = \frac{(\sigma_{\text{MISES}} / A)^r}{(1 - A)^\varphi} \quad (2.29)$$

Dem Modell von Hutchinson liegen dieselben Annahmen zugrunde. Dabei wird unter der Voraussetzung kleiner Kriechgeschwindigkeiten das Porenwachstum von der

Verformungsrate des umliegenden Werkstoffs bestimmt. Unter der Bedingung einer geringen Dichte der geschädigten Korngrenzen, die senkrecht zur maximalen Hauptspannung ausgerichtet sind, wird von [HUT, RIE] folgende Beziehung zur Beschreibung des Schädigungszustands vorgeschlagen:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{2}{3} C \sigma_v^{n-1} \left\{ \sigma'_{ij} + \frac{\rho}{n+1} \left[(n-1) \sigma'_{ij} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{MISES}} \right)^2 + \frac{4}{3} \sigma_1 m_{ij} \right] \right\} \quad (2.30)$$

mit $\rho = \frac{1}{2} N_{mc} d^3 (n+1) \left(1 + \frac{3}{n} \right)^{-1/2}$

d = mittlerer Durchmesser porenbelegter Grenzflächen

N_{mc} = Anzahl der porenbelegten Grenzflächen

m_{ij} = Tensor im Hauptachsensystem mit $m_I \neq 0$; $m_{II} = 0$; $m_{III} = 0$

n, C = Parameter des Kriechgesetzes nach Norton

σ_1 = maximale Hauptspannung

ρ = Schädigungsparameter nach Hutchinson

σ_{MISES} = Mises Spannung

σ'_{ij} = deviatorischer Spannungstensor

Ein besonderes Merkmal des Hutchinson Ansatzes ist die Berücksichtigung sowohl der Mises Spannung als auch der maximalen Hauptspannung zur Beschreibung des Tensors der Verformungsgeschwindigkeiten.

Eine Erweiterung des Hutchinson Ansatzes für eine größere Anzahl von geschädigten Korngrenzen wurde in [RIE, RIE1] vorgeschlagen und für den Fall einachsiger Beanspruchung verifiziert.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{C \cdot \sigma^n}{1 - \rho}; \quad \rho = \alpha \cdot \varepsilon^\beta \quad (2.31)$$

Der Versagenszeitpunkt wird mit $\rho = 1$ angegeben (Singularitätsstelle). Die Parameter α und β sind experimentell zu bestimmende Werkstoffkonstanten. In [RIE1] sind ebenfalls Ansätze zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens für hohe Dehnraten

angegeben, bei denen die Sinterspannung σ_b nicht vernachlässigbar ist. Dazu erfolgt die Substitution der maximalen Hauptspannung mit $(\sigma_1 - \sigma_b)$. Für größere Kriechgeschwindigkeiten läuft σ_b gegen σ_1 . Für $\sigma_b = \sigma_1$ ist das Porenwachstum durch die Leerstellendiffusionsgeschwindigkeit bestimmt [MAI].

Die vorgestellten Modelle besitzen den Nachteil, die Einflüsse der Größe und Form der Poren sowie deren Verteilung im Werkstoff nicht abzubilden. Zur Berücksichtigung dieser Einflüsse wurde von [KUS] folgende vereinfachte Modellierung vorgeschlagen [MAI]:

- Dreidimensionale Erweiterung der Modellierung durch Verwendung von drei Schädigungsparametern für das Hauptachsensystem.
- Einführung eines wahren A-Parameters.
- Neuberechnung der Hutchinson-Modellierung durch Integration differenzieller Kriechschädigungen.

Der wahre A-Parameter wird angegeben mit:

$$1 - A = \int_0^1 (1 - \alpha)^{\left(\frac{4D}{\pi d} \sqrt{1 - \xi^2}\right)} d\xi \quad (D/d \leq 1) \quad (2.32)$$

mit A = Schädigungsparameter nach Shamma/Cane

D = Porendurchmesser

d = Durchmesser der Korngrenzflächen

α = dreidimensional korrigierte A-Parameter zur Berücksichtigung, dass nur Poren in der metallografischen Ebene erfasst werden.

2.3 Werkstoffverhalten bei schwingender Beanspruchung

Unter schwingender Beanspruchung wird verstanden, dass ein Bauteil einer sich zeitlich periodisch ändernden Beanspruchung ausgesetzt ist. Als veränderbare Größen kommen dabei die Spannung, die Dehnung und die Temperatur in Frage. Die Berechnungsansätze zur betriebsfesten Auslegung sind mannigfaltig. Dies zeigt einerseits die hohe Komplexität des Gebiets, andererseits die damit verbundenen Unsicherheiten. Die grundlegenden Zusammenhänge in Verbindung mit

schwingender Beanspruchung und Betriebsfestigkeit werden in [HAIB, SCHO, GUDE, BÜRG, SURE] behandelt.

Analog zur statischen Beanspruchung sind auch für schwingende Beanspruchung Werkstoffkennwerte erforderlich, die in der Festigkeitsbedingung mit der im Bauteil vorhandenen Spannung vergleichbar sind. Dabei kann Versagen bei schwingend beanspruchten metallischen Werkstoffen auch für Beanspruchungen auftreten, die unterhalb der statisch ermittelten Kennwerte für die Streckgrenze bzw. Dehngrenze liegen.

Zur Bestimmung des Werkstoffverhaltens unter schwingender Beanspruchung ist der Dauerschwingversuch nach DIN 50 100 maßgebend. Dabei werden glatte Proben einer zumeist sinusförmigen wechselnden Last (spannungskontrolliert) oder Verformung (dehnungskontrolliert) unterworfen. Aus zahlreichen Versuchen wird eine Spannungs- oder Dehnungswöhlerlinie gewonnen, die einen Zusammenhang zwischen dem max. Spannungs- oder Dehnungsaus Schlag und der zugehörigen ertragbaren Lastspielzahl herstellt. Bei den Spannungswöhlerlinien können prinzipiell zwei unterschiedliche Kurvenformen der Wöhlerlinien auftreten, Bild 2.9.

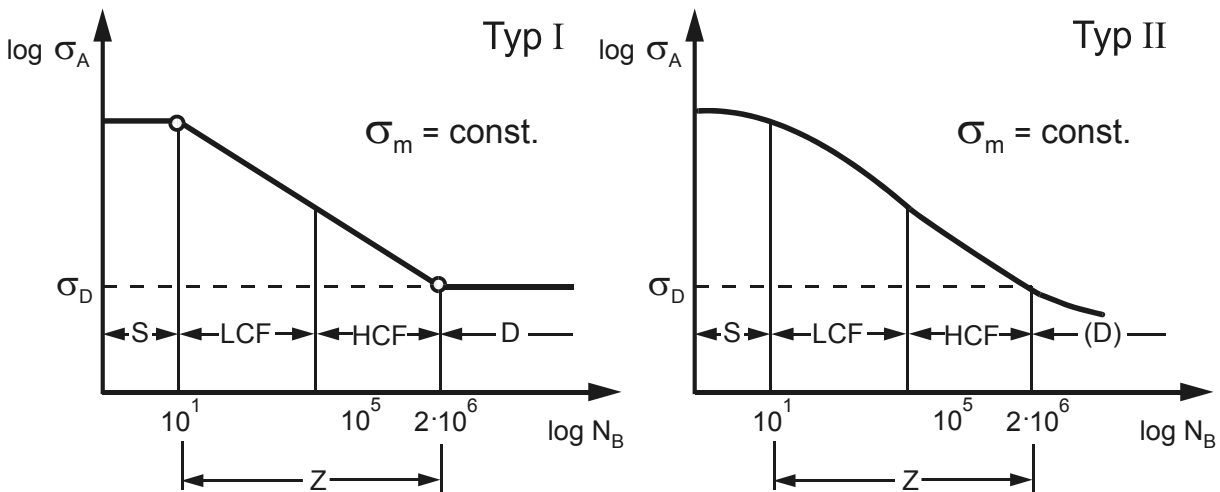


Bild 2.9: Unterschiedliche Kurvenformen von Wöhlerlinien

Typ I besitzt eine klassische Dreiteilung mit bereichsabgrenzenden Eckpunkten. An den Bereich quasistatischer Beanspruchungen mit bis zu ca. 10 Schwingspielen schließt sich der Bereich der Zeitfestigkeit an, in dem die zunehmende Lastwechselzahl für den Anriss immer mit einem Abfall der Spannungsamplitude korreliert. Im Bereich der Dauerfestigkeit findet kein weiterer Abfall der Spannungsamplitude mit steigender Lastspielzahl statt. Der Eckpunkt, der die Grenze zwischen Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit markiert, liegt zumeist zwischen

10^6 und 10^7 Lastspielen. Bei Kurventyp II existiert kein Bereich, in dem sich ein horizontaler Verlauf für die Spannungsamplitude ergibt. Es wird daher eine ersatzweise Dauerfestigkeit in Form der Spannungsamplitude für den Anriss bei 10^8 Lastspielen angegeben. Die Dauerfestigkeit wird von zahlreichen Einflussfaktoren beeinträchtigt. Neben dem Werkstoff und der Wärmebehandlung sind die bedeutendsten Einflussfaktoren:

- Mittelspannung,
- Oberflächenbeschaffenheit,
- Umgebungseinflüsse (Temperatur, Medium, Korrosion),
- Größeneinfluss und
- Kerbwirkung

Der am umfangreichsten untersuchte Einflussfaktor ist die Mittelspannung, deren Einfluss in Dauerfestigkeitsschaubildern nach Smith oder Haigh dargestellt werden kann.

Mit Hilfe statistischer Methoden können neben der Aufnahme der Werkstoffwöhlerkurve für den Versagenszustand auch Werkstoffwöhlerkurven mit Versagenswahrscheinlichkeiten berechnet werden. Die Anwendung des Nennspannungskonzeptes ermöglicht die Ermittlung von Bauteilwöhlerkurven. Die Beanspruchung wird dabei durch die Nennspannung im Hauptquerschnitt charakterisiert. Alle auftretenden Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten werden mit der Bauteilwöhlerlinie erfasst. Diese wird durch eine Amplitudentransformation aus der Wöhlerlinie des Werkstoffs erzeugt.

Bei Temperaturen im Kriechbereich existiert keine Dauerfestigkeit. Die Einteilung in einen Zeit- und einen Dauerschwingfestigkeitsbereich ist bei hohen Temperaturen gegenstandslos. Vielmehr hat sich für hohe Temperaturen eine Aufteilung in die beiden Bereiche HCF (high cycle fatigue) und LCF (low cycle fatigue) durchgesetzt. Der Übergang zwischen hochzyklischer (HCF) und niedrigzyklischer Ermüdung (LCF) ist fließend. Im allgemeinen werden Bruchlastspielzahlen N_B oberhalb von 10^4 - 10^5 dem HCF Bereich, unterhalb dem LCF Bereich zugeordnet. Neben der isothermen Ermüdung kann durch Temperaturänderungen thermische Ermüdung auftreten, insbesondere wenn Werkstoffpaarungen mit unterschiedlichem Wärmeausdehnungsverhalten beteiligt sind bzw. sich eine Dehnungsbehinderung im

Bauteil ergibt. Dabei können die Ursachen für eine Dehnungsbehinderung in der Gestalt des Bauteils, in seinen Randbedingungen wie Lagerungen oder in Temperaturgradienten begründet liegen.

Für hohe Temperaturen im Bereich der Zeitstandfestigkeit treten bei schwingender Beanspruchung bei jedem einzelnen Lastspiel lokal plastische Verformungen (Mikrofließen) auf, die mikrostrukturelle Veränderungen zur Folge haben. Die mit fortschreitender Lastspielzahl ansteigende akkumulierte plastische Verformung kann der Werkstoff nur begrenzt ertragen, was zu Bildung und Wachstum von Mikrorissen führt, aus denen sich der zum Versagen führende Makroriss bildet.

In Anlehnung an die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit, die die Untersuchung und Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen An- und Abfahrten von Turbinen beinhaltet, werden nachfolgend nur die wichtigsten mathematischen Ansätze zur Beschreibung und Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter zyklischen Belastungen im LCF-Bereich angegeben. Im Anlagen- und Kraftwerksbau können die Ursachen für ermüdungsrelevante Beanspruchungen von Bauteilen von unterschiedlicher Art sein. Dabei sind mit Leistungsänderungen von Anlagen zumeist veränderte primäre Beanspruchungen, beispielsweise im Druck oder in der Fliehkraft, verbunden, wohingegen sich An- und Abfahrten in sekundären Lasten wie Temperaturgradienten äußern können [MAI].

2.3.1 Charakterisierung des Werkstoffverhaltens unter Ermüdungsbeanspruchung

Das Werkstoffverhalten unter einachsiger Ermüdungsbeanspruchung im LCF-Bereich wird in der Regel im Ermüdungsversuch nach ISO/DIS 12106 und DIN EN 3988 (dehnungskontrolliert) bzw. DIN EN 3874 (kraftgesteuert) unter sägezahn-, trapez- oder sinusförmiger Beanspruchung bestimmt. Sind die Festigkeitseigenschaften wesentlich von der Verformungsgeschwindigkeit abhängig, werden sägezahnförmige Beanspruchungsverläufe bevorzugt, da ein sinusförmiger Verlauf der Forderung nach konstanter Verformungsgeschwindigkeit nicht gerecht wird. Aufgrund der in der Praxis überwiegenden Bedeutung dehnungskontrollierter Versuche beziehen sich die nachfolgenden Erläuterungen zunächst auf dehnungskontrollierte einachsige Zug-Druck Wechselversuche. Die Besonderheiten spannungskontrollierter Versuche werden separat behandelt.

Bei den Versuchen wird die Dehnschwingbreite konstant gehalten, d. h. die Dehnung schwingt zwischen zwei festen Grenzwerten. Die Aufnahme des Spannungs-

Dehnungs-Zusammenhang für ein Schwingenspiel ergibt ein Hystereseschleife. Bild 2.10 zeigt schematisch eine Hystereseschleife mit den wichtigsten Kenngrößen.

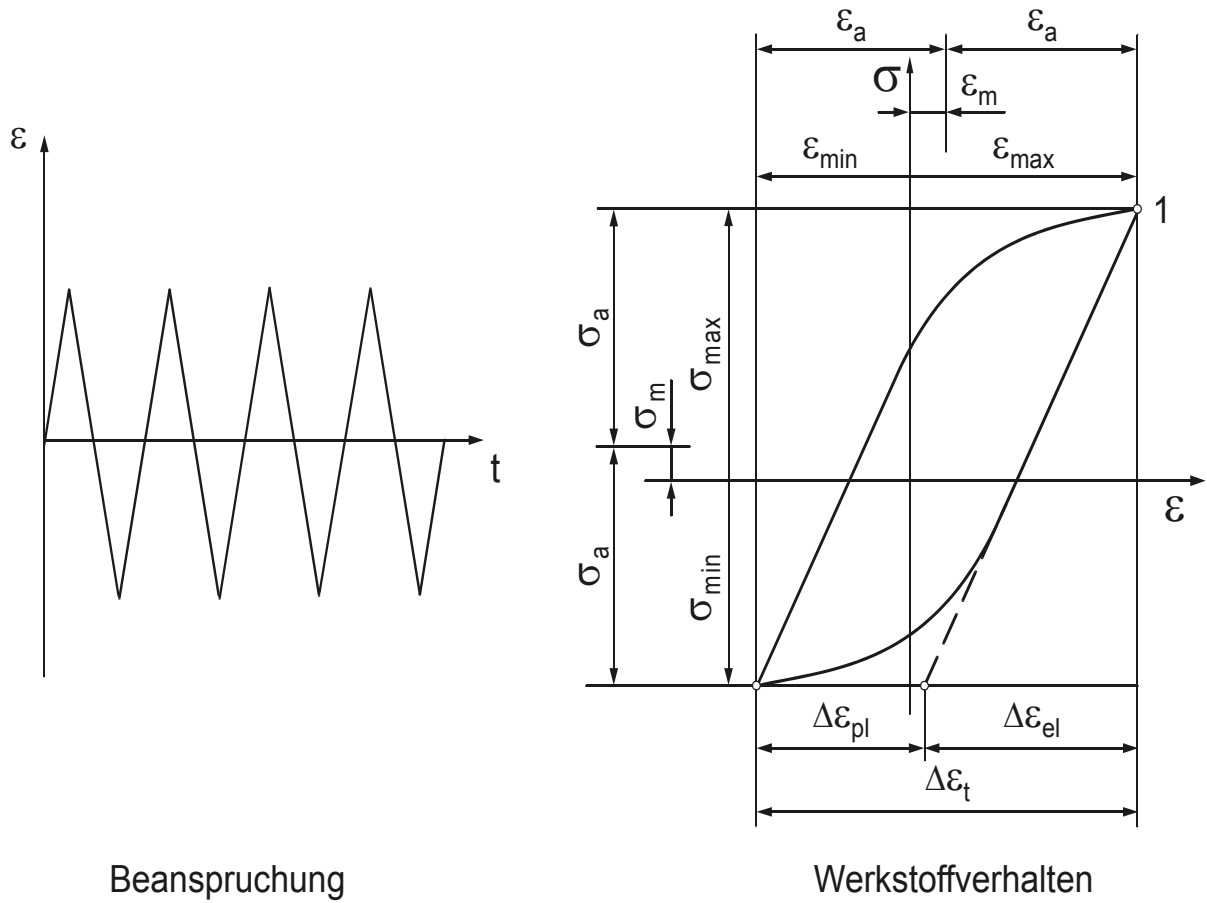


Bild 2.10: Beanspruchung und Kenngrößen bei einachsiger dehnungskontrollierter Schwingbelastung

Zur Charakterisierung des zyklischen Werkstoffverhaltens werden die während des Versuchs ermittelten maximalen Spannungsausschläge (Punkt 1 in Bild 2.10) der einzelnen Zyklen über der normierten Lastwechselzahl n/N_A bzw. n/N_B aufgetragen, Bild 2.11.

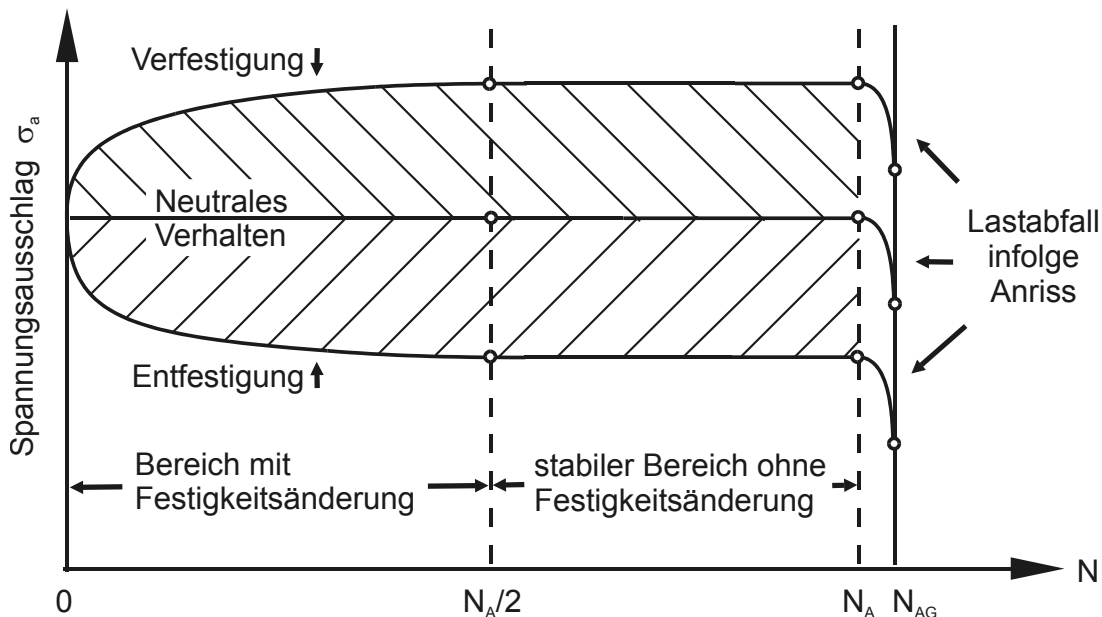


Bild 2.11: Schematische Darstellung des zyklischen Festigkeitsverhaltens bei dehnungskontrollierter Wechselbeanspruchung

Bei nahezu allen Werkstoffen ändert sich die Form der Hystereseschleife mit zunehmender Lastspielzahl. Dabei wird zwischen zyklischer Ver- und Entfestigung unterschieden. Eine Verfestigung äußert sich in einer Zunahme, eine Entfestigung in einer Abnahme der sich ergebenden Spannungsamplitude. Häufig erreicht das Festigkeitsverhalten nach einigen Zyklen einen Sättigungszustand, für den sich die Hystereseschleife über eine große Anzahl von Lastspielen nicht ändert. Als Versagenskriterium dient bei LCF-Versuchen zumeist der Anriss, in Ausnahmefällen auch der Bruch des Prüfkörpers. Zur Festlegung bzw. Bestimmung der Lastspielzahl bis zum Anriss werden unterschiedliche Verfahren angewendet:

- Abfall des maximalen Spannungsausschlags der Zyklen nach Erreichen der stabilen Hystereseschleife,
- Steifigkeitsabfall der Entlastungsgeraden im Zugbereich,
- Erreichen einer definierten Risslänge (oft 0,5 – 1,0 mm)

Mit zerstörungsfreien Prüfungen wie Magnetoflux-, Wirbelstrom-, Farbeindring- oder Potentialsonden-Verfahren sind häufig Risslängen im Bereich von 0,1 mm bestimmbar. Zwischen diesen zerstörungsfreien Verfahren und den nach dem Lastabfall- bzw. Steifigkeitsverlustkriterium ermittelten Lastspielzahlen für den Anriss können deutliche Diskrepanzen auftreten, da sich kleinere Anrisse mit Risstiefen von $\approx 0,1$ mm bereits im Bereich von $N_A/2$ bilden können, die keinen wesentlichen

Lastabfall zur Folge haben. Dabei ist zu berücksichtigen, dass erst ab einer gewissen Risslänge von einem technischen Anriss auszugehen ist. Der Vorteil der Last- bzw. Steifigkeitsabfall-Methode und dem Potentialsondeverfahren ist, dass diese im Gegensatz zu dem Magnetoflux-, Wirbelstrom- und Farbeindringverfahren während des Versuchs zur Ermittlung der Zyklenzahl für den Anriss eingesetzt werden können.

Werden die stabilen Zyklen von Versuchen mit unterschiedlichen Dehnschwingbreiten (Mitteldehnung = Null) in ein Diagramm eingetragen, so können die Umkehrpunkte meistens durch eine einhüllende Kurve beschrieben werden, die sogenannte zyklische Fließkurve, Bild 2.12.

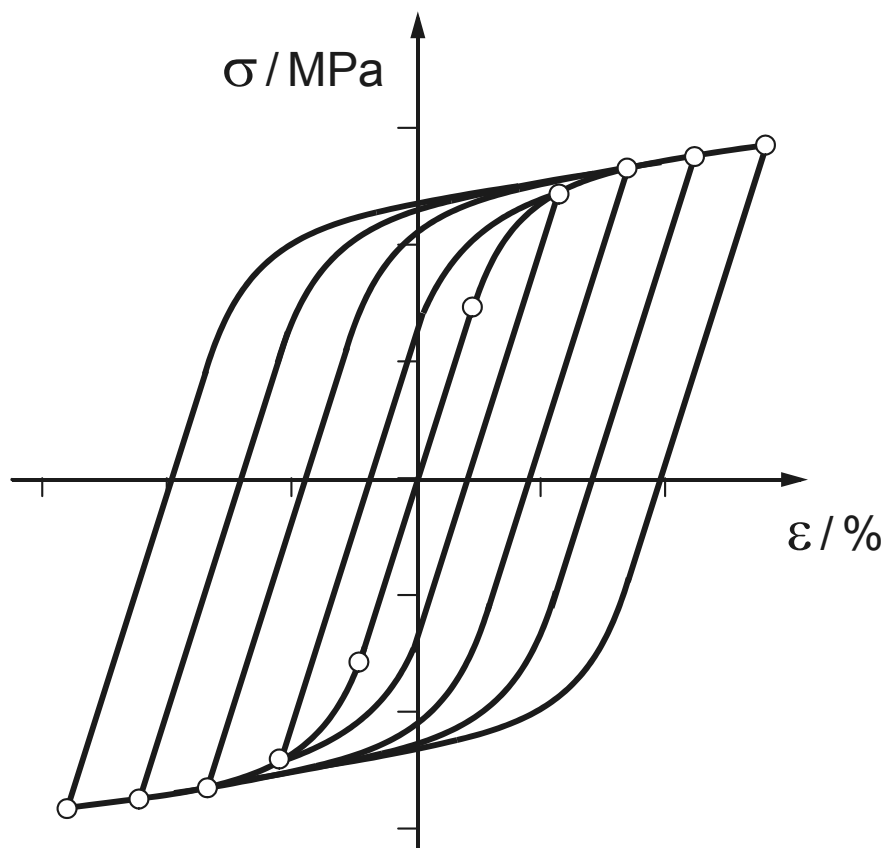


Bild 2.12: Konstruktion der zyklischen Fließkurve

Für den Fall, dass sich kein stabiler Zyklus einstellt, wird ersatzweise häufig die Spannungs-Dehnungs-Kurve bei halber Lebensdauer ($n = N_A/2$) zur Konstruktion der zyklischen Fließkurve verwendet. Die Beschreibung der zyklischen Fließkurve wird häufig in Analogie zur statischen Fließkurve durch Gleichung (2.1) nach Ramberg-Osgood beschrieben.

Die Bestimmung des Verformungsverhaltens mit dehnungs- oder spannungskontrollierten Konstantamplitudenversuchen ist sehr aufwändig, da jeder Versuch nur einen Punkt der zyklischen Fließkurve liefert. Um diesen Aufwand zu minimieren wurden das Steigerungsverfahren (Multiple-Step) und das Amplitudenänderungsverfahren (Incremental-Step) entwickelt, welche die Aufnahme der zyklischen Fließkurve aus nur einem Versuch ermöglichen [SONS]. Beim Steigerungsverfahren wird die Beanspruchungsamplitude stufenweise erhöht und innerhalb von Belastungsblöcken das Erreichen der Sättigung abgewartet. Die jeweils zugehörigen Sättigungswerte der Beanspruchung sind Punkte der zyklischen Fließkurve. Beim Amplitudenänderungsverfahren wird, ausgehend von einer kleinen Dehnungs- oder Lastamplitude, die Amplitude schrittweise bis zu einem Maximalwert erhöht und anschließend bis zu einem Minimalwert erniedrigt. Dieser Verlauf wird solange wiederholt bis sich ein stabiles Verformungsverhalten einstellt. Die Spitzenwerte der stabilen Hystereseschleifen dienen zur Konstruktion der zyklischen Fließkurve.

Analog zur Aufteilung der zyklischen Fließkurve in einen elastischen und einen plastischen Anteil gilt für die Anrisslinie im Bereich der Zeitfestigkeit der Ansatz nach Manson-Coffin [COFF, MANS]:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_f'}{E} (2 N_A)^{b'} + \varepsilon_f' (2 N_A)^{c'} \quad (2.33)$$

Der Koeffizientenvergleich der Ansätze der zyklischen Fließkurve Gl. (2.1) und der Manson-Coffin Gl. (2.33) begrenzt die Anzahl der vier Werkstoffkonstanten σ_f' , b' , ε_f' und c' auf zwei unabhängige Parameter.

$$b' = n' \cdot c' \quad (2.34)$$

$$\varepsilon_f' = \left(\frac{\sigma_f'}{K'} \right)^{1/n'} \quad (2.35)$$

Für eine doppelt-logarithmische Auftragung entspricht Gleichung (2.33) der Überlagerung von zwei Geraden, Bild 2.13.

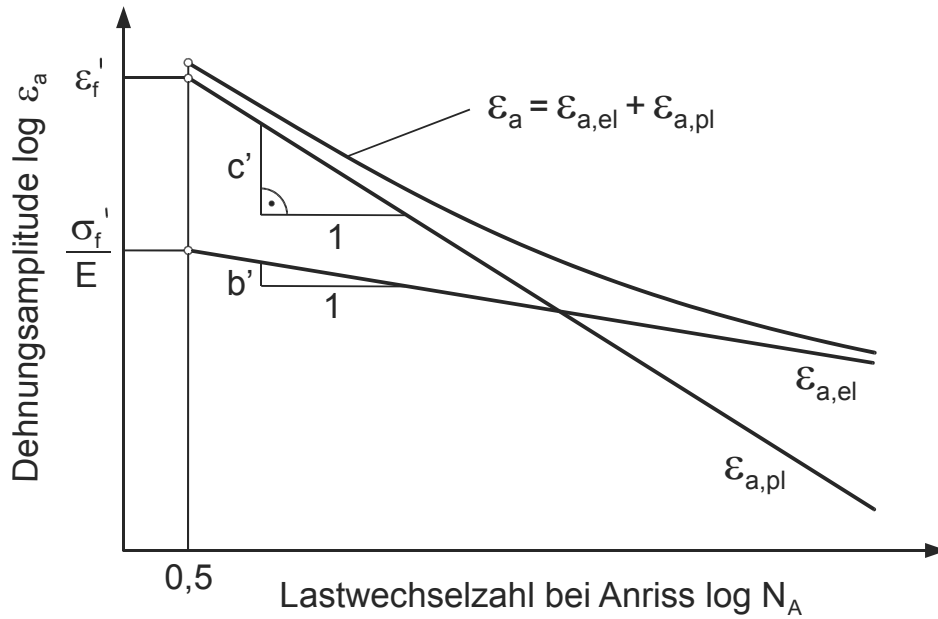


Bild 2.13: Veranschaulichung der Anrisskennlinie nach Manson-Coffin

Die Ermittlung der Materialparameter σ_f' und c' erfolgt durch Anpassung der elastischen und plastischen Anteile der Dehnungsamplituden rein wechselbeanspruchter Versuche unter Verwendung einer nichtlinearen Regression, die in **Bild 2.14** für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 dargestellt ist.

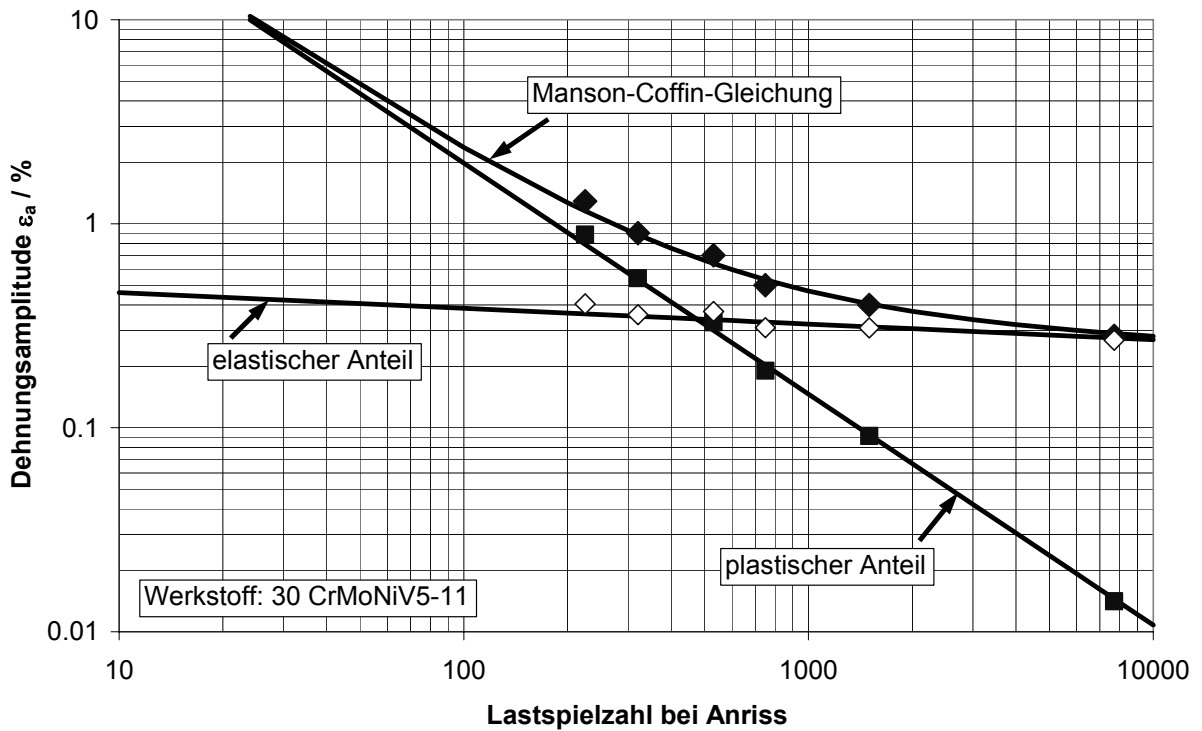


Bild 2.14: Ermittlung der Materialparameter σ_f' und c'

Der Einfluss einer Mitteldehnung bzw. Mittelspannung kann durch Schädigungsparameter berücksichtigt werden. Durch eine Transformation wird die mittlungsbeanspruchte Beanspruchung in eine schädigungsäquivalente Beanspruchung ohne Mittelspannung überführt. Ein häufig verwendeter Schädigungsansatz wurde von Smith, Watson und Topper vorgeschlagen, der das Produkt aus Oberspannung und Dehnungsamplitude als schädigend ansieht [SMITH]:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{\text{max}} \varepsilon_a E} = \sqrt{(\sigma_m + \sigma_a) \varepsilon_a E} \quad (2.36)$$

Durch Einsetzen der Beziehungen für die zyklische Fließkurve nach Ramberg-Osgood und der Anrisskennlinien nach Manson-Coffin, Gl. (2.1) und Gl. (2.33), in Gl. (2.36) kann der Verlauf der Schädigung über der Lastspielzahl beschrieben werden:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_f')^2 (2N_A)^{2b'} + \sigma_f' \varepsilon_f' E (2N_A)^{b'+c'}} \quad (2.37)$$

Mit diesem Ansatz konnte in [ISSL] der Mittelspannungseinfluss für die Werkstoffe IN 718 und IN 939 für unterschiedliche Temperaturen gut beschrieben werden.

Im Gegensatz zu dehnungskontrollierter Versuchsführung ist beim spannungskontrollierten Ermüdungsversuch die Spannung die unabhängige Variable und die Dehnung die abhängige. Während des Versuchs werden die Grenzen konstant gehalten, zwischen denen die Spannung in ihrem zeitlichen Verlauf dreiecks- oder sinusförmig schwingt. Bei spannungskontrollierten Schwingversuchen mit negativer oder positiver Mittelspannung können sich bei bestimmten Werkstoffzuständen die Hystereseschleifen mit zunehmender Lastspielzahl in positive bzw. negative Dehnungsrichtung verschieben. Dieser Vorgang, der auch bei Raumtemperatur auftreten kann, wird als zyklisches Kriechen oder Ratcheting bezeichnet. In Bild 2.15 ist schematisch das Ratchetingverhalten eines spannungskontrollierten Ermüdungsversuchs mit positiver Mittelspannung dargestellt.

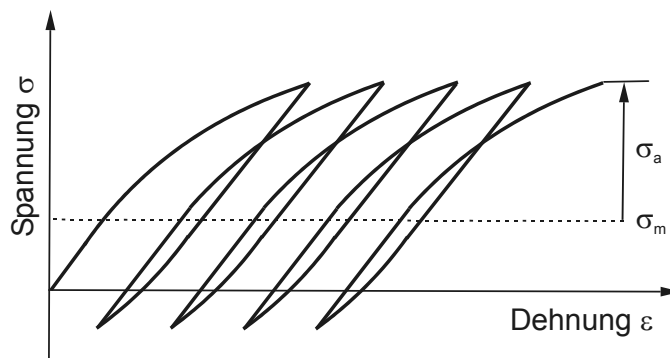


Bild 2.15: Veranschaulichung des Ratchetingverhaltens bei positiver Mittelspannung

2.3.2 Schädigungsverhalten unter Ermüdungsbeanspruchung

Ermüdungsschädigung entsteht durch Gleitvorgänge, wobei irreversible Versetzungsbewegungen in den Körnern stattfinden. Die im Bereich der Oberfläche auftretenden Versetzungen führen durch die damit verbundene Stufenbildung zu Gleitbändern, Bild 2.16 (Gleitebenen 1 und 3). Bei Richtungswechsel der Beanspruchung werden andere Gleitebenen (2 und 3) aktiviert, wodurch Gleitbänder zu Extrusionen und Intrusionen werden, welche die bevorzugten Stellen für die Rissbildung sind. Deshalb gehen Risse bei schwingender Beanspruchung in der Regel von der Oberfläche aus. Seltener bilden sich Risse an Korngrenzen oder nichtmetallischen Einschlüssen.

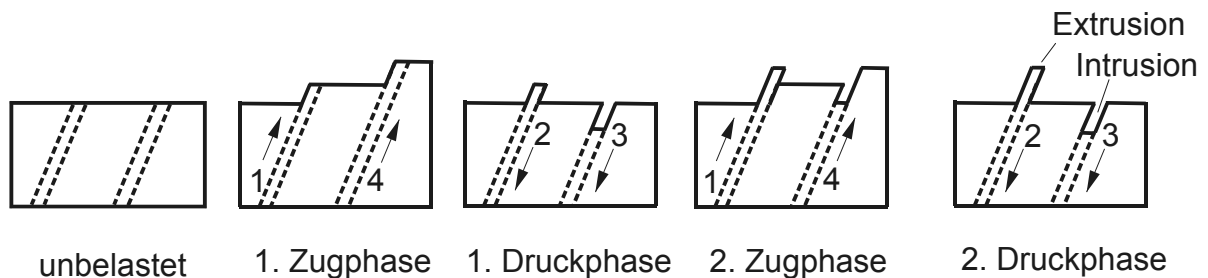


Bild 2.16: Entstehung von Extrusionen und Intrusionen

Ansätze zur Beschreibung der Schädigung unter Ermüdungsbeanspruchung

Die Abschätzung der Lebensdauer erfordert eine Hypothese für die mit jedem Schwingspiel der Ermüdungsbeanspruchung zunehmenden Werkstoffschädigung [FATE]. Ein häufig verwendeter Ansatz, der diese Bedingung erfüllt, ist die lineare Schädigungsakkumulationsregel nach Palmgren und Miner. Danach ergibt sich für den Bereich der Zeitfestigkeit der Schädigungszuwachs je Lastspiel:

$$\Delta D_f = \frac{1}{N_{Ai}} \quad (2.38)$$

N_{Ai} : Anrisslastspielzahl für Lastniveau i .

Dabei ist n_i die zu einem Lastniveau i zugehörige Schwingspielzahl. Die Gesamtschädigung für ein Beanspruchungskollektiv mit k Belastungsstufen ergibt sich durch lineare Überlagerung der Schädigungsanteile der einzelnen Stufen, Gleichung (2.39).

$$D_f = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_{Ai}} \quad (2.39)$$

Der Versagenszustand infolge Anriss wird für $D_f = 1$ postuliert. Eine Verbesserung der Lebensdauervorhersage kann erreicht werden, indem für den Versagenszeitpunkt eine aus Experimenten bestimmte Schadenssumme für Versagen $D_f \neq 1$ herangezogen wird. Diese in der Literatur als „Relative-Miner-Regel“ bezeichnete Modifikation stellt insbesondere bei einer Beeinträchtigung des Schädigungsfortschritts durch eine sich ändernde Mittelspannung ein einfaches und vergleichsweise zuverlässiges Werkzeug zur Abschätzung der Lebensdauer dar.

Ein Ansatz, der eine nichtlineare Akkumulation der Schädigungsanteile unterschiedlicher Stufen und den Einfluss der Mittelspannung berücksichtigt, wurde von Chaboche vorgeschlagen:

$$\frac{\delta D}{\delta n} = \left[1 - (1 - D)^{\beta+1}\right]^{\rho} \cdot \left[\frac{A_{II}}{M \cdot (1 - D)}\right] \quad (2.40)$$

β , ρ , A_{II} , M : Werkstoffkonstanten

Durch den Term $1 - (1 - D)^{\beta+1}$ erfolgt eine nichtlineare Akkumulation der Schädigungsanteile der Stufen eines Beanspruchungskollektivs. Die Spannungsamplitude des betrachteten Schwingspiels beträgt $A_{II}/2$, während M eine Funktion der Mittelspannung ist. Der Parameter ρ beschreibt den Einfluss der Spannungsgrößen, d.h. der Art und Höhe der Beanspruchung auf die Schädigungsentwicklung. Für den Fall eindimensionaler Beanspruchung ist ρ nur von A_{II} abhängig. Ein wesentlicher Nachteil dieses Ansatzes ist seine schwierige Handhabung in Finite-Element-Rechnungen, da die Extremwerte der Spannungsgrößen für jedes einzelne Lastspiel zu ermitteln sind. Bei komplexer Beanspruchung können Zeitpunkte der Extremwerte der inneren Spannungen und der äußeren Beanspruchung voneinander abweichen, sodass die Schädigungsberechnung verfälscht werden kann.

Ein weiterer Ansatz [LEM] beschreibt die Schädigung in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung, Gleichung (2.41). Dabei bewirkt jede plastische Verformung ein Fortschreiten der Schädigung. Der Einfluss der Spannungsamplitude auf die Schädigung geht in die Entwicklung der Schädigung ein, da oberhalb der Streckgrenze infolge der Werkstoffverfestigung mit zunehmender Spannung eine größere Plastifizierung stattfindet.

$$\dot{D} = \left[\frac{\sigma_{MISES}^2 R_v}{2ES(1 - D)^2} \right] \cdot \dot{p} \quad (2.41)$$

$$\text{mit: } R_v = \frac{2}{3} \cdot (1 - \nu) + 3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu) \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{Hydro}}}{\sigma_{\text{MISES}}} \right)^2$$

S = temperaturabhängige Werkstoffparameter

\dot{p} = akkumulierte plastische Dehnung

E = Elastizitätsmodul

2.3.3 Ermüdungsnachweis

Bei der Durchführung von Nachweisen in den Bereichen der Zeit-, Dauer- und Betriebsfestigkeit werden üblicherweise folgende vier wesentlichen Konzepte unterschieden [GUDE, HAIB, NEUB, ROOS, SEEG, SONS, SURE], Bild 2.17.

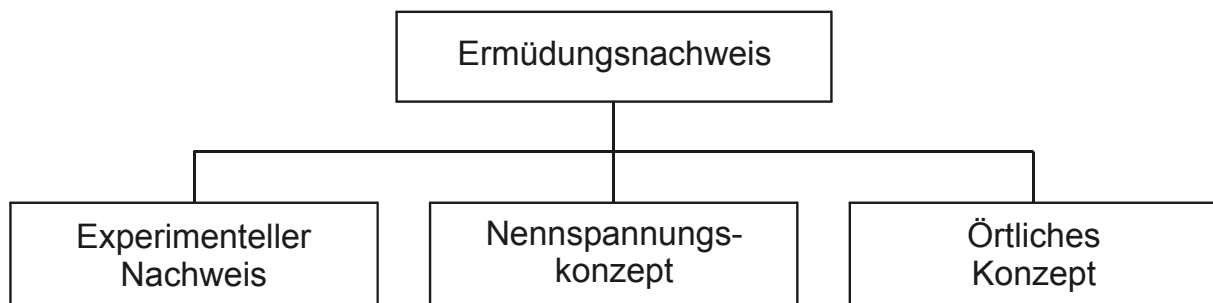


Bild 2.17: Grundkonzepte der Ermüdungsnachweise

Experimenteller Nachweis

Der experimentelle Nachweis erfolgt durch Prüfung eines Originalbauteils unter möglichst betriebsnahen Beanspruchungsbedingungen. Der wesentliche Vorteil des Verfahrens ist, dass alle das Ermüdungsverhalten beeinflussenden Faktoren erfasst werden. Da zur Durchführung des Nachweises ein Originalbauteil vorhanden sein muss, ist der Nachweis erst in einem späten Entwicklungsstadium möglich, in dem konstruktive Änderungen unter kostengünstigen und zeitlichen Gesichtspunkten nur bedingt möglich sind. Insbesondere bei kleinen Baureihen und hohen bauteilbezogenen Kosten ist der experimentelle Nachweis sehr kostenintensiv. Der experimentelle Nachweis findet umfangreiche Anwendung in der Großserienfertigung mit niedrigen bauteilbezogenen Kosten. Für komplex beanspruchte Bauteile bzw. Bauteilsysteme, die einer Vielzahl von Einflussparametern ausgesetzt sind, wird häufig ein experimenteller Festigkeitsnachweis durch Regelwerke und Richtlinien vorgeschrieben (z.B. Drehgestelle von Schienenfahrzeugen, Automobile, Tragflächen von Flugzeugen).

Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept wird die Beanspruchung für den kritischen Querschnitt pauschal durch eine fiktive Nennspannung beschrieben. Durch die Verwendung einer Bauteil-Wöhlerlinie, welche sich durch eine Amplitudentransformation der Wöhlerlinie erstellen lässt, werden sämtliche Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten pauschal berücksichtigt. Daneben können auch berechnete Wöhlerlinien mit vorgegebenen Ausfallwahrscheinlichkeiten zugrunde gelegt werden.

Unter Betriebsbeanspruchungen treten zumeist regellose Belastungsverläufe mit statistisch verteilten Schwingungsamplituden mit konstanter oder veränderlicher Mittelspannung auf, sodass die Übertragbarkeit der aus einstufigen Belastungen ermittelten Erkenntnisse auf mehrstufige Beanspruchung problematisch ist. Zur quantitativen Beurteilung der Teilschädigungen der einzelnen Beanspruchungsstufen werden Klassierverfahren verwendet, die eine Häufigkeitsverteilung sowie Summenhäufigkeit der Betriebslasten bzw. Nennspannung ermitteln. Das bedeutendste Klassierverfahren ist die Rainflow-Zählung, welche den Nennspannungsverlauf in ein schädigungsgleiches Amplitudenkollektiv mit zugehörigen Mittelspannungen aufteilt. Das Kollektiv wird unter Verwendung einer Schadensakkumulationsregel (z.B. Miner-Regel oder deren Modifikationen) und der Bauteil-Wöhlerlinie hinsichtlich seiner schädigenden Wirkung bewertet.

Örtliches Konzept

Im Gegensatz zum Nennspannungskonzept werden beim örtlichen Konzept die lokalen Spannungen und Dehnungen für die versagenskritische Stelle berechnet. Abweichend vom Nennspannungskonzept, das Bauteil-Wöhlerlinien benötigt, sind beim örtlichen Konzept Anrisskennlinien erforderlich, die an ungekerbten, rein wechselnd beanspruchten Proben in dehnungskontrollierten Versuchen aufgenommen werden. Mit Hilfe eines Schädigungsparameters müssen sämtliche Einflüsse der komplexen Beanspruchung in eine einachsige, rein wechselnde Beanspruchungsgeschichte mit äquivalenter Schädigung transformiert werden. Zur Berechnung der Schädigung ist die Kenntnis des elastisch-plastischen Materialverhaltens unter zyklischer Beanspruchung im höchstbeanspruchten Bereich erforderlich. Dieses kann durch analytische Verfahren, Abschätzverfahren aus elastischen Rechnungen unter Verwendung von Übertragungsfaktoren oder Näherungsverfahren (z. B. Neuber [NEUB], Finite-Element-Rechnungen, Dehnungsmessungen) ermittelt werden. Dabei wird postuliert, dass sich nach wenigen Lastzyklen zyklisch stabiles Werkstoffverhalten einstellt und die zyklische Fließkurve, das Masing-Verhalten und das Memory-Gesetz Gültigkeit besitzen [GUDE].

Das Masing-Verhalten besagt, dass die in den Koordinatenursprung verschobenen oberen und unteren Äste der stabilen Hystereseschleife deckungsgleich mit der zyklischen Fließkurve sind, wenn diese in Dehnungs- und Spannungsrichtung um den Faktor zwei vergrößert wird. Nach dem Memory-Gesetz folgt der Spannungs-Dehnungs-Verlauf nach Schließung der aktuellen Hystereseschleife der Form der nächst größeren stabilen Hystereseschleife. Sobald in der aktuellen Hystereseschleife der Dehnungs- oder Spannungsbetrag des Schleifenstartpunktes überschritten wird, folgt der Spannungs-Dehnungs-Verlauf wieder der zyklischen Fließkurve bis zur nächsten Lastumkehrung. Der wesentliche Vorteil des örtlichen Konzeptes ist seine Anwendbarkeit für komplexe Geometrien und Beanspruchungsgeschichten, insbesondere in Verbindung mit Finite-Element-Berechnungen, die eine Ermüdungsanalyse an jedem beliebigen Ort eines Bauteils ermöglichen. Ein wesentlicher Nachteil des Verfahrens besteht in dem im Vergleich zum Nennspannungskonzept beträchtlich größeren Aufwand. Die Identifizierung geeigneter Schädigungsparameter zur Übertragung des an ungekerbten Proben ermittelten Ermüdungsverhaltens auf Bauteile erweist sich aufgrund der Komplexität der schädigungsbeeinträchtigenden Einflussparameter häufig als schwierig.

2.4 Werkstoffverhalten unter Kriechermüdungsbeanspruchung

Technische Bauteile können einer kombinierten Beanspruchung aus Kriechen und Ermüden ausgesetzt sein, die als Kriechermüdung bezeichnet wird. Während bei rein zyklischer Beanspruchung eine Rissbildung im oberflächennahen Bereich mit transkristallinem Rissfortschritt zu beobachten ist, wird der Versagensmechanismus bei Kriechschädigung eng mit den mikrostrukturellen Vorgängen entlang der Korngrenzen gekoppelt. Bei Kriechermüdungsbeanspruchung tritt daher oft ein Mixed-Mode-Versagen auf, das häufig zu kürzeren Versagenszeiten führt, als sie für reine Kriech- bzw. Ermüdungsbeanspruchung zu erwarten sind. Bei Bauteilen des Kraftwerksbaus bewirken An- und Abfahrten sowie Leistungsänderungen eine Ermüdungsschädigung, wohingegen im stationären Betrieb Kriechbeanspruchung auftritt. Die Ermittlung des Kriechermüdungsverhaltens wird in der Regel in vereinfachten dehnungskontrollierten LCF-Versuchen mit Haltezeiten bestimmt, Bild 2.18.

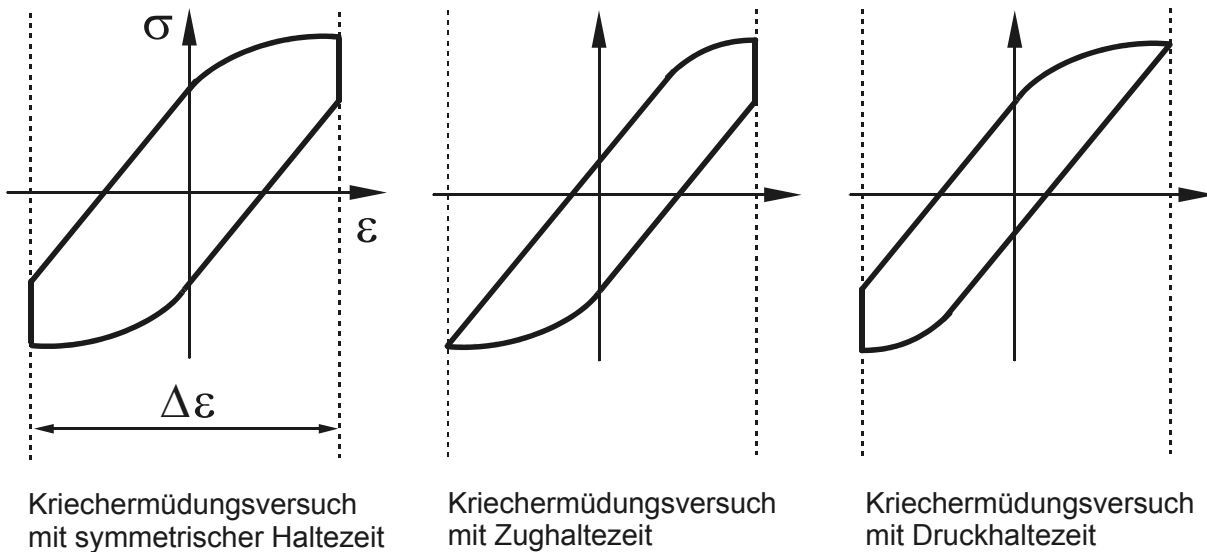


Bild 2.18: Standard Dehnwechselzyklen für Kriechermüdung

Der Einfluss von Haltezeiten wurde in zahlreichen Untersuchungen für ferritische und austenitische Stähle sowie Nickelbasislegierungen ermittelt. Die einzelnen Werkstoffe zeigen deutliche Unterschiede hinsichtlich der schädigenden Wirkung von Zughaltezeit, Druckhaltezeit oder symmetrischer Haltezeit [VISS]. Daher ist es bei der Klärung der Einflüsse von Haltezeiten zweckmäßig Werkstoffklassen separat zu betrachten. In [VISS] kommt eine Bewertung der Ergebnisse von Kriechermüdungsversuchen der ferritischen Stähle 1Cr-Mo-V und 1Cr- $\frac{1}{2}$ Mo zu dem Erkenntnis, dass Zughaltezeiten sich schädigend auf die Lebensdauer auswirken, wohingegen Druckhaltezeiten den schädigenden Zughaltezeiten entgegenwirken können. Analoges Werkstoffverhalten konnte auch für den austenitischen Stahl des Typs 316 festgestellt werden. Eine zusammenfassende Bewertung von Versuchsergebnissen der Werkstoffe René 80, René 95, MAR-M 200 und IN 738 kommt zu dem Resultat, dass sich bei Nickelbasislegierungen Druckhaltezeiten schädigender auf die Lebensdauer auswirken als Zughaltezeiten [VISS]. Dieses zunächst unerwartete Ergebnis kann durch Relaxationsvorgänge erklärt werden, die eine deutliche Änderung der Mittelspannung im Verlauf des Versuchs zur Folge haben [BOTH]. Bei Stählen ist dieser Effekt aufgrund des zumeist deutlich geringeren elastischen Anteils an der Verformung nur von untergeordneter Bedeutung.

Bei den dehnungskontrollierten Kriechermüdungsversuchen tritt infolge der Haltezeiten bei maximaler Gesamtdehnung im Zug- bzw. Druckbereich eine zusätzliche plastische Dehnung durch Relaxationsvorgänge auf, wodurch die plastische Dehnschwingbreite vergrößert wird. Während die Ermüdung durch plastische Wechselverformungen im Korn eine transkristalline Rissausbreitung begünstigt, unterstützt die Kriechschädigung die interkristalline Rissausbreitung. Das Versagen bei Kriechermüdungsversuchen tritt in der Regel durch einen Anriss ein. Eine Untersuchung des Anrisses hinsichtlich inter- bzw. transkristalliner Anteile gibt einen ersten Anhaltspunkt, inwieweit das Versagen durch Ermüden oder Kriechen dominiert ist. Um den Versagenszeitpunkt von Werkstoffen unter Kriechermüdungsbeanspruchung abzuschätzen, sind Schadensakkumulationsregeln erforderlich, die die Anteile aus Ermüdungs- und Kriechschädigung berücksichtigen. Der am häufigsten verwendete Berechnungsansatz basiert auf einer linearen Akkumulation der Schädigungsanteile aus der Robinson- und der Miner-Regel.

$$D = D_f + D_c = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} + \sum_{j=1}^l \frac{t_j}{t_{B,j}} \quad (2.42)$$

Versagen wird für den theoretischen Grenzwert $D = 1$ postuliert. Aus zahlreichen Untersuchungen geht hervor, dass der Grenzwert $D = 1$ den anhand von Experimenten festgestellten Schadenssummen keinesfalls gerecht wird [MAI2, WELL]. Obwohl auch konservative Abweichungen möglich sind, bei denen für $D = 1$ noch kein Versagen auftritt, ist zumeist mit einer Überschätzung der ertragbaren Werkstoffschädigung zu rechnen.

Ein Vorschlag von Chaboche nach Gl. (2.43) modelliert die Kriechschädigung mit einem vereinfachten Rabotnov-Ansatz. Für den Ermüdungsschädigungsanteil wird ein Ansatz nach Gl. (2.40) verwendet, welcher die Ermüdungsschädigungsanteile unterschiedlicher Stufen und den Einfluss der Mittelspannung berücksichtigt:

$$dD = \left(\frac{\sigma}{A} \right) (1-D)^{-k(\sigma)} dt + \left[1 - (1-D)^{\beta+1} \right]^p \cdot \left[\frac{A_{II}}{M \cdot (1-D)} \right] dN \quad (2.43)$$

Weitere Schädigungsakkumulationsansätze wie das Strain Range Partitioning, das die Hystereseschleife in vier nach Dehnungsarten geordnete Subhysteresen aufteilt, werden in [VISS] ausführlich behandelt.

Im amerikanischen ASME Code Case [ASME] werden für typische Werkstoffklassen die in Bild 2.19 dargestellten Grenzkurven angegeben. Dabei werden ferritische (2 ¼ % Cr-1 % Mo) und austenitische Stähle (AISI Type 304, AISI Type 316) sowie

Nickelbasislegierungen (Alloy 800) berücksichtigt. Zur Festlegung der Grenzkurven werden zunächst die Schädigungsanteile für Kriechen und Ermüden separat mit der Robinson- bzw. Miner-Regel bestimmt. Für dominierende Kriechschädigung wird die Ermüdungsschädigung stärker gewichtet und somit der verbleibende zulässige Schädigungsanteil für Kriechen begrenzt. Dadurch kann die Überschätzung der ertragbaren Werkstoffschädigung verhindert werden, Gleichungen (2.44 - 2.45). Falls die Ermüdungsschädigung überwiegt, wird die Kriechschädigung stärker gewichtet und somit die zulässige Ermüdungsschädigung begrenzt.

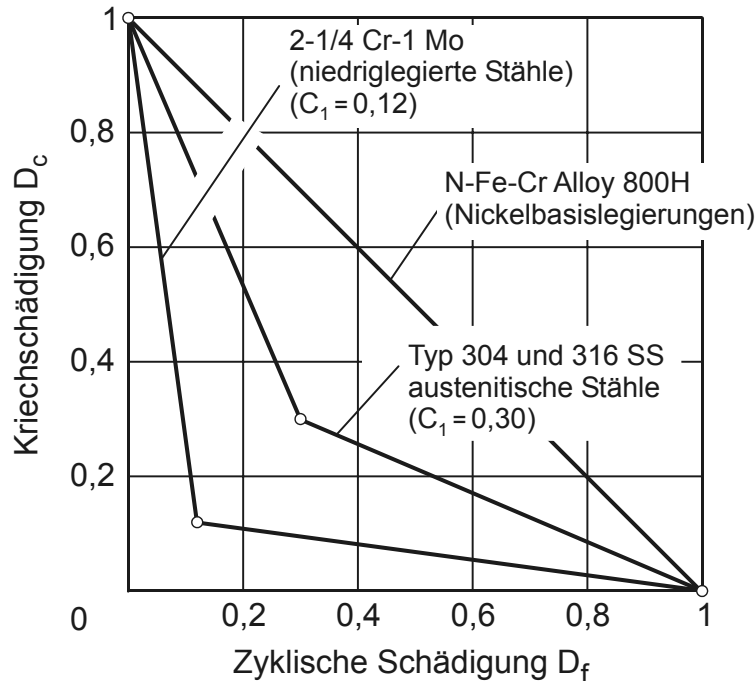


Bild 2.19: Grenzkurven für Kriechermüdungsbeanspruchung nach ASME

$$D_c = 1 - \frac{1 - C_1}{C_1} \cdot D_f \quad \text{für } D_c \leq D_f \quad (2.44)$$

$$D_c = \frac{C_1}{C_1 - 1} \cdot (D_f - 1) \quad \text{für } D_c > D_f \quad (2.45)$$

Das im ASME CODE angegebene Verfahren kann generell auch angewendet werden, wenn der Berechnung der Schädigungsanteile für Kriechen und Ermüden von der Robinson- und Miner-Regel abweichende Berechnungsansätze zugrunde liegen. Dabei ist beispielsweise die Verwendung eines Kachanov-Ansatzes für den Kriechanteil und ein Chaboche-Ansatz nach Gleichung (2.40) für den Ermüdungsteil der Schädigung möglich.

Eine weiterer Berechnungsansatz zur Vermeidung einer Überschätzung der ertragbaren Werkstoffschädigung wird in [SKRZ, ALT] vorgestellt:

$$D_c^* = D_c + f(D_f) \quad (2.46)$$

$$D_f^* = D_f + f(D_c) \quad (2.47)$$

$$D = D_c^* + D_f^* \quad (2.48)$$

Für die Gleichungen (2.46 – 2.48) werden zunächst nur die Parameter D_c und D_f zur Beschreibung des Schädigungsverhaltens für reine Kriech- bzw. Ermüdungsbeanspruchung modelliert. Durch die Ergänzungsterme $f(D_f)$ und $f(D_c)$ wird die Werkstoffschädigung für Kriechermüdungsbeanspruchung erhöht und die Überschätzung der ertragbaren Werkstoffschädigung kompensiert.

2.5 Fortgeschrittene Stoffgesetze

Zur Lebensdauervorhersage von Bauteilen unter Kriechermüdungsbeanspruchung existiert eine Vielzahl von Ansätzen [HALF]. Bei zahlreichen in der Praxis auftretenden Beanspruchungen ist das Verformungsverhalten metallischer Werkstoffe durch das gleichzeitige Auftreten sowohl zeitabhängiger als auch zeitunabhängiger Phänomene gekennzeichnet.

Die TRD 508 enthält die Vorgehensweise zur Ermittlung der rechnerischen Erschöpfung [TRD508]. Zur bauteilbezogenen Ermittlung der Beanspruchung wird Bezug genommen zur TRD 300 Reihe [TRD301]. Die TRD 508 ordnet jeweils der Ermüdung und dem Kriechen einen Schädigungsanteil D_f und D_c zu. Beide Schädigungsanteile werden über eine lineare Schädigungsakkumulationsregel kombiniert, wobei unterstellt wird, dass bei Erreichen des vollständigen rechnerischen Lebensdauer verbrauchs ($D_f + D_c = 1$) Versagen auftritt. Als Bezugsgröße für die Ermittlung der Kriechschädigung wird der Mittelwert der Zeitstandfestigkeit der DIN -Werte des Werkstoffs herangezogen, für die Ermüdungsschädigung wird auf die Anrisskennlinie nach der TRD 301 zurückgegriffen. Ein Schwachpunkt dieser Erschöpfungsberechnung ergibt sich daraus, dass die Überlagerung von Kriech- und Ermüdungsschädigung über eine lineare Schädigungsakkumulationsregel mit Versagen beim Summenwert 1 nicht den werkstoffphysikalischen Vorgängen entspricht, wodurch die gesamt-schädigende Wirkung nur unzureichend erfasst wird [MA1].

Um das Verformungs-, Festigkeitsänderungs- und Versagensverhalten von Bauteilen unter Kriechermüdungsbeanspruchung besser beschreiben zu können sind Berechnungsansätze erforderlich, die die Interaktion zwischen Kriechen und Ermüden und die gesamtschädigende Wirkung besser erfassen.

Hierzu wurden in den letzten Jahren vermehrt in Finite-Elemente-Berechnungen umsetzbare Stoffgesetze entwickelt, die aufgrund ihrer Formulierung nicht nur elastisch-plastisches Werkstoffverhalten und viskoplastisches Verhalten, sondern auch die beispielsweise bei Kriechermüdungsbeanspruchung notwendige Beschreibung der Interaktionen erlauben. Im Gegensatz zu den Ansätzen der klassischen Plastizitäts- und Kriechtheorie, die beide Vorgänge unabhängig voneinander betrachten, beschreiben fortgeschrittene Werkstoffmodelle alle auftretenden Effekte des Materialverhaltens durch übergeordnete Formulierungen, welche nicht explizit unterscheiden zwischen plastischen Verformungen, die durch statische und zyklische Plastizität hervorgerufen werden und solchen, die infolge Kriechens auftreten. In der Literatur werden diese Werkstoffbeschreibungen häufig als viskoplastische oder vereinheitlichte Werkstoffmodelle (unified models) bezeichnet. Für vereinheitlichte bleibende Verformungen wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit der Begriff inelastische Verformungen verwendet.

In mathematischer Hinsicht handelt es sich um Systeme gekoppelter nichtlinearer Differentialgleichungen bezüglich der Zeit, die über noch zu bestimmende Systemparameter an das jeweilige Werkstoffverhalten angepasst werden. Die folgenden Abschnitte beschäftigen sich mit der Klassifikation, allgemeinen Formulierung und numerischen Umsetzung dieser Stoffgesetze.

Bei der Auswahl eines Werkstoffmodells, das zur Erweiterung der Beschreibungsmöglichkeiten bei der Fließfunktion und der Verfestigungseigenschaften geeignet ist, sind folgende Kriterien zu beachten:

- Die Formulierung des Modells muss auf der Definition einer Fließfunktion f oder Fließpotentials Ω_p basieren und sollte möglichst ein Fließkriterium enthalten.
- Die Erfassung eines möglichst breiten Spektrums auftretender Phänomene des Materialverhaltens und deren Wechselwirkungen, insbesondere von zeitunabhängigen und zeitabhängigen Effekten muss möglich sein.
- Die Anwendbarkeit in der strukturmechanischen Berechnung muss gewährleistet sein.

Bei der Entwicklung inelastischer Stoffgesetze werden in letzter Zeit verstärkt auf materialtheoretischen Konzepten basierende Ansätze verfolgt. In der Literatur werden für diese Ansätze im Wesentlichen drei Gruppen unterschieden, die mikroskopischen, die makroskopischen und die stochastischen Modelle.

Mikroskopische Modelle

Die Modelle beschreiben das Werkstoffverhalten auf mikrophysikalischer Ebene, d. h. die Zustandsvariablen (z. B. Versetzungsgeschwindigkeit, Dichte der mobilen Versetzungen) haben einen direkten Bezug zur Werkstoffphysik. Dadurch besitzen die Modelle den Vorteil, mit einer relativ geringen Anzahl an Zustandsgrößen und Werkstoffparametern auszukommen. Bei der Anwendung auf Strukturebene bestehen jedoch erhebliche Schwierigkeiten, da in der Struktur zumeist eine Vielzahl von Vorgängen simultan ablaufen. Die Identifizierung der dominierenden Vorgänge und deren Beschreibung, die in ihrer Gesamtwirkung die makroskopisch messbaren Größen wiedergeben müssen, ist häufig schwierig [BRUN].

Makroskopische Modelle

Makroskopische Formulierungen basieren auf einer phänomenologischen Betrachtungsweise. Dabei werden die Materialgleichungen auf induktivem Weg hergeleitet, resultieren also aus den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen. Aus Zustandsgrößen werden neben den messbaren Werten wie Spannung, Verzerrung und Temperatur zusätzlich innere Variablen eingeführt, die im allgemeinen nicht werkstoffphysikalisch begründet sind.

Stochastische Modelle

Bei der Entwicklung stochastischer Modelle werden ebenfalls mikrophysikalische Vorgänge innerhalb des Materials betrachtet. Die Beschreibung des Werkstoffverhaltens erfolgt jedoch nicht durch einzelne Zustandsvariablen, sondern durch Verteilungsfunktionen derartiger Größen. Durch Mittelung erhält man eine Formulierung, die auch zur Strukturberechnung verwendbar ist. Somit nehmen stochastische Modelle innerhalb der vereinheitlichten Modelle eine verbindende Stellung zwischen den mikroskopischen und den makroskopischen Stoffgesetzen ein.

2.5.1 Das Chaboche-Nouailhas-Modell

Ausgangspunkt der Werkstoffmodellierungen der vorliegenden Arbeit ist ein von Chaboche-Nouailhas [NOUA] vorgeschlagenes Modell, das zur bessern Beschreibung des Verhaltens der zu untersuchenden Werkstoffe verfeinert und

verifiziert wurde. An dieser Stelle soll zunächst nur das in [NOUA] vorgestellte Werkstoffmodell erläutert werden. Die vorgenommenen Modellverfeinerungen werden im Rahmen der analytischen Arbeiten in Kapitel 4 behandelt. Der Aufbau des in [NOUA] angegebenen Modells ohne eine explizite Modellierung von Schädigungsvorgängen ist in Bild 2.20 dargestellt.

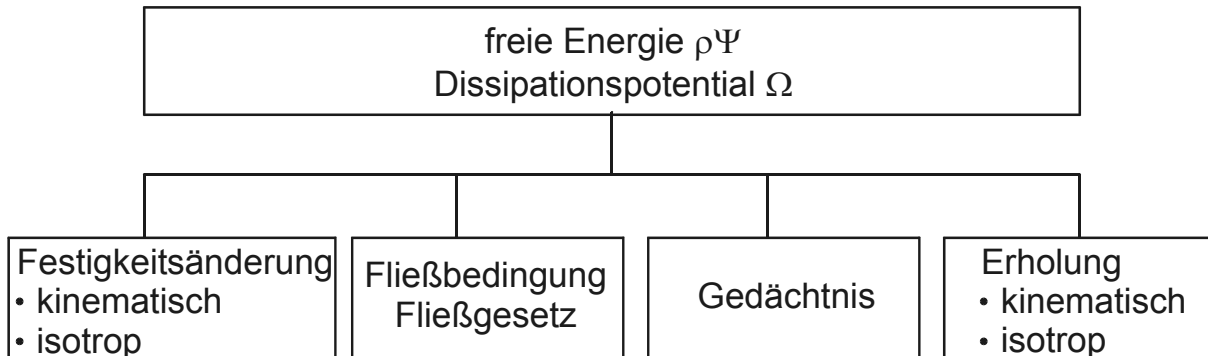


Bild 2.20: Struktur des Chaboche-Nouailhas

Basierend auf den Arbeiten von Armstrong und Frederick [AMST], die erstmals eine nichtlineare kinematische Verfestigungsregel vorschlugen, stellte Chaboche bereits 1977 ein Modell [CHAB1] vor, das das elastisch-viskoplastische phänomenologische Verhalten von Metallen unter isothermen Bedingungen abbildet. Zur Berücksichtigung von zusätzlichen werkstoffcharakteristischen Eigenschaften wie dem zyklischen Festigkeitsänderungsverhalten und der thermischen Erholung existieren zahlreiche Ansätze zur Modellverfeinerung [LEM]. Nachfolgend wird das Chaboche-Nouailhas-Modell [NOUA] erläutert, welches grundlegende Beziehungen zur Modellierung des Kriech- und Ermüdungsverhaltens und dem damit verbundenen Festigkeitsänderungsverhalten bzw. Erholungsverhalten bereitstellt. Ausgehend von thermodynamischen Formulierungen zur Beschreibung von irreversiblen Prozessen werden unter Verwendung von inneren und äußeren Variablen Formulierungen zur Beschreibung eines thermodynamischen Potentials W , eines Fließpotentials Ω_p und eines Erholungspotentials Ω_r aufgestellt, die den Zustand eines Werkstoffs beschreiben. Dabei entspricht das thermodynamische Potential W der freien Energie $\rho\Psi$.

$$W = \frac{1}{2} \bar{K}_{el} : \bar{\varepsilon}_{el} : \bar{\varepsilon}_{el} + \frac{1}{3} c a \bar{\alpha} : \bar{\alpha} + Q \cdot \left(r + \frac{1}{b} \cdot e^{-br} \right) \quad (2.49)$$

$$\Omega_p = \frac{K}{d \cdot (n+1)} \cdot e^{d \cdot (\sigma_{vis}/K)^{n+1}} \quad (2.50)$$

$$\Omega_r = \frac{3\beta}{2ca} \cdot \frac{1}{m+1} \cdot \left[J_2(\bar{X}) \right]^{m+1} + \int_0^R \frac{1}{b \cdot (Q - \tilde{R})} \cdot \gamma \cdot |Q_r - \tilde{R}|^{s-1} (Q_r - \tilde{R}) dR \quad (2.51)$$

Für die Macauley-Funktion $\langle \sigma_v / K \rangle$ ergibt sich:

$$\langle \sigma_{vis} / K \rangle = \begin{cases} 0, & \text{für } \sigma_{vis} / K < 0 \\ \sigma_{vis} / K & \text{für } \sigma_{vis} / K \geq 0 \end{cases} \quad (2.52)$$

mit $K > 0$

Die Addition des Fließpotentials Ω_p und eines Erholungspotentials Ω_r ergibt das Dissipationspotential Ω .

$$\Omega = \Omega_p + \Omega_r \quad (2.53)$$

Fließbedingung

Als Fließbedingung kann angegeben werden:

$$f = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) - k - R - \sigma_{vis} = 0 \quad (2.54)$$

Ergeben sich für f negative Werte, liegt linearelastisches Werkstoffverhalten vor. Die Verwendung des Synonyms Überspannung (Overstress) für die Viskospannung wird leicht verständlich bei Betrachtung von Gleichung (2.55), welche aus der Fließbedingung hervorgeht. Dabei fließt der Werkstoff, wenn der Wert der in der Macauley-Funktion stehenden Terme nicht negativ ist. Somit treten inelastische Verformungen nur auf, wenn eine positive Überspannung vorliegt.

Gleichgewicht zwischen Beanspruchung und inneren Spannungen

Im Bereich des inelastischen Werkstoffverhaltens besteht ein Gleichgewicht zwischen der äußeren Beanspruchung und der Summe der inneren Spannungen.

$$\langle \sigma_{vis} \rangle = \langle J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) - k - R \rangle \quad (2.55)$$

Zur Veranschaulichung der Entwicklung der inneren Spannungsgrößen in Abhängigkeit der Beanspruchung ist in [Bild 2.21](#) schematisch deren Entwicklung für eine einachsige Beanspruchung dargestellt. Dabei wird der Werkstoff zunächst einer Zug-, dann einer Druckbeanspruchung unterworfen.

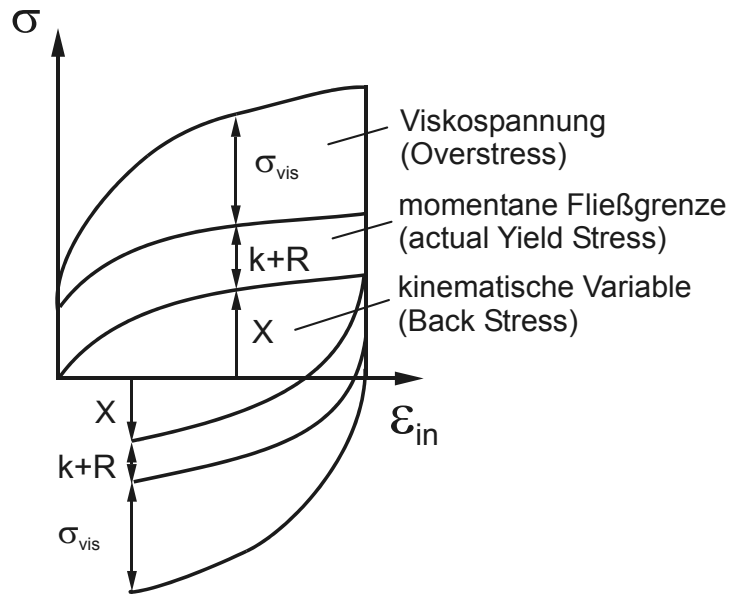


Bild 2.21: Entwicklung der inneren Spannungsgrößen

Deviatorische Tensoren

In zahlreichen Untersuchungen von Metallen wurde festgestellt, dass der Anteil der Volumenarbeit keinen Beitrag zur inelastischen Verformung leistet, wodurch diese sich deviatorisch in Richtung des Spannungsdeviators $\bar{\sigma}'$ nach Gleichung (2.58) entwickelt. Bei Anwesenheit einer kinematischen Verfestigung ist diese zusätzlich bei der Ermittlung der Fließrichtung \bar{n} zu berücksichtigen, welche sich nach Prager gemäß Gleichung (2.56) berechnen lässt.

$$\bar{n} = \frac{3}{2} \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})} \quad (2.56)$$

Mit der zu Gleichung (2.15) äquivalenten Mises Spannung σ_{MISES} und den deviatorischen Tensoren $\bar{\sigma}'$ und \bar{X}' :

$$\sigma_{\text{MISES}} = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}) = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{\sigma}' - \bar{X}') : (\bar{\sigma}' - \bar{X}')} \quad (2.57)$$

$$\bar{\sigma}' = \bar{\sigma} - \sigma_{\text{Hydro}} ; \quad \bar{X}' = \bar{X} - X_{\text{Hydro}} \quad (2.58)$$

Aufgrund der deviatorischen Entwicklung von \bar{X} in Richtung der inelastischen Dehnung verschwindet X_{Hydro} . Die Größen σ_{Hydro} und X_{Hydro} sind skalar.

Verknüpfung thermodynamischer und innerer Größen durch assoziierte Variablen

Als thermodynamische Zustandsgrößen können die Temperatur T , die gesamte Dehnung $\bar{\varepsilon}$ und die inelastische Dehnung $\bar{\varepsilon}_{in}$, für die inneren Größen die kinematische Verfestigung $\bar{\alpha}$ und die isotrope Festigkeitsänderung r angegeben werden. Durch assoziierte Variablen wird der Bezug zu den Spannungsgrößen hergestellt. So ist beispielsweise der Spannungstensor eine assoziierte Variable der elastischen Dehnung $\bar{\varepsilon}_{el}$, die kinematische Verfestigung \bar{X} eine assoziierte Variable des Tensors $\bar{\alpha}$ und die isotrope Ver- bzw. Entfestigung eine assoziierte Variable der skalaren Zustandsgröße r . Die einzelnen Variablen des Modells werden nachfolgend separat beschrieben.

Spannung

Der Spannungstensor steht in einer Beziehung zu den elastischen Dehnungen:

$$\bar{\sigma} = \frac{\partial W}{\partial \bar{\varepsilon}_{el}} = \bar{D}_{el} : \bar{\varepsilon}_{el}; \quad (2.59)$$

Inelastische Dehnung

Durch partielles Ableiten des Dissipationspotentials Ω_p nach der Spannung $\bar{\sigma}$ ergibt sich der Tensor der inelastischen Dehngeschwindigkeit $\dot{\bar{\varepsilon}}_{in}$. Diese stellt die bedeutendste innere Variable dar, welche zur Beschreibung aller weiteren inneren Variablen benötigt wird.

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{in} = \frac{\partial \Omega}{\partial \bar{\sigma}} = \frac{3}{2} \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^n \cdot e^{\alpha \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^{n+1}} \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})} \quad (2.60)$$

Die Viskospannung σ_{vis} beschreibt zusammen mit den Parametern K , n und α die Abhängigkeit des Betrags der Verformungsgeschwindigkeit von der Beanspruchung für den momentanen Festigkeitszustand des Werkstoffs.

Akkumulierte inelastische Dehnung

Die akkumulierte inelastische Dehnrates \dot{p} lässt sich aus dem Tensor der inelastischen Verformungsgeschwindigkeit $\dot{\bar{\varepsilon}}_{in}$ berechnen:

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\bar{\varepsilon}}_{in} : \dot{\bar{\varepsilon}}_{in}} = \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^n \cdot e^{\alpha \left\langle \frac{\sigma_{vis}}{K} \right\rangle^{n+1}} \quad (2.61)$$

Während die inelastische Vergleichsdehnung ε_{in} nach Gleichung (2.60) in Abhängigkeit des Beanspruchungsverlaufs sowohl zunehmen als auch abnehmen kann, ist bei der akkumulierten inelastischen Dehnung p nur eine Zunahme möglich. Dabei trägt jedes inelastische Verformungssinkrement zu einer Erhöhung der inelastischen akkumulierten Dehnung p bei.

$$\dot{\varepsilon}_{in} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{in} : \dot{\varepsilon}_{in}} \quad (2.62)$$

$$p = \sum \dot{p}_i \Delta t_i = \sum \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{in,j} : \dot{\varepsilon}_{in,j}} \Delta t_j \quad (2.63)$$

Festigkeitsänderungsverhalten

In Bild 2.22 sind die Festigkeitsänderungsvorgänge für kinematische und isotrope Verfestigung eines Werkstoffs durch Projektion des räumlichen Spannungsraumes in die Oktaederebene veranschaulicht.

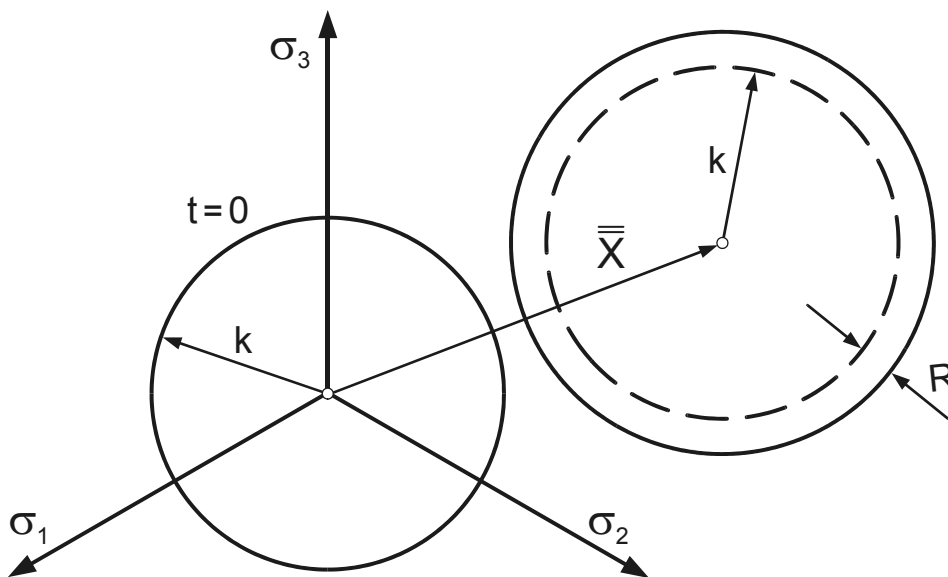


Bild 2.22: Kinematische und isotrope Verfestigung

Kinematische Verfestigung

Mit dem kinematischen Verfestigungstensor \bar{X} (Rückspannung, Back Stress) wird die Verschiebung des Mittelpunktes der Fließgrenzfläche modelliert. Sie wird benötigt, um richtungsabhängige Verfestigungsvorgänge zu erfassen und ist daher geeignet den Bauschinger-Effekt zu beschreiben. Dieser besagt, dass bei einer inelastischen Verformung eines Werkstoffs in eine Richtung die Elastizitätsgrenze für eine anschließende Verformung in entgegengesetzter Richtung herabgesetzt wird.

Die Entwicklungsgleichung $\dot{\bar{X}}$ des kinematischen Verfestigungstensors \bar{X} des Chaboche-Nouailhas-Modells setzt sich aus drei Termen zusammen. Die ersten beiden Terme beschreiben die Entwicklung von \bar{X} in Abhängigkeit der inelastischen Verformung mit einem nichtlinearen Ansatz. Bei Vernachlässigung des dritten Terms, der eine Modellierung des Erholungsverhaltens der kinematischen Variable \bar{X} in Abhängigkeit der Zeit ermöglicht, strebt der Betrag von \bar{X} gegen einen Sättigungswert, der die Größe des Parameters a besitzt. Zur besseren Beschreibung des kinematischen Verfestigungsverhaltens wird häufig der kinematische Verfestigungstensor \bar{X} in mehrere Subtensoren \bar{X}_i aufgeteilt, von denen jeder eine eigene Entwicklung $\dot{\bar{X}}_i$ besitzt.

$$\dot{\bar{X}} = \frac{\partial W}{\partial \alpha} = \frac{2}{3} a c \dot{\alpha} \quad (2.64)$$

$$\dot{\alpha} = -\frac{\partial \Omega}{\partial \bar{X}} = \dot{\varepsilon}_{in} - c \bar{\alpha} \dot{p} - \frac{3\beta}{2ac} \left[J_2(\bar{X}) \right]^{m-1} \bar{X} \quad (2.65)$$

$$\Rightarrow \dot{\bar{X}} = \frac{2}{3} a c \dot{\varepsilon}_{in} - c \bar{X} \dot{p} - \beta \left[J_2(\bar{X}) \right]^{m-1} \bar{X} \quad (2.66)$$

a, c, m, β : Werkstoffkonstanten

Isotrope Festigkeitsänderung

Die isotrope Festigkeitsänderung R (Schleppspannung, Drag stress) erfasst das richtungsunabhängige Ver- bzw. Entfestigungsverhalten eines Werkstoffs und äußert sich in einer gleichförmigen Vergrößerung bzw. Verkleinerung der Fließfläche. Die Variable R wird häufig zur Modellierung des zyklischen Festigkeitsänderungsverhalten für Ermüdungsbeanspruchung verwendet. In Analogie zur kinematischen Verfestigung enthält die Entwicklungsgleichung der isotropen Festigkeitsänderung des Chaboche-Nouailhas-Modells einen von der Verformung abhängigen Term und einen zeitabhängigen Erholungsterm.

$$R = \frac{\partial W}{\partial r} = Q \cdot (1 - e^{-br}) \quad (2.67)$$

$$\Rightarrow \dot{R} = b \cdot (Q - R) \cdot \dot{r} \quad (2.68)$$

$$\dot{r} = -\frac{\partial \Omega}{\partial R} = \dot{p} - \frac{1}{b \cdot (Q - R)} \cdot \gamma \cdot |Q_r - R|^{s-1} (Q_r - R) \quad (2.69)$$

$$\Rightarrow \dot{R} = b \cdot (Q - R) \cdot \dot{p} - \gamma \cdot |Q_r - R|^{s-1} \cdot (Q_r - R) \quad (2.70)$$

Mit Hilfe einer Dehnungsgedächtnisfläche, Bild 2.23, können dehnungsinduzierte Memory-Effekte berücksichtigt werden. Die Dehnungsgedächtnisfläche wird mit den nachfolgend angegebenen Formulierungen beschrieben:

$$F = \frac{2}{3} \cdot J_2(\bar{\varepsilon}_{in} - \bar{\xi}) - q = \sqrt{\frac{2}{3}(\bar{\varepsilon}_{in} - \bar{\xi}) : (\bar{\varepsilon}_{in} - \bar{\xi})} - q = 0 \quad (2.71)$$

$$\dot{q} = \eta H(F) \langle \bar{n}' : \bar{n}^* \rangle \dot{p} \quad \text{mit: } H(F) = \begin{cases} 0, & \text{für } F < 0 \\ 1, & \text{für } F \geq 0 \end{cases} \quad (2.72)$$

$$\bar{n}^* = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\bar{\varepsilon}_{in} - \bar{\xi}}{J_2(\bar{\varepsilon}_{in} - \bar{\xi})} \quad (2.73)$$

$$\bar{n}' = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X})} \quad (2.74)$$

$$\dot{Q} = 2 \mu (Q_{max} - Q) \dot{q} \quad (2.75)$$

$$Q_r = Q - Q_r^* \left[1 - \left(\frac{Q_{max} - Q}{Q_{max}} \right)^2 \right] \quad (2.76)$$

\bar{n}^* , \bar{n}' : Richtungsvektoren

Q: Grenzwert isotroper Festigkeitsänderung;

Q_r : Erholung von Q

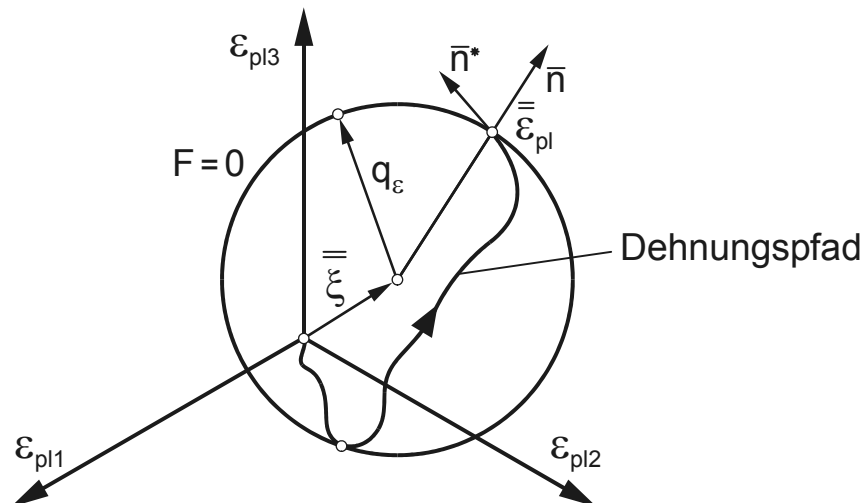


Bild 2.23: Veranschaulichung der Dehnungsgedächtnisfläche

Bemerkungen zur Anwendung des Werkstoffmodells

Mit der umfangreichen Werkstoffmodellierung ist ein großer Rechenaufwand verbunden, welcher entsprechende Rechenkapazitäten erfordert. Daher ist es

zweckmäßig, nur die Bestandteile des verwendeten Werkstoffmodells zu aktivieren, die zur Beschreibung der relevanten physikalischen Vorgänge erforderlich sind. Dieses bedeutet, dass die Beschreibung der Dehnungsgedächtnisfläche entfallen kann, wenn der Werkstoff bei zyklischer Beanspruchung stabile Zustände erreicht, die nur unwesentlich von der absoluten Dehnschwingbreite abhängig sind.

Bei Bestimmung der Modellparameter erfolgt zunächst eine sukzessive Anpassung von Parametergruppen an jeweils separat betrachtete Werkstoffeigenschaften, die das Zeitstand-, das Ermüdungs- oder das isotrope bzw. kinematische Festigkeitsänderungsverhalten beschreiben. Da sich nahezu alle Parameter gegenseitig beeinflussen, ist bei der sukzessiven Anpassung von Parametergruppen an einzelne Werkstoffeigenschaften zunächst keine Aussage hinsichtlich der Auswirkungen der Interaktion möglich. Der ermittelte Parametersatz ist daher einer iterativen Optimierungsprozedur zu unterziehen, die einen Parametersatz identifiziert, mit dem sich alle relevanten Werkstoffeigenschaften gut abbilden lassen. Bei sehr umfangreichen Stoffgesetzen ist eine Parameteroptimierung nur noch mit Hilfe numerischer Verfahren realisierbar, welche mit Hilfe von Algorithmen eine Zielfunktion minimieren. Dabei kann durch die Gewichtung von Teilfunktionen die Bedeutung der einzelnen Ziele berücksichtigt werden. In der Literatur sind zahlreiche Algorithmen zur Durchführung von Optimierungen zu finden, deren Effektivität häufig vom zu optimierenden System abhängig ist [ESCH1, SCHEM1].

Ausführlichere Beschreibungen zu abweichenden Modellvarianten sind den Arbeiten [CHAB1, JIR, LEM, NOUA, ROB, SCHEF, XU] zu entnehmen.

3 Experimente

Bei den in dieser Arbeit untersuchten Schmiedestählen 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 handelt es sich um typische Wellenwerkstoffe von Dampfturbinen für Anwendungen bei 550 °C bzw. 600 °C . Aus zahlreichen Arbeiten steht für diese Werkstoffe eine aus Warmzug-, Zeitstand- und Dehnwechselversuchen bestehende umfangreiche Datenbasis zur Verfügung [BERG, FISCH, KUS1, SHEN, XU].

Allgemeines

Werkstoff 30CrMoNiV5-11

Die Wärmebehandlung und Chemische Zusammensetzung für den Versuchswerkstoff 30CrMoNiV5-11 sind in Bild 3.1 und Tabelle 3.1 dargestellt. Bild 3.2 zeigt das bainitische Gefüge des Werkstoffs 30CrMoNiV5-11 [KUS].

Bild 3.1: Wärmebehandlung 30CrMoNiV5-11

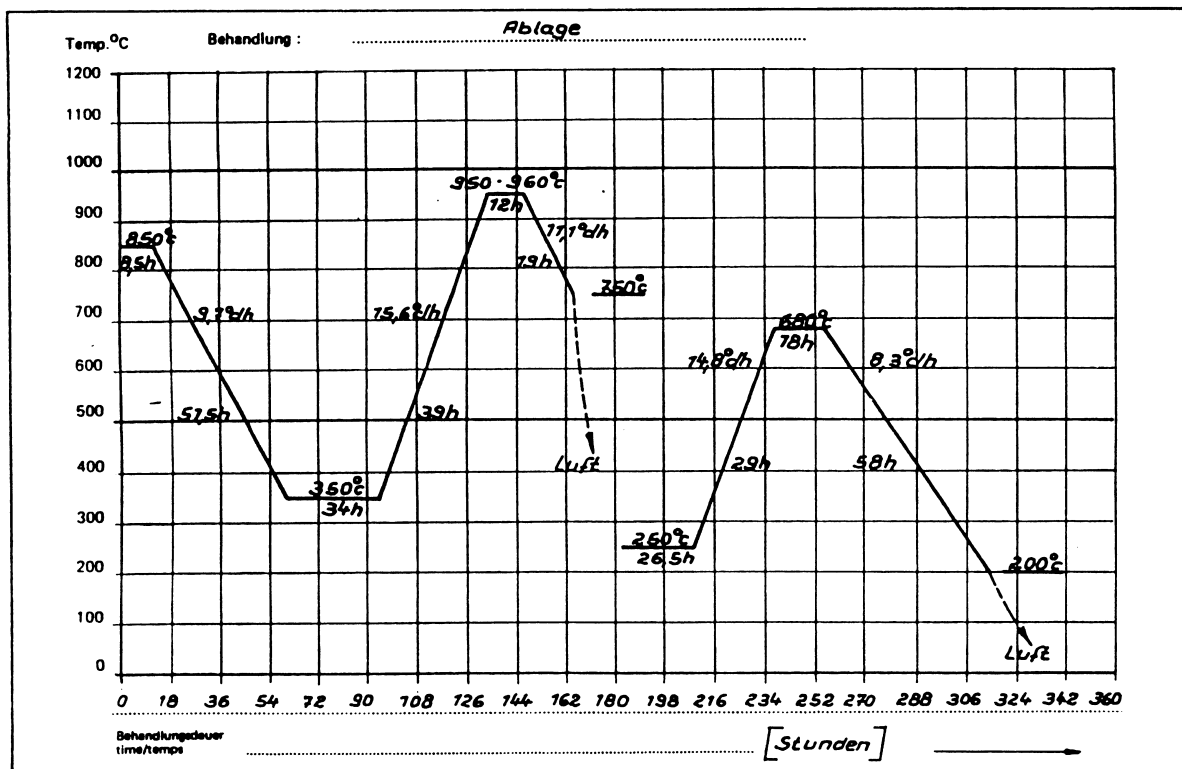


Bild 3.1: Wärmebehandlung 30CrMoNiV5-11

Massenanteile 30CrMoNiV5-11						
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0,29	0,07	0,74	0,011	0,006	1,3	1,0
Ni	V	Al	As	Cu	Sn	Sb
0,73	0,27	0,006	0,018	0,05	0,007	0,0011

Tabelle 3.1: Chemische Zusammensetzung 30CrMoNiV5-11 [KUS]

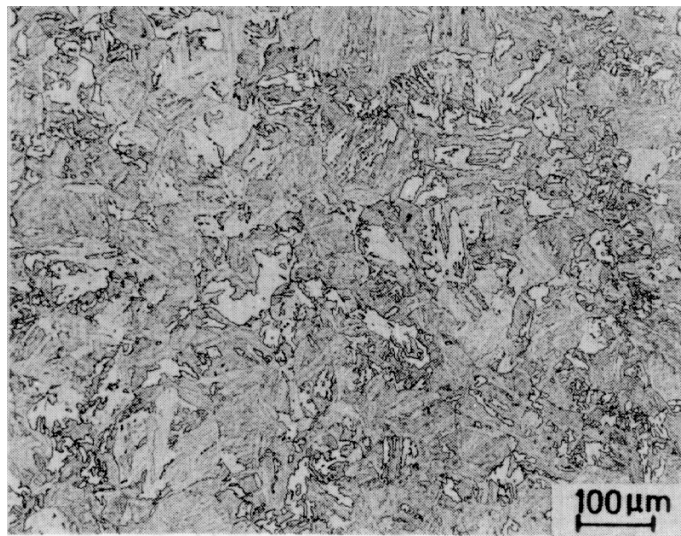


Bild 3.2: Gefügaufnahme 30CrMoNiV5-11

Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1

Für den martensitischen Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 wurde folgende, dem Werkstoffblatt entsprechende Wärmebehandlung durchgeführt. :

Vorwärmebehandlung:

850 °C 3 h,

1050 °C 9 h Ofenabkühlung 50 °C/h,

650 °C 2 h, Erhitzung 33,33 °C/h,

700 °C 172 h Luftabkühlung auf 100 °C,

100-290°C 4,5 h

Qualitätswärmebehandlung

1050 °C 7h Ölbadkühlung,

50-60 °C 5,25 h,

570 °C 10,25 h Luftabkühlung auf RT,

220-280 °C 5,75 h,

690 °C 10 h Luftabkühlung auf RT

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs X12CrMoWVNbN10-1-1 kann Tabelle 3.2 entnommen werden.

Massenanteile X12CrMoWVNbN10-1-1								
C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Cu	Mo
0,12	0,10	0,42	0,007	0,001	0,007	10,7	0,04	1,04
N	Nb	Ni	Ti	V	W	As	Sb	Sn
0,056	0,05	0,76	0,004	0,16	1,04	0,003	0,0005	0,002

Tabelle 3.2: Chemische Zusammensetzung X12CrMoWVNbN10-1-1

Ergebnisse angrenzender Arbeiten

In [KUS1] wurde für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 das Kriech- und Versagensverhalten unter mehrachsiger Zeitstandbeanspruchung untersucht und eine Abhängigkeit von der Beanspruchungsart festgestellt. Für Beanspruchungen mit $\sigma_1 < \sigma_{Mises}$ ist die Vergleichsspannungshypothese nach Cane ,Gleichung (2.20), für $\sigma_1 \geq \sigma_{Mises}$ die Mises Spannung zur Beschreibung des Verformungsverhaltens unter mehrachsiger Kriechbeanspruchung geeignet.

In [FISCH] wurde erstmals das mehrachsige Kriechermüdungsverhalten des Werkstoffs 30CrMoNiV5-11 untersucht. Die Anfahrzeiten in realen Kraftwerken können im Bereich von 40 min bis zu 4 h liegen. Das LCF-Verhalten unter langen Zykluszeiten wurde in [FISCH] anhand von kraftkontrollierten LCF-Versuchen ermittelt, um Aufschlüsse über das Ermüdungsverhalten unter dieser Belastung als Basis für eine Schadensakkumulation zu erhalten. Dabei wurden drei unterschiedliche Zykluszeiten und zwei verschiedene Spannungsamplituden sowie reine Schwellbeanspruchung untersucht. Die Versuchsführung erfolgte kraftkontrolliert auf servohydraulischen Prüfmaschinen. Als Belastungsart wurde sowohl bei der Wechselbelastung ohne Mittelspannung wie auch bei der Wechselbelastung mit Mittelspannung eine sägezahnförmige Beanspruchung gewählt. Für die Versuche mit Zykluszeiten $t_{c2}=20$ min und $t_{c3}=60$ min wurde eine signifikante Reduzierung der ertragbaren Bruchlastspielzahl im Vergleich zur Zykluszeit $t_{c1}=0.2$ min festgestellt, Bild 3.3. Die Bruchlastspielzahlen der Versuche mit 20 min und 60 min zeigen nur geringe Unterschiede. Bei einer Auftragung der Spannungsamplitude über der Bruchzeit, Bild 3.4, ist zu erkennen, dass die Bruchzeiten für Proben mit Zykluszeiten $t_{c2}=20$ min und $t_{c3}=60$ min und großen Spannungsamplituden über denen der Zeitstandversuche (ZSV) liegen. Die Ursache hierfür ist, dass die Spannungsamplituden der Zeitstandversuche kontinuierlich wirken, während die Spannungsamplitude der LCF-Versuche nur die Extremwerte

der Spannungsausschläge beschreiben. Bei den LCF-Versuchen mit kürzeren Zykluszeiten von 0,2 min werden gegenüber den Versuchen mit längeren Zykluszeiten bei gleicher Versuchszeit mehr Lastwechsel durchgeführt. Dies hat eine Annäherung der LCF-Versuche an die Bruchzeiten der Zeitstandversuche mit abnehmender Zykluszeit zur Folge.

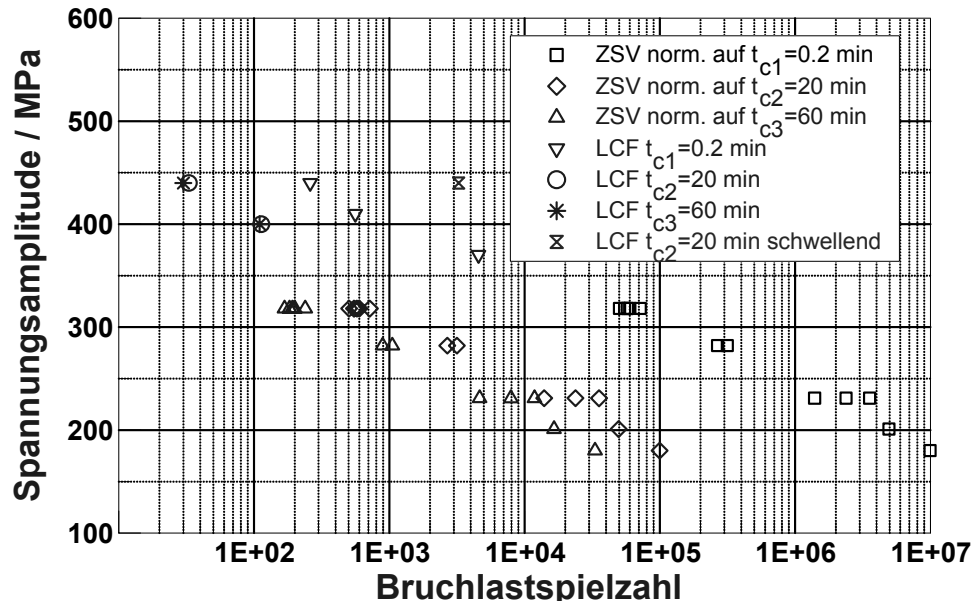


Bild 3.3: Spannungsamplitude über Bruchlastspielzahl, einachsige spannungsgesteuerte LCF-Versuche

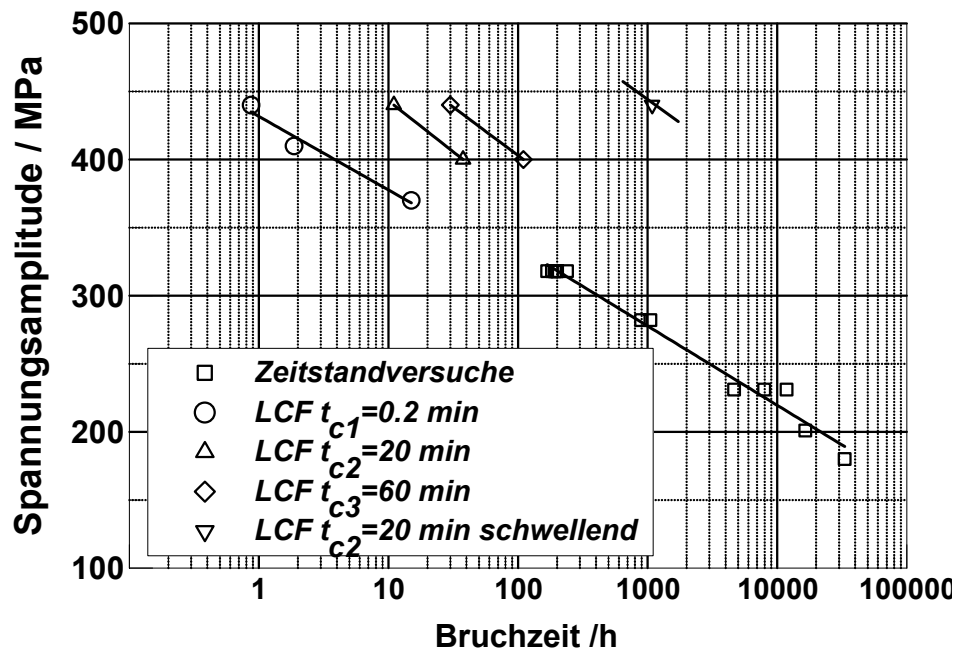


Bild 3.4: Spannungsamplitude über Bruchzeit, einachsige spannungsgesteuerte LCF-Versuche

In Bild 3.5 ist exemplarisch die Entwicklung der Dehnungen über der Anzahl von Lastzyklen für einen LCF-Versuch mit $\sigma_a = 400$ MPa und $t_c = 20$ min aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass der Werkstoff unter diesen Bedingungen mit zunehmender Anzahl von Lastwechseln ein starkes Ratchetingverhalten aufweist. Die mittlere Axialdehnung liegt bei Versuchsende bei ca. 1.8%. Gleichzeitig ist aus dem Dehnungsverlauf ersichtlich, dass der Werkstoff entfestigendes Verhalten aufweist. Das gleiche Verhalten wurde auch bei einem mehrachsigen Kriechermüdungsversuch festgestellt, der nach 300 h bzw. 9 Zyklen bei Erreichen von ca. 2% Vergleichsdehnung abgeschlossen wurde, Bild 3.6. Dabei ist eine fortwährende Zunahme der Mitteldehnung ε_m wie auch der Dehnschwingbreite zu erkennen, wobei sich die Zunahme mit größer werdender Zahl von Lastwechseln verstärkt.

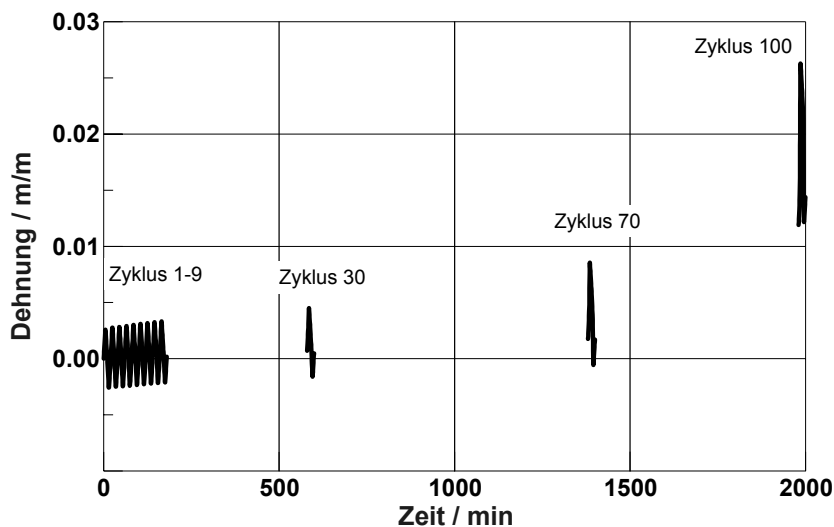


Bild 3.5: Dehnungsentwicklung über der Zeit für $\sigma_a=400$ MPa und $t_c=20$ min., einachsiger spannungsgesteuerter LCF-Versuch

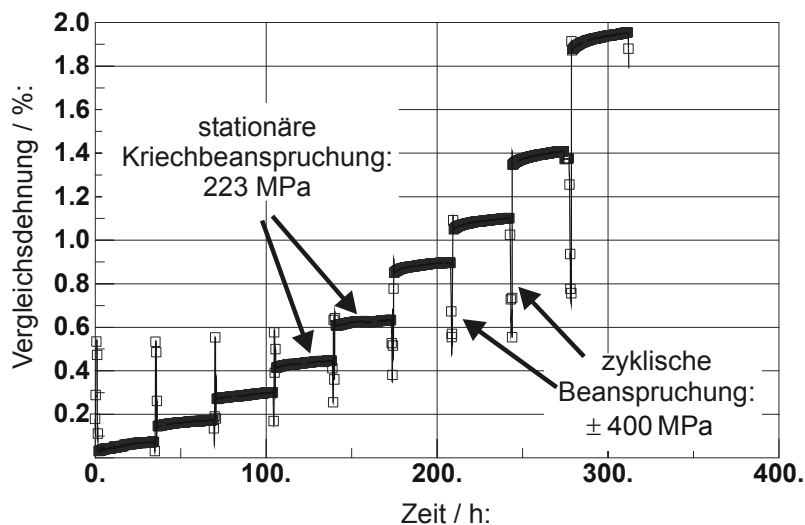


Bild 3.6: Vergleichsdehnung über der Zeit, innendruckbeanspruchter Hohlzylinder

3.1 Versuchsprogramm

Der Schwerpunkt der Experimente liegt in der Durchführung mehrachsiger Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben. Die Abmessungen der verwendeten Probenkörper sind in Bild 3.7 dargestellt. Dabei werden Hohlzylinderproben einem dem Kraftwerksbau äquivalenten Beanspruchungszyklus unterworfen, der die Wechselwirkungen der durch An- und Abfahrten auftretenden Plastifizierungsvorgänge mit den Phasen des stationären Betriebs, in denen Lastumlagerungen auftreten, berücksichtigt. Die Festlegung der Beanspruchungszyklen wird in Kap 3.1.1 behandelt

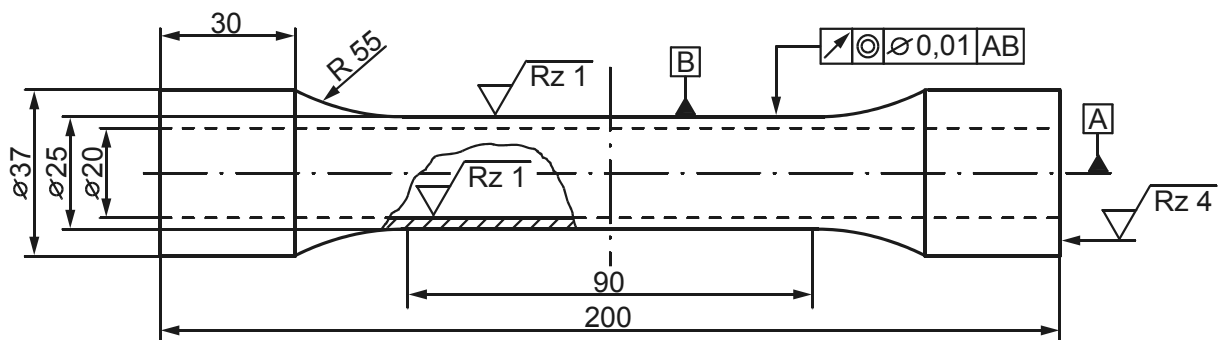


Bild 3.7: Geometrieabmessung einer Hohlzylinderprobe

Für den bereits in [FISCH] untersuchten bainitischen Schmiedestahl 30CrMoNiV5-11 wurden fünf ergänzende Kriechermüdungsversuche mit betriebsnahen niedrigeren Beanspruchungen bei 550°C durchgeführt, um somit das Werkstoffverhalten für längere praxisnahe Versuchszeiten besser abschätzen zu können. Darüber hinaus wurde erstmals das mehrachsige Kriechermüdungsverhalten des martensitischen Schmiedestahls X12CrMoWVNbN10-1-1 für 600°C Anwendungen untersucht. Zur Ermittlung, inwieweit das Verhalten des Werkstoffs X12CrMoWVNbN10-1-1 unter langsamen Anfahrbedingungen mit dem Werkstoff 30CrMoNiV5-11 vergleichbar ist, wurden zusätzlich kraftkontrollierte LCF-Versuche mit unterschiedlichen Zykluszeiten und Spannungsamplituden sowie Warmzugversuche mit niedrigen Beanspruchungsgeschwindigkeiten durchgeführt.

3.1.1 Festlegung des Beanspruchungszyklus für die mehrachsigen Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben

Ausgangspunkt der Überlegungen sind die idealisierten Spannungs-Zeit-Verläufe an einem realen Bauteil (Turbinenwelle) während eines Belastungszyklus, Bild 3.8. Aus der Überlagerung von mechanischen und thermischen Spannungen ergibt sich die dargestellte Summenspannung Bild 3.8 (links). Beim Anfahren ist die Belastung des

Bauteils ca. um den Faktor 7 gegenüber der Phase stationären Betriebs höher, beim Abfahren um den Faktor 2.

Zur einfacheren experimentellen Durchführung werden die Lastwechsel zusammengezogen, Bild 3.8 (links). Der Belastungsverlauf entspricht einem Warm- bzw. Kaltstart unter verschärften Bedingungen. Die Belastungszyklen der Zug-Druck Beanspruchung und der Innendruckbeanspruchung an den Hohlzylinderproben sind in Bild 3.8 (rechts) dargestellt.

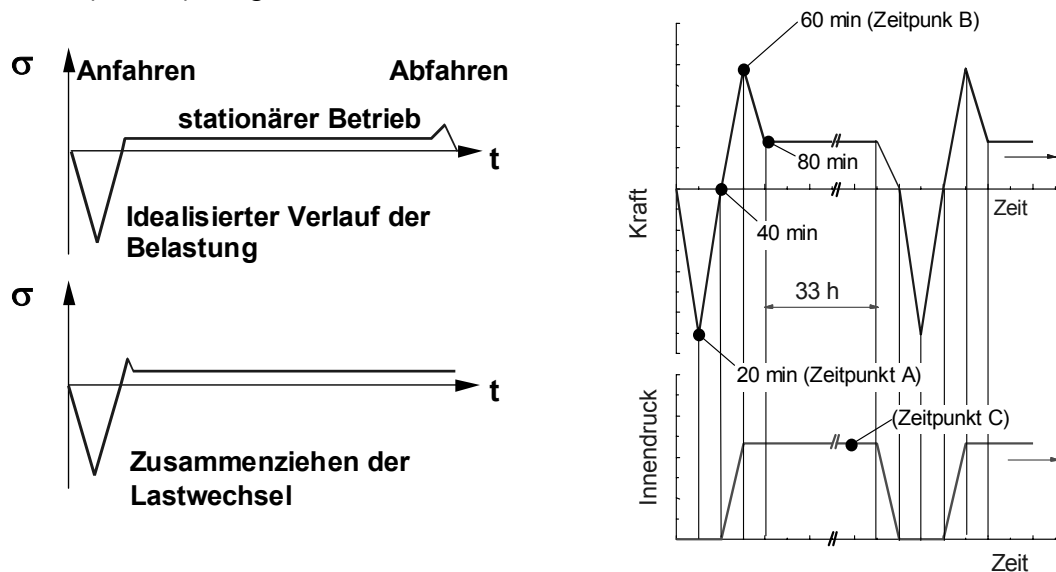


Bild 3.8: Vereinfachter Belastungszyklus an der Oberfläche einer Turbinenwelle (links) und Beanspruchungsgeschichte der Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben (rechts)

Bei der Durchführung der mehrachsigen Kriechermüdungsversuche ist der Werkstoff einer komplexen Beanspruchungsgeschichte unterworfen, die neben den Interaktionen von Kriechen und Ermüden auch eine Änderung der Mehrachsigsigkeitsverhältnisse beinhaltet.

Bei mehrachsigen beanspruchten Bauteilen, die im Kriechbereich eingesetzt werden, unterliegt der Spannungs- und Verformungszustand infolge der zeitabhängigen Umlagerungsvorgänge einer stetigen Änderung. Rechnungen an vereinfachten Modellen von Turbinen zeigen, dass sich Spannungsspitzen von $t=0$ bis $t=100\,000$ h auf bis zu 45 % abbauen. Damit verbunden ist eine deutliche Veränderung der Mehrachsigsigkeitsverhältnisse [ZIEB]. Die Spannungsumlagerung wird am Beispiel einer innendruckbeanspruchten Hohlzylinderprobe in Kapitel 3.1.2 erläutert.

Bei An- und Abfahrten - und im verminderten Maße auch während Leistungsänderungen - wird der durch die statische Belastung geprägte Spannungs- und Dehnungszustand im Bauteil einer zusätzlichen zeitlichen Änderung unterworfen, die durch Lastabfall bzw. Lastanstieg (Lastumkehr) und erneuter verstärkter Spannungs- bzw. Dehnungsumlagerung gekennzeichnet ist. Während dieser Phase erfolgt wiederum eine signifikante Änderung der Mehrachsighkeitsverhältnisse. Daneben können bei ausreichend großen Beanspruchungsänderungen zusätzlich Plastifizierungsvorgänge während der Lastwechsel auftreten.

Um das Verformungs- und Versagensverhalten unter dieser komplexen Beanspruchung ursachengerecht deuten zu können, ist eine gute Kenntnis des Werkstoffverhaltens in Abhängigkeit der einzelnen Einflussparameter und deren gegenseitigen Beeinflussungen erforderlich. Für reine Zeitstand- bzw. Ermüdungsbeanspruchung können die Ergebnisse der Basisversuche herangezogen werden. Zur Ermittlung der Interaktionen von Kriechen und Ermüden unter mehrachsiger Beanspruchung ist die Durchführung mehrachsiger Kriechermüdungsversuche erforderlich. In der Regel treten unter Kriechermüdungsbeanspruchung deutlich kürzere Versagenszeiten auf, als eine lineare Überlagerung der Erschöpfungsanteile für Kriechen und Ermüden annehmen lässt.

3.1.2 Spannungsumlagerung in Hohlzylinderproben unter reiner Zeitstandsbeanspruchung

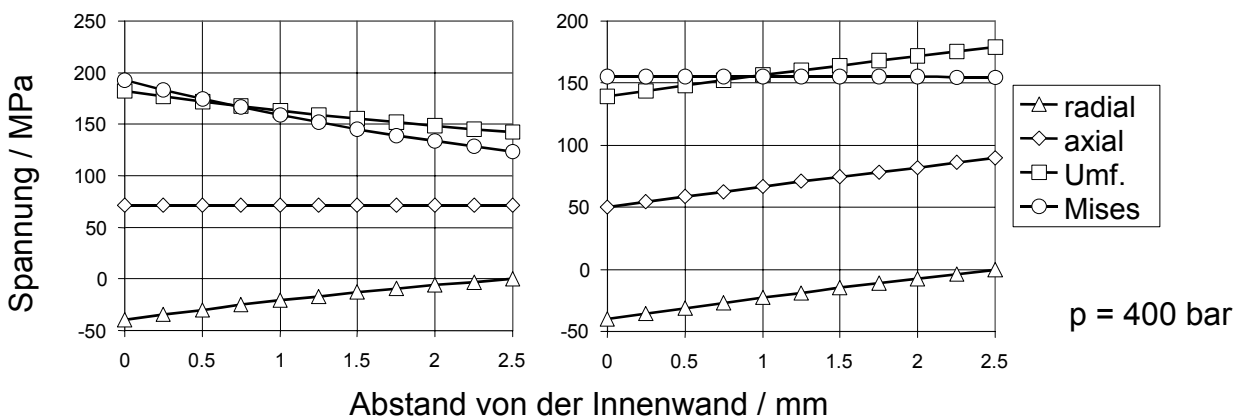
Rohre werden unterteilt in dickwandige und dünnwandige Rohre. Zylindrische Hohlkörper gelten als dickwandig, wenn das Verhältnis von Außen- und Innendurchmesser (D_a/D_i) einen Wert oberhalb von 1,2 besitzt. Im Gegensatz zu dünnwandigen Hohlzylindern ($D_a/D_i < 1,2$), die unter Innendruckbeanspruchung einen näherungsweise zweidimensionalen Spannungszustand aufweisen, liegt bei dickwandigen Hohlkörpern ein dreidimensionaler Spannungszustand vor. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Hohlzylinderproben sind dickwandig.

Für Innendruckbeanspruchung und zusätzliche Axiallast können die Spannungsverläufe über den Probenquerschnitt mit den in Tabelle 3.3 angegebenen Beziehungen für linear-elastisches Werkstoffverhalten ($t=0$) und für stationäres Kriechen berechnet werden [ABA].

Radialspannung	Axialspannung	Umfangsspannung
$\sigma_r(r) = -p \cdot \frac{\left(\frac{r_a}{r}\right)^{\frac{2}{n}} - 1}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^{\frac{2}{n}} - 1}$	$\sigma_a(r) = p \cdot \frac{\left(\frac{1}{n} - 1\right) \cdot \left(\frac{r_a}{r}\right)^{\frac{2}{n}} + 1}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^{\frac{2}{n}} - 1} + \frac{F_{ax,zus}}{(r^2 - r_i^2) \cdot \Pi}$	$\sigma_t(r) = p \cdot \frac{\left(\frac{2}{n} - 1\right) \cdot \left(\frac{r_a}{r}\right)^{\frac{2}{n}} + 1}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^{\frac{2}{n}} - 1}$
Gl. (3.1)	Gl. (3.2)	Gl. (3.3)
n=1 ⇒ linear-elastisch; n= Nortonexponent ⇒ stationäres Kriechen		

Tabelle 3.3: Beziehungen zur Beschreibung der Spannungsverteilung von dickwandigen Hohlzylinderproben unter Innendruckbeanspruchung und zusätzlicher Axiallast

Bei den mehrachsigen Zeitstandversuchen liegt direkt nach der Lastaufbringung ein quasielastischer Spannungszustand vor, sofern die Beanspruchung im gesamten Hohlzylinder unterhalb der Warmstreckgrenze liegt und deshalb keine zeitunabhängige Plastifizierung auftritt. Die Höhe der Vergleichsspannung nach von Mises nimmt dabei von der Innenwand zur Außenwand ab, [Bild 3.9 \(links\)](#). Die zeitabhängige Plastifizierung des Übergangskriechens, auch primäres Kriechen genannt, bewirkt eine allmähliche Spannungsumlagerung in Richtung einer über dem Querschnitt ausgeglichenen Mises Spannung. Es schließt sich ein Bereich sekundären oder auch stationären Kriechens an, in dem ein Gleichgewichtszustand von Verfestigungs- und Entfestigungsvorgängen des Werkstoffs vorliegt. Daraus resultiert eine näherungsweise konstante Dehngeschwindigkeit im sekundären Kriechbereich, in dem sich die Spannungen nur gering aufgrund einer verformungsabhängigen Querschnittsverringerung ändern, [Bild 3.9 \(rechts\)](#).



direkt nach der Belastung
(elastischer Werkstoff)

stationäres Kriechen

Bild 3.9: Spannungsverteilung über der Wand eines mehrachsigen Zeitstandversuchs für 400 bar Innendruckbeanspruchung (0 = innen; 2,5 = außen)

3.2 Mehrachsige Kriechermüdungsversuche

Das Versuchsprogramm der durchgeführten Kriechermüdungsversuche ist in Tabelle 3.4 bis Tabelle 3.5 dargestellt.

Werkstoff: 30CrMoNiV5-11; Prüftemperatur 550 °C									
Probe	Bereich der stationären Phasen (Punkt C in <u>Bild 3.8</u>)					Amplitude der zyklischen Beanspruchung (Punkte A und B)			Bemerkung
	p / bar	F _{ax,zus} / kN	σ _{MISES} / MPa	h	q	p / bar A/B	F _{ax,zus} / kN A/B	σ _{MISES} / MPa A/B	
E1S11	358	17,6	171	0,66	0,87	0/358	-50,3/42,1	285/275	abgeschl.
E1S12	229	29,6	190	0,56	1,03	0/229	-47,4/50	270/297	Überlast
E1.S13	229	29,6	190	0,56	1,03	0/229	-47,4/50	270/297	defekt
E1.S14	229	29,6	190	0,56	1,03	0/229	-47,4/50	270/297	abgeschl.
C2	140	18,1	116	0,56	1,03	0/140	-24,7/22,5	140/138	abgeschl.
P = Innendruck; F _{ax,zus} = zusätzliche Axiallast, σ _{MISES} = Mises Spannung									

Tabelle 3.4: Kriechermüdungsversuche am Werkstoff 30CrMoNiV5-11

Werkstoff: X12CrMoWVNbN10-1-1; Prüftemperatur 600 °C									
Probe	Bereich der stationären Phasen (Punkt C in <u>Bild 3.8</u>)					Amplitude der zyklischen Beanspruchung (Punkte A und B)			Bemerkung
	p / bar	F _{ax,zus} / kN	σ _{MISES} / MPa	h	q	p / bar A/B	F _{ax,zus} / kN A/B	σ _{MISES} / MPa A/B	
A41	258	25,8	177	0,60	0,97	0/258	-60,0/58,0	340/343	abgeschl.
A43	210	27,3	175	0,56	1,03	0/210	-49,4/46,7	280/277	abgeschl.
11A63	270	13,5	130	0,66	0,87	0/270	-30,5/22,3	173/164	abgeschl.
10A33	345	13,7	155	0,66	0,87	0/345	-38,8/25,4	220/196	abgeschl.
10A41	200	23,7	155	0,58	1	0/200	-38,8/34,9	220/212	abgeschl.
P = Innendruck; F _{ax,zus} = zusätzliche Axiallast, σ _{MISES} = Mises Spannung									

Tabelle 3.5: Kriechermüdungsversuche am Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1

3.2.1 Prüftechnik für die Kriechermüdungsversuche an Hohlzylinderproben

Die Einspannung in die Prüfmaschine erfolgte über anzuschweißende Einspannköpfe, die aus Reststücken artgleichen Materials gefertigt wurden. Aus Sicherheitsgründen wurden in die Proben Füllkörper aus St37-2 eingebracht, um die in den befüllten Proben gespeicherte Energie zu reduzieren.

Bei der Probenfertigung wurde als Schweißverfahren das Elektronenstrahlschweißen angewendet, welches ein Minimum an Verzug und Werkstoffbeeinflussung erreicht. Die Ermittlung der optimalen Vorwärmtemperatur erfolgte vorab durch Härtemessungen an Blindschweißnähten, die mit unterschiedlichen Vorwärmtemperaturen in den Grundwerkstoff eingebracht wurden. Hierbei zeigte sich bei einer Vorwärmtemperatur von 325 °C die geringste Aufhärtung. Insbesondere konnte durch die Vorwärmung auch eine Anlassbehandlung nach dem Elektronenstrahlschweißen entfallen. Nach dem Elektronenstrahlschweißen erfolgte eine Überdrehung der Probenköpfe auf das Endmaß $\varnothing 37$ mm. Danach wurden die zu prüfenden Hohlzylinderproben mit nahtlosen austenitischen Hochdruckleitungen (Werkstoff-Nr. 1.4571, 6 x 2 mm) versehen, welche in entsprechende Bohrungen in den Endköpfen mittels WIG-Schweißung eingeschweißt wurden.

Zur Durchführung der mehrachsigen Kriechermüdungsversuche stehen an der MPA-Stuttgart entsprechende Versuchsanlagen zur Verfügung, mit denen die Hohlzylinderproben einer zeitlich veränderlichen mehrachsigen Beanspruchung unterworfen werden können. Die mehrachsige Beanspruchung resultiert dabei aus einer beliebigen Überlagerung von Innendruck und zusätzlicher Axialkraft. Die Regelung des Innendrucks erfolgt mittels ansteuerbarer, pneumatisch betätigter Hochdruckventile. Die Axialkraft wird servohydraulisch aufgebracht.

Für jede Prüfmaschine sind zwei Ventile (Ein- und Auslassventil) installiert, die über einen PC geregelt werden. Die Zuleitung des Druckmediums in Form von Luft erfolgt über austenitische Hochdruckleitungen. Aus sicherheitstechnischen Gründen ($p_{\max} = 500$ bar) wurden die Prüfmaschinen mit Schutzblechen gekapselt, um bei einem Versagen der Proben eine Gefährdung von Mitarbeitern auszuschließen. Der Versuchsaufbau für die Innendruckversuche ist in Bild 3.10 dargestellt.

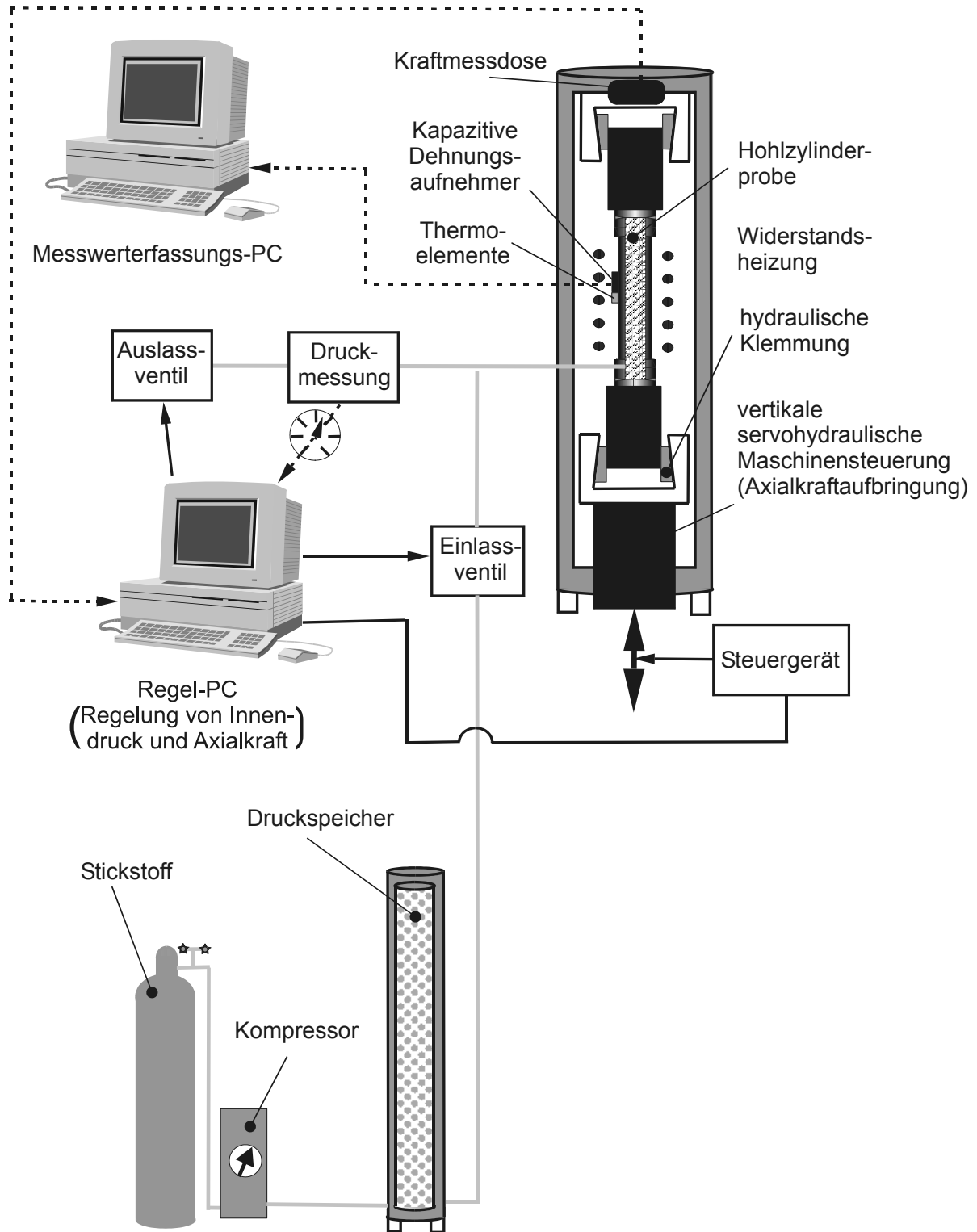


Bild 3.10: Versuchsanlage zur Durchführung mehrachsiger Kriechermüdigungsversuche

Der anstehende Druck wird über ein Digital-Manometer erfasst, das den aktuellen Druckwert in ein Spannungssignal umwandelt und über eine Datenleitung dem Rechner übermittelt. Die Steuerung der servohydraulischen Prüfmaschine zur

Aufbringung der Axialkraft erfolgte ebenfalls mittels PC, wodurch eine Kopplung des Innendrucksignals mit der Axiallast möglich ist. Über vorgegebene Sollwertkurven für Druck und Axialkraft wurden die Regelgrößen entsprechend gesteuert und die Ist-Größen Kraft und Druck online aufgezeichnet.

Die messtechnische Erfassung der Dehnungen in Längs- und Umfangsrichtung erfolgte über auf der Probenoberfläche applizierte kapazitive Hochtemperaturdehnungsaufnehmer (HT-DMS), deren Messwerte über einen separaten Messrechner online erfasst werden.

3.3 Ergebnisse der Experimente

3.3.1 Zugversuche mit kleinen Dehnraten

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden für den Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 zwei Warmzugversuche mit kleinen Abzugsgeschwindigkeiten durchgeführt. In Bild 3.11 ist deutlich der Einfluss der Dehnungsgeschwindigkeit auf die Fließkurve zu erkennen. Bei kleiner Abzugsgeschwindigkeit im Kriechbereich tritt Relaxation auf.

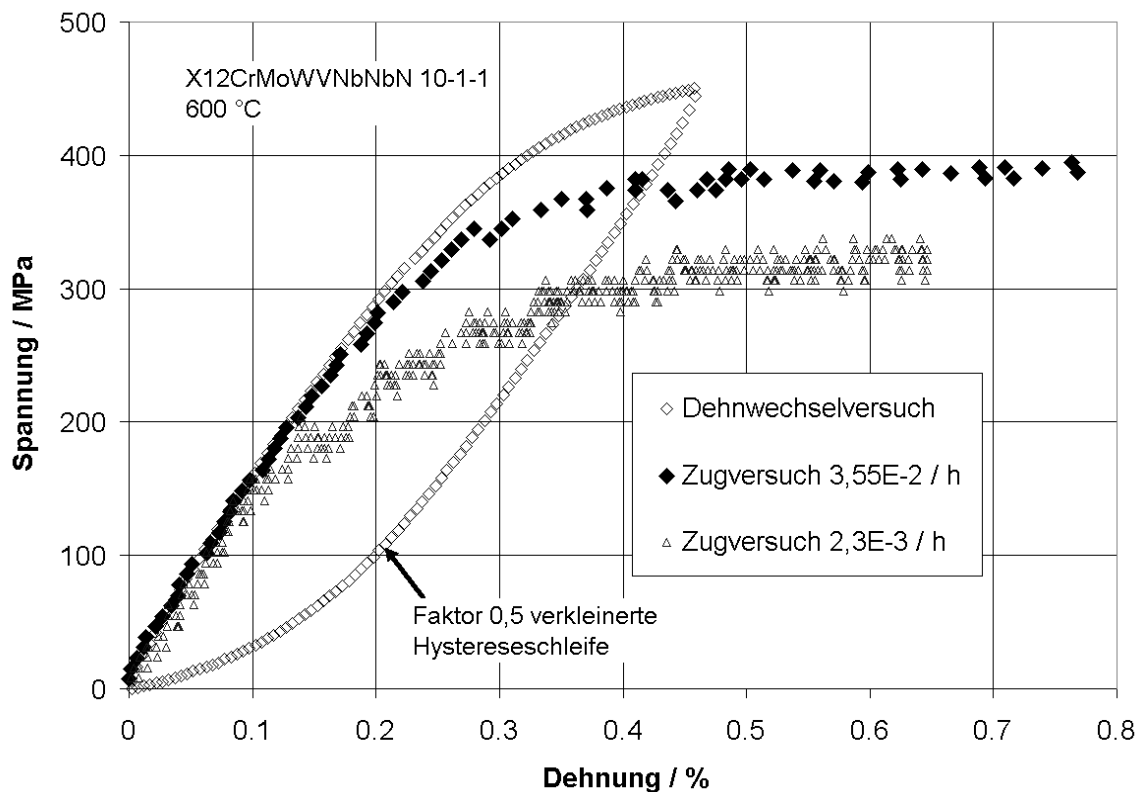


Bild 3.11 Einfluss der Dehnungsgeschwindigkeit

3.3.2 Spannungsgesteuerte Ermüdungsversuche

Die Versuchsführung der LCF-Versuche am Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 erfolgte kraftkontrolliert auf servohydraulischen Prüfmaschinen. Als Belastungsart wurden sägezahnförmige Wechselbeanspruchungen ohne Mittelspannung gewählt. Für die Versuche mit Zykluszeiten $t_{c2} = 10$ min tritt gegenüber den Versuchen mit $t_{c1} = 0,5$ min in Analogie zu den in [FISCH] durchgeführten kraftgesteuerten LCF-Versuchen am Werkstoff 30CrMoNiV5-11 eine deutliche Reduzierung der ertragbaren Bruchlastspielzahl mit zunehmender Zykluszeit auf, Bild 3.12. Zusätzlich sind in Bild 3.12 sind Zeitstandversuche normiert auf die Zykluszeiten der LCF-Versuche eingetragen.

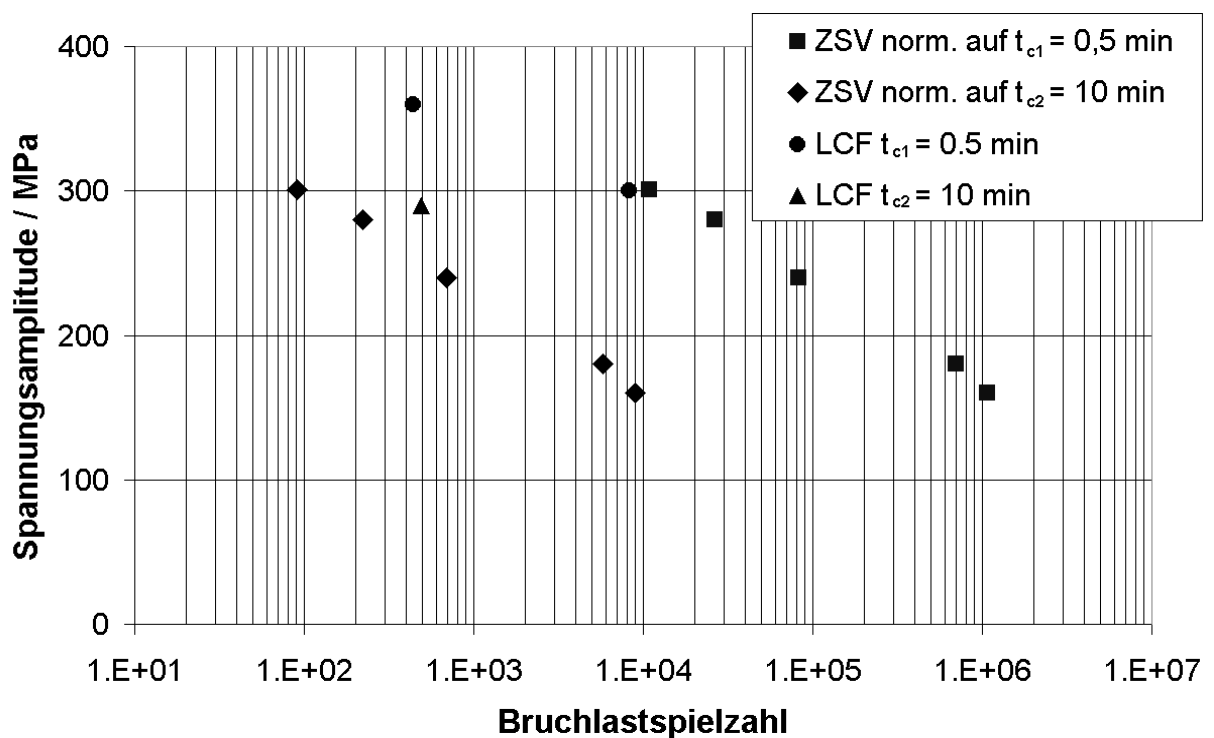


Bild 3.12: Spannungsamplitude über Bruchlastspielzahl, einachsige spannungsgesteuerte LCF-Versuche

Aus der Auftragung der Spannungsamplituden der LCF-Versuche und Zeitstandversuche über der Bruchzeit ist zu erkennen, dass die Bruchzeiten der LCF-Versuche mit Zykluszeiten von 0,5 min bis 10 min etwas unter den Versagenszeiten der Zeitstandversuche liegen, Bild 3.13.

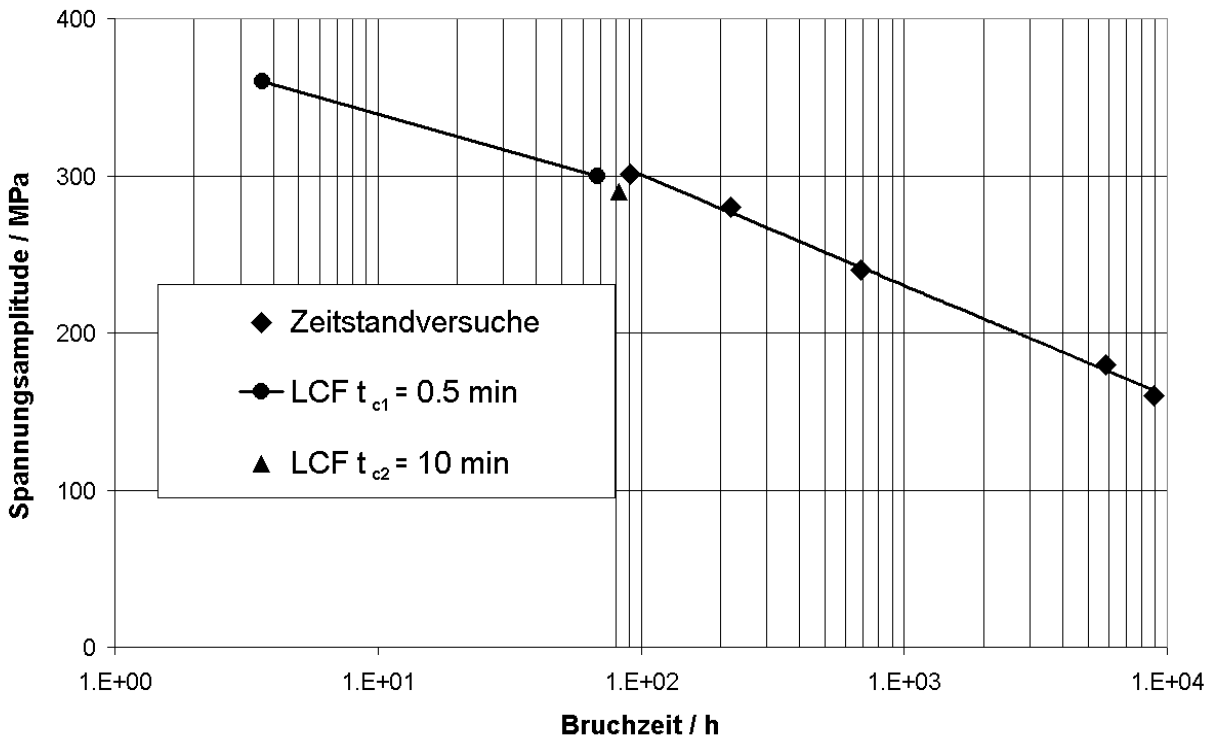


Bild 3.13: Spannungsamplitude über Bruchzeit, einachsige spannungsgesteuerte LCF-Versuche

3.3.3 Mehrachsige Kriechermüdungsversuche

Für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit fünf ergänzende Kriechermüdungsversuche durchgeführt, Tabelle 3.4. Gegenüber den Versuchen in [FISCH] wurden die Proben niedrigeren und somit betriebsnäheren Beanspruchungen unterworfen. In Bild 3.14 sind die Dehnungen für den mehrachsigen Kriechermüdungsversuch an Probe E1S14 dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden bei allen Versuchen mit erreichten Laufzeiten oberhalb von 1000 h die Dehnungswerte der Lastwechsel herausgefiltert. Die Entwicklung der Dehnung verläuft in Richtung des deviatorischen Spannungszustands, für den beim Versuch an Probe E1S14 die Umfangskomponente während der Haltephasen verschwindet. Die gewählte Mehrachsigkeit der Beanspruchung am Außenrand der Probe beträgt für die Haltephasen $q_{\min} = 1/\sqrt{3} \cdot \sigma_{\text{Mises}} / \sigma_{\text{Hydro}} = 1,03$. Die maximale Mises Spannung der Haltephasen bzw. Lastwechsel beträgt für den Kriechermüdungsversuch an Probe E1S14 $\sigma_{\text{Mises,stat}} = 190 \text{ MPa}$ bzw. $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 270 / 297 \text{ MPa}$.

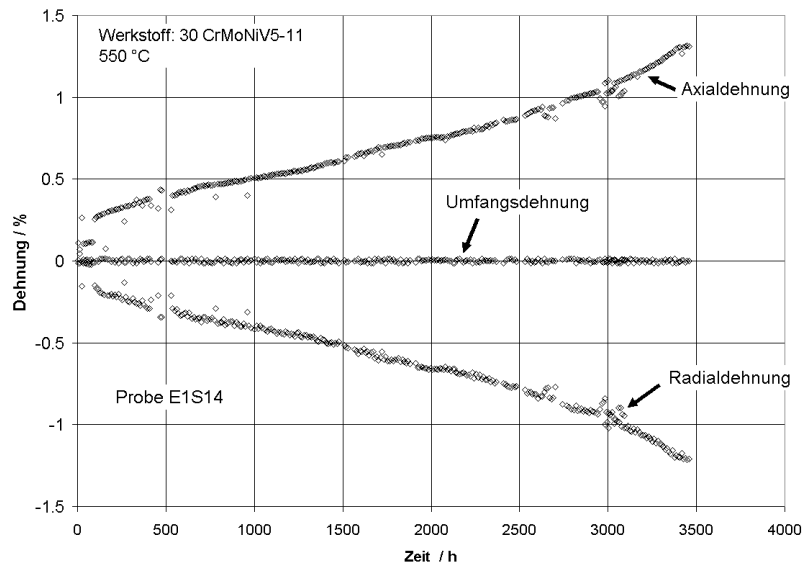


Bild 3.14: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe E1S14

Der Vergleich der Entwicklung der Vergleichsdehnung mit dem im einachsigen Zeitstandversuch bestimmten Dehnungsverlauf zeigt, dass beim mehrachsigen Kriechermüdungsversuch an Probe E1S14 die Dehnrates während der Haltephasen größer ist und tertiäres Kriechen früher eintritt, [Bild 3.15](#). Diese Beobachtungen führen zu dem Schluss, dass Lastwechsel eine Verringerung der Kriechfestigkeit bewirken [MURA].

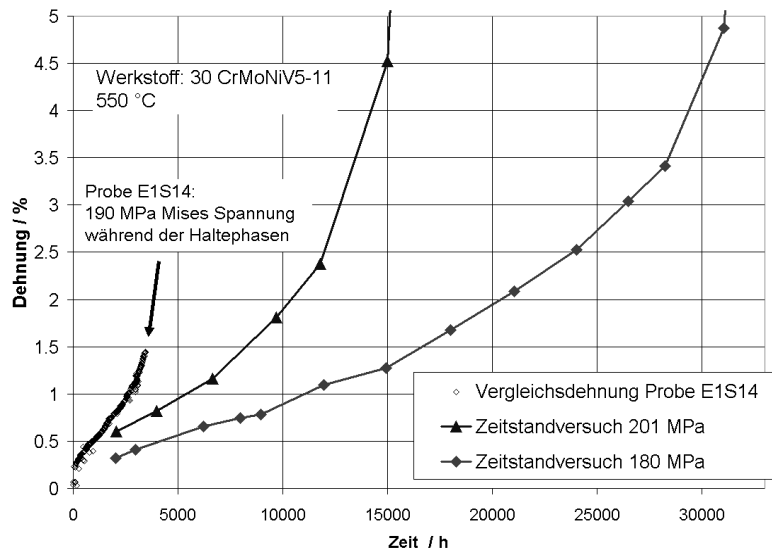


Bild 3.15: Gegenüberstellung der Vergleichsdehnungen für Zeitstand- und Kriechermüdungsbeanspruchung

Bild 3.16 zeigt die Entwicklung der Dehnungen für den mehrachsigen Kriechermüdungsversuch an Probe E1S11 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 171 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 285 / 275 \text{ MPa}$). Für die Haltephasen wurde gegenüber dem Versuch an Probe E1S14 eine abweichende Mehrachsigkeit der Beanspruchung am Außenrand der Probe von $q_{\text{min}} = 0,87$ gewählt, für welche der deviatorische Anteil der Umfangsspannung nicht verschwindet. Aus diesem Grund nimmt die Umfangsspannung während der Haltephasen stetig zu.

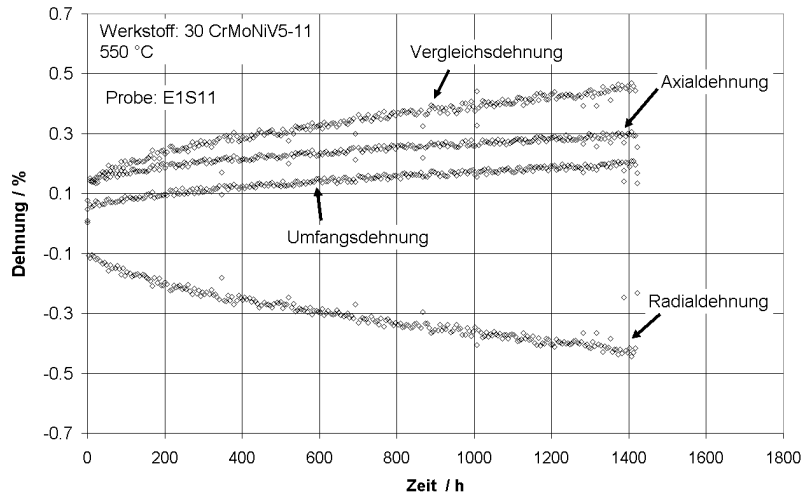


Bild 3.16: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe E1S11

In Bild 3.17 sind die Dehnungen der Haltephasen für den mehrachsigen Kriechermüdungsversuch an Probe C2 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 116 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 140 / 138 \text{ MPa}$) abgebildet.

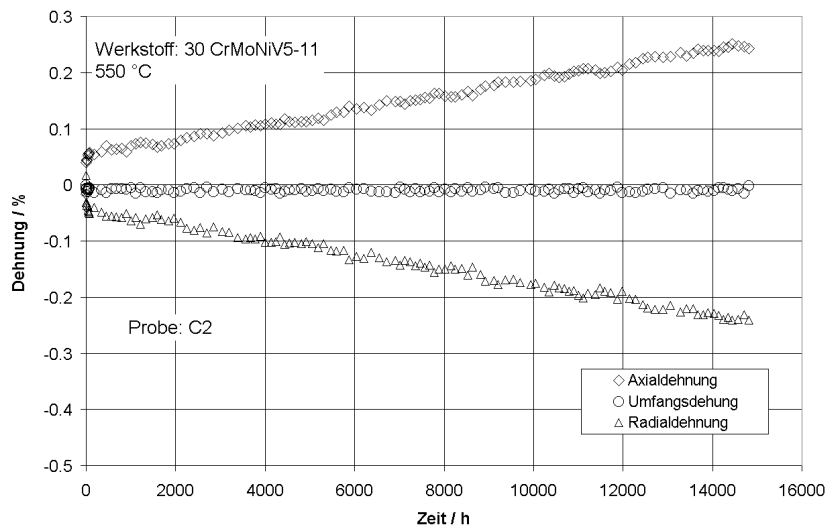


Bild 3.17: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe C2

Analog zu dem Versuch an Probe E1S14 verschwindet der Deviatoranteil der Umfangsspannung. Dadurch tritt kein Kriechen in Umfangsrichtung während der Haltephasen auf, die Kriechdehnung in Axialrichtung nimmt mit jedem Zyklus zu, Bild 3.17.

Die Versuche an den Proben E1S12 und E1S13 versagten nach ca. 500 h bzw. direkt bei der Erstbelastung durch eine Überlastung der Proben infolge fehlerhafter Steuersignale. Diese treten auf, wenn Störsignale z. B. durch Inbetriebnahme weiterer Versuchsapparaturen die Regelgrößen verfälschen.

Für den Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 wurden fünf mehrachsige Kriechermüdungsversuche durchgeführt, Tabelle 3.5. Die Dehnungen der Haltephasen für den Kriechermüdungsversuch an Probe A41 sind in Bild 3.18 wiedergegeben. In Analogie zu Werkstoff 30CrMoNiV5-11 tritt für die während der Lastwechsel hohe Beanspruchungsamplitude von ca. 340 MPa ein ausgeprägtes Ratchetingverhalten mit einer fortwährenden Zunahme der Mitteldehnung ε_m wie auch der Dehnschwingbreite mit größer werdender Zahl von Lastwechseln auf. Der Deviatoranteil der Umfangsspannung verschwindet näherungsweise. Die Kriechgeschwindigkeit steigt nach jedem Lastwechsel an. Die Beanspruchung während der Haltephasen beträgt ca. 177 MPa, welches einer Ziellaufzeit bei reiner Zeitstandbeanspruchung von ca. 6000 h entspricht. Das Versagen tritt infolge der schädigenden Wirkung der Lastwechsel bereits nach 242 h auf.

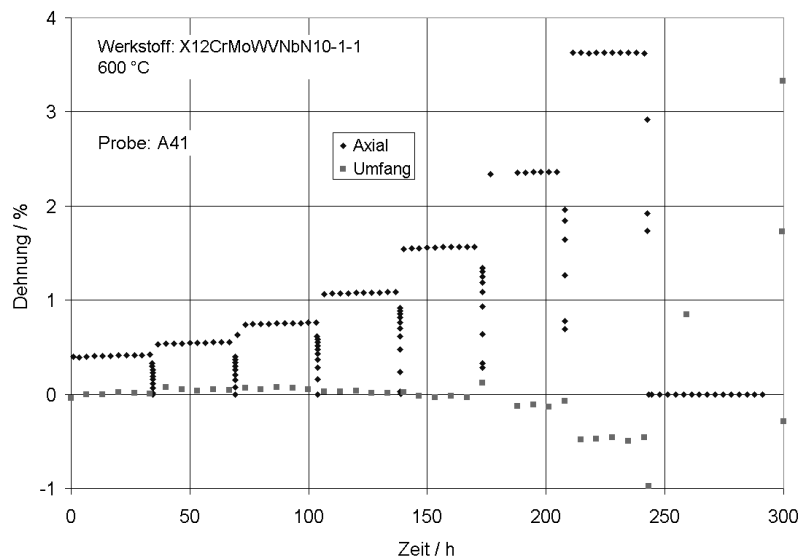


Bild 3.18: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe A41

Bild 3.19 zeigt die Entwicklung der Dehnungen für den Versuch an Probe A43 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 175 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 280 / 277 \text{ MPa}$). Die Beanspruchung der Haltezeiten ist unverändert für ca. 35000 h ausgelegt, wobei die Amplituden der Lastwechsel reduziert wurden. Die Auswertung der Dehnungsverläufe zeigt, dass auch für die reduzierte Lastamplitude von ca. 280 MPa Ratcheting auftritt, jedoch ist die Zunahme der Mitteldehnung nicht so ausgeprägt wie bei dem Versuch an Probe A41. Die Kriechgeschwindigkeit in den Haltephasen steigt nach jedem Lastwechsel an.

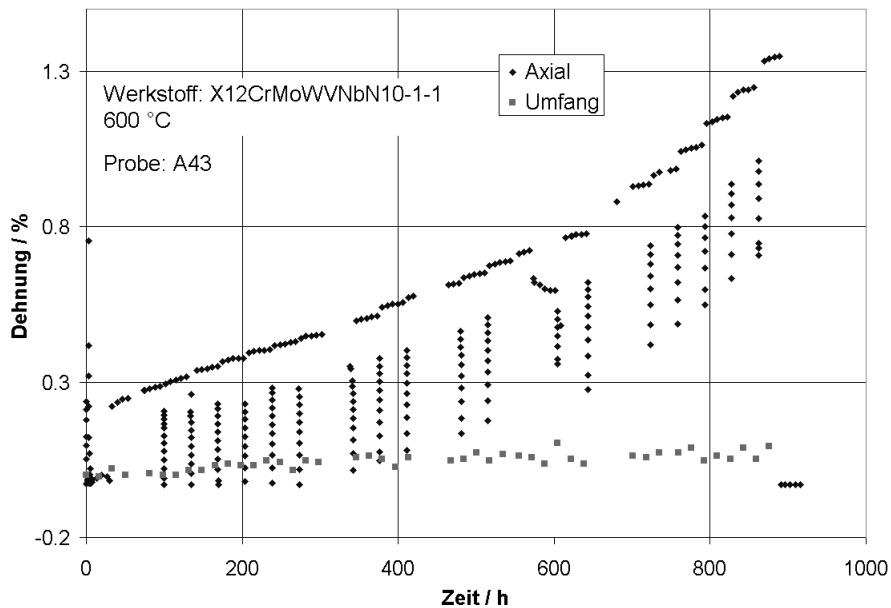


Bild 3.19: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe A43

Zur Gewährleistung längerer Versuchszeiten wurden die Beanspruchungsamplituden während der Lastwechsel nochmals verringert. Die Beanspruchung während der Haltephasen wurde von 175 MPa auf 130 MPa reduziert. Bild 3.20 zeigt die Entwicklung der Dehnungen für den Versuch an Probe 11A63 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 130 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 173 / 164 \text{ MPa}$). Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurden die Dehnungen der Lastwechsel bei der Darstellung in Bild 3.20 herausgefiltert. Dieses ist zulässig, da kein Ratcheting für die reduzierten Lastamplituden zu erkennen war. Um Aussagen hinsichtlich des Einflusses der Lastwechsel treffen zu können, wurde die bleibende Vergleichsdehnung dem einachsigen Kriechverhalten gegenübergestellt, Bild 3.21. Die dem einachsigen Kriechverhalten zugrunde gelegte Spannung entspricht der Mises Spannung der Haltephasen und beträgt 130 MPa. Das einachsige Kriechverhalten wird mit einem Stoffgesetz wiedergegeben, welches das Kriechverhalten inklusive dem tertiären Bereich für alle Spannungen gut beschreibt. Das verwendete Stoffgesetz wird im Rahmen der analytischen Arbeit behandelt,

Kapitel 4. Es ist zu erkennen, dass für den mehrachsigen Kriechermüdungsversuch die Dehngeschwindigkeit der Haltephasen größer ist als bei einachsiger Zeitstandbeanspruchung. In [SCHEM2] konnte für mehrachsige Zeitstandversuche an Hohlzylinderproben der sekundäre Kriechbereich gut unter Verwendung der Mises Spannung beschrieben werden. Da die Dehngeschwindigkeit der Haltephasen beim Kriechermüdungsversuch an Probe 11A63 höher ist als unter einachsiger und mehrachsiger Zeitstandbeanspruchung ohne zyklische Lastwechsel, kann abgeleitet werden, dass durch die Lastwechsel die Zeitstandfestigkeit des Werkstoffs herabgesetzt wird, was zu einer höheren Dehngeschwindigkeit führt.

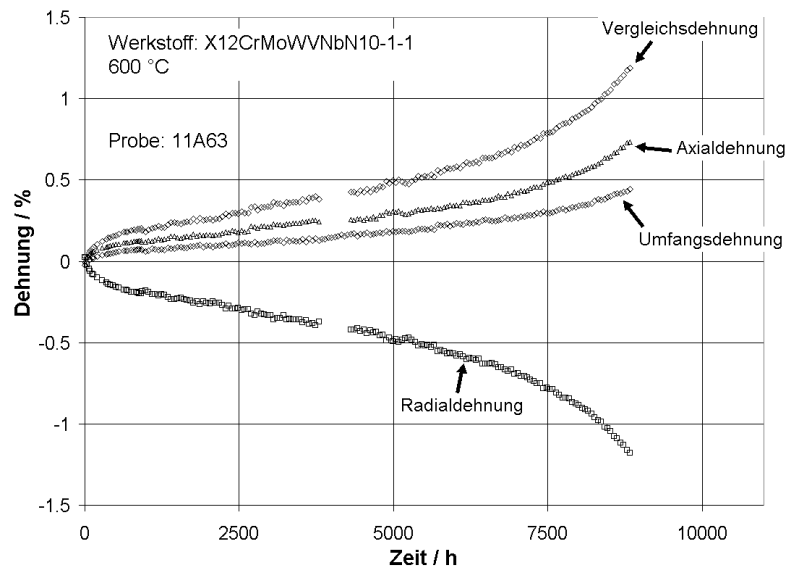


Bild 3.20: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe 11A63

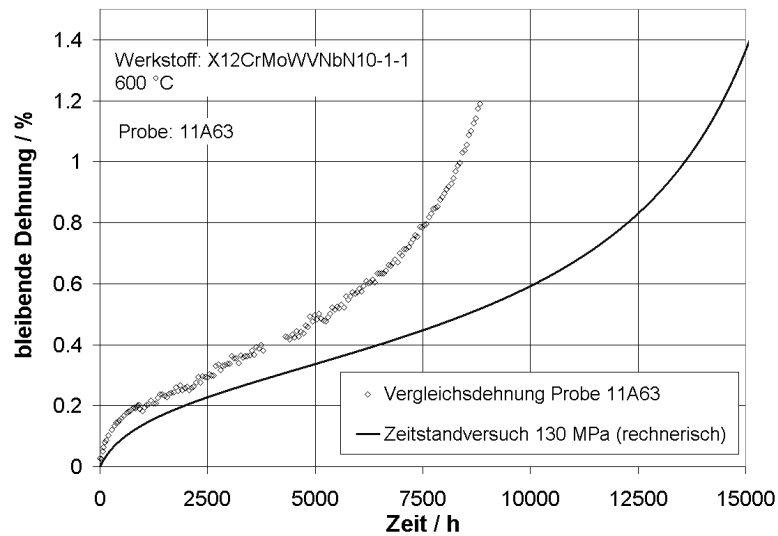


Bild 3.21: Gegenüberstellung der Vergleichsdehnungen für reine Zeitstand- und Kriechermüdungsbeanspruchung

In Bild 3.22 und Bild 3.23 sind die Dehnungen der Haltephasen für die mehrachsigen Kriechermüdungsversuche an den Proben 10A33 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 155 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 220 / 196 \text{ MPa}$) und 10A41 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 155 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 220 / 212 \text{ MPa}$) dargestellt. Die Versuche unterscheiden sich in der Mehrachsigkeit der Beanspruchung während der Haltephasen. Beide Versuche lassen kein Ratchetingverhalten erkennen. Während der Haltephasen ist die Entwicklung der Vergleichsdehnung der beiden Versuchen äquivalent. Die Unterschiede in der Entwicklung der Axial- und Umfangsdehnung resultieren aus den abweichenden Mehrachsigkeitsverhältnissen und dem damit verbundenen Spannungszustand. Für den Versuch an Probe 10A33 sind die Deviatoranteile der Axial- und Umfangsspannung näherungsweise gleich groß, während für den Versuch an Probe 10A41 die Umfangsspannung verschwindet.

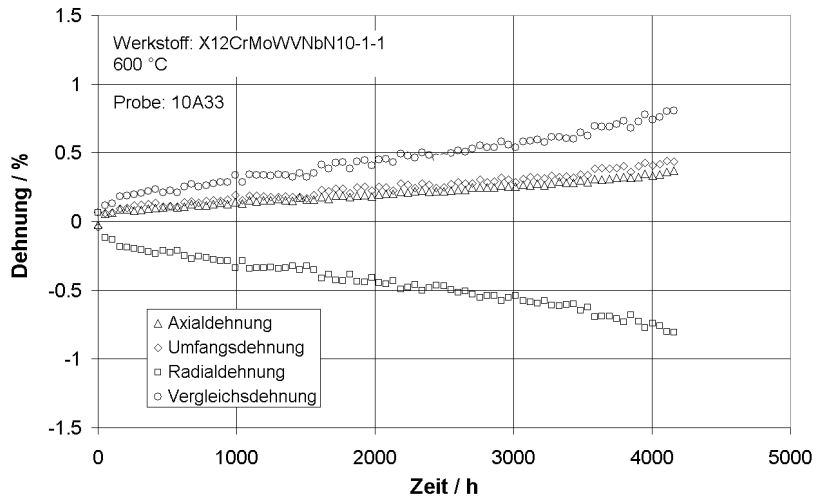


Bild 3.22: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe 10A33

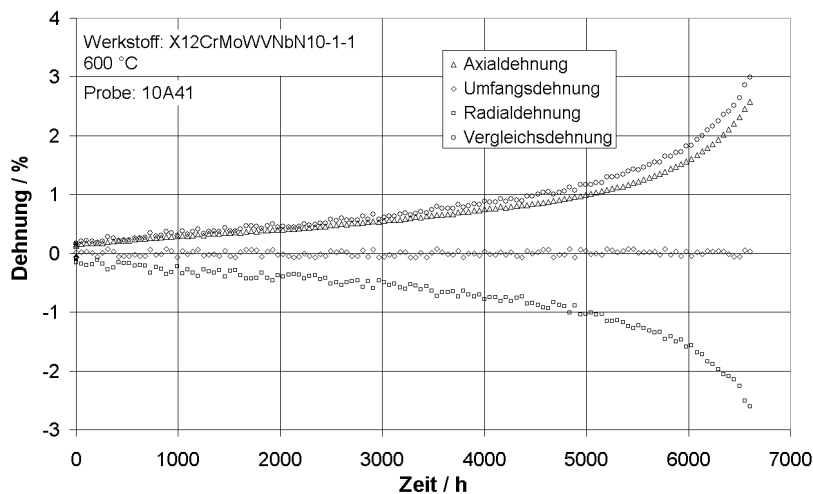


Bild 3.23: Entwicklung der Dehnungen über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe 10A41

4 Analytische Arbeiten

Ziel der numerischen Untersuchungen ist es, die Vorgänge der Spannungsumlagerung infolge der Lastumkehr bei An- und Abfahrten zu simulieren und ihre Auswirkungen auf das Spannungsniveau während der anschließenden Phase statischer Beanspruchung zu ermitteln. Die Beschreibung des Werkstoffverhaltens unter dieser Kriechermüdungsbeanspruchung erfordert den Einsatz fortgeschrittener Werkstoffgesetze, welche die Wechselwirkung zwischen Kriechen und Ermüden erfassen können. Ein solches Modell, das elastische-viskoplastische Werkstoffmodell nach Chaboche-Nouailhas [NOUA], wurde bereits in Kapitel 2 vorgestellt und in [FISCH, ISSL, XU] angewendet. Das Modell unterscheidet nicht explizit zwischen zeitunabhängigen Plastifizierungsvorgängen, die infolge von Laständerungen auftreten und solchen, die durch zeitabhängiges viskoses Werkstoffverhalten (Kriechen, Relaxation) hervorgerufen werden, sondern beschreibt diese beiden Beiträge zur bleibenden (inelastischen) Verformung mit einer übergeordneten Formulierung. Zur besseren Abbildung des Werkstoffverhaltens wurde dieses Werkstoffmodell im Rahmen der vorliegenden Arbeit in mehreren Bereichen verfeinert und in den FE Code ABAQUS [HIBB] implementiert. Die vorgenommenen Modellverfeinerungen sind:

- Die Verwendung von zwei inelastischen Dehnraten, eine für vorwiegend hohe und eine für vorwiegend niedrige Beanspruchungen
- Verwendung von kinematischen Verfestigungsvariablen nach Ohno-Wang [OHNO1, OHNO2, OHNO3, NKA] zur besseren Abbildung des Ratcheting-verhaltens
- Einführung von Schädigungsparametern, die neben der Zustandsbeschreibung des Werkstoffs auch eine Beschreibung des tertiären Kriechens ermöglichen
- nichtlineare Überlagerung von Schädigungsanteilen aus Kriechen und Ermüden

Bei der Modifizierung des ursprünglichen Modells wurden die Spezifika der untersuchten Werkstoffe besonders berücksichtigt. Insbesondere das bei diesen Werkstoffen auftretende entfestigende Verhalten bei Ermüdungsbeanspruchung erforderte spezielle Berücksichtigung im Werkstoffmodell, da das ursprünglich von Chaboche [CHAB1] vorgeschlagene Modell im Wesentlichen für den verfestigenden austenitischen Werkstoff konzipiert war.

Das ertüchtigte Werkstoffmodell wurde in den FE-Code ABAQUS in Form einer UMAT Subroutine implementiert. Für jedes Zeitinkrement einer FE-Simulation übergibt das Hauptprogramm ABAQUS sukzessiv für alle Integrationspunkte des FE-Modells die Spannungen, Dehnungen und Zustandsvariablen (kinematische und isotrope Ver- bzw. Entfestigung sowie Schädigungsgrößen) für den Beginn des Zeitinkrements an die Subroutine UMAT. Darüber hinaus werden die Zeitschrittweite und die Gesamtdehnungsänderungen von ABAQUS vorgegeben. Die UMAT berechnet in Abhängigkeit des aktuellen Spannungszustands und der Zustandsvariablen die Aufteilung der vorgegebenen Gesamtdehnungsänderung in inelastische und elastische Anteile. Anschließend werden die elastischen und inelastischen Dehnungen, die Spannungen und die Zustandsvariablen am Ende des Zeitinkrements Δt ($t_{i+1} = t_i + \Delta t$) ermittelt. Die berechneten Größen am Ende des Zeitinkrements werden an das Hauptprogramm ABAQUS übergeben. Für zu große inelastische Dehnungsänderungen ($|\varepsilon_{in}| > 0,25 \cdot |\varepsilon_{el}|$) werden die Zeitschrittweite und die Gesamtdehnungen des Zeitinkrements reduziert. ABAQUS verwendet die für alle Integrationspunkte sukzessiv berechneten Werte am Ende des Zeitinkrements als Anfangsgrößen für den nächsten Zeitschritt.

Die konstitutiven Gleichungen des verfeinerten, in der vorliegenden Arbeit verwendeten Modells sind in Tabelle 4.1 angegeben. Das Modell enthält zwei Fließbedingungen. Da das Kriechen bei niedriger Beanspruchung vorwiegend diffusionsgesteuert abläuft, während bei hoher Last Versetzungskriechen dominiert, ist eine Aufteilung der inelastischen Dehngeschwindigkeit auf zwei Dehnraten in Verbindung mit zwei Fließbedingungen auch aus physikalischer Sicht sinnvoll. Das Modell ermöglicht eine umfassende Beschreibung des Werkstoffverhaltens sowohl unter reiner Kriech- und reiner Ermüdungs- als auch unter Kriechermüdungsbeanspruchung.

Bedeutung	Berechnungsformel
viskoplastisches Potential	$\Omega_p = \sum_{i=1}^2 \frac{K_i}{(n_i + 1)} \exp\left(\left\langle \sigma_{vis,i} / K_i \right\rangle^{n_i+1}\right)$
Fließgrenzflächen	$f_1 = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1) - R - k - \sigma_{vis1} = 0; f_2 = J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2) - \sigma_{vis2} = 0$ <p>mit</p> $J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_1) = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1) : (\bar{\sigma}' - \bar{X}'_1)}$ $J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2) = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2) : (\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2)}$
inelastische Dehnrates 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 Dehnrates für vorwiegend niedrige Beanspruchung	$\dot{\bar{\epsilon}}_{in2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{1 - D_c} \cdot \left\langle \frac{\sigma_{vis2}}{K_2 \cdot (1 - D_c)} \right\rangle^{n_2} \cdot \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2)} = \frac{3}{2} \dot{p}_2 \frac{\bar{\sigma}' - \bar{X}'_2}{J_2(\bar{\sigma} - \bar{X}_2)}$
akkumulierte inelastische Dehnungen	$\dot{p}_k = \sqrt{\frac{2}{3} \bar{\dot{\epsilon}}_{ink} : \bar{\dot{\epsilon}}_{ink}} \quad \dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \sum_{k=1}^2 \bar{\dot{\epsilon}}_{ink} : \sum_{k=1}^2 \bar{\dot{\epsilon}}_{ink}}; k=1,2$
kinematische Variable für vorwiegend hohe Beanspruchung (Ohno-Wang)	$\dot{\bar{X}}_{1i} = \frac{2}{3} c_{1i} a_{1i} \bar{\dot{\epsilon}}_{in1} (1 - D_f) - c_{1i} \left(\left \bar{X}_{1i} \right / a_{1i} \right)^{m_{1i}} \bar{X}_{1i} \dot{p}_1 - \beta_{1i} \left(\frac{3}{2} \bar{X}_{1i} : \bar{X}_{1i} \right)^{\frac{r_{1i}-1}{2}} \bar{X}_{1i}$ <p>mit</p> $\bar{X}_1 = \sum_{i=1}^6 \bar{X}_{1i}$
kinematische Variable für vorwiegend niedrige Beanspruchung (Ohno-Wang)	$\dot{\bar{X}}_{2i} = \frac{2}{3} c_{2i} a_{2i} \bar{\dot{\epsilon}}_{in2} (1 - D_c) - c_{2i} \left(\left \bar{X}_{2i} \right / a_{2i} \right)^{m_{2i}} \bar{X}_{2i} \dot{p}_2 - \beta_{2i} \left(\frac{3}{2} \bar{X}_{2i} : \bar{X}_{2i} \right)^{\frac{r_{2i}-1}{2}} \bar{X}_{2i}$ <p>mit</p> $\bar{X}_2 = \sum_{i=1}^3 \bar{X}_{2i}$
isotrope Variable	$\dot{R} = b(Q - R) \dot{p}_1 (1 - D_f) + \gamma Q_r - R ^{m-1} (Q_r - R)$

Tabelle 4.1: Verwendetes verfeinertes elastisch-viskoplastisches Stoffgesetz

Auf die Modellierung der Entwicklung der Schädigungsparameter für Kriechen D_c und Ermüden D_f sowie auf deren Interaktionen wird separat im Rahmen der Anpassungsprozedur eingegangen.

4.1 Bestimmung der Modellparameter

Die wichtigste Aufgabe für den Anwender elastisch-viskoplastischer Stoffgesetze besteht in der möglichst optimalen Bestimmung der Modellparameter. Diese stellt aus mehreren Gründen eine anspruchsvolle Aufgabe dar:

- große Anzahl zu optimierender Parameter,
- gegenseitige Beeinflussung der Parameter,
- Schwierigkeit der Angabe einer mathematischen Gleichung zur Identifizierung eines optimalen Parametersatzes,
- numerische Probleme mit Berechnungsansätzen, die aufgrund ihrer Struktur sehr empfindlich gegenüber kleinen Änderungen der Modellparameter sind (Modellstabilität und Sensitivität).

Die Bestimmung der Modellparameter für das ertüchtigte Werkstoffmodell erfolgt zunächst durch sukzessive Anpassung von Parametergruppen an experimentelle Ergebnisse, die unter einachsiger Spannung bestimmt werden. Da sich nahezu alle Werkstoffparameter gegenseitig beeinflussen, ist zunächst keine Aussage über die Wirkung ihrer Interaktion möglich. Zur Identifizierung eines geeigneten Parametersatzes, der die Wechselwirkungen der Parameter berücksichtigt, ist eine abschließende Gesamtoptimierung der Modellparameter notwendig, wobei der sukzessiv bestimmte Parametersatz den Startentwurf darstellt.

Zur systematischen Bestimmung der Modellparameter sind prinzipiell die folgenden Teilschritte auszuführen:

- Sukzessive Bestimmung der Parameter unter vereinfachten Annahmen und ohne Berücksichtigung von Schädigungseinflüssen (physikalische Anpassung)
- Durchführung einer Optimierungsprozedur, die einen optimalen Modellparametersatz identifiziert
- Bestimmung von Parametern zur Beschreibung der Kriech- und Ermüdungsschädigung
- Überprüfung, ob der optimierte Modellparametersatz physikalisch sinnvoll ist

Eine Gliederung der zu bestimmenden Modellparameter ist – zunächst ohne Berücksichtigung der Schädigungsmodellierung – in Tabelle 4.2 angegeben.

Modellparameter	Werkstoffverhalten	Verformungsverhalten
E, μ	elastisches Verhalten	Elastizität
a_{ij}, c_{ij}, m_{ij}	kinematische Verfestigung	Plastizität
β_{ij}, r_{ij}	kinematische Verfestigung (Erholung)	
b, Q	isotrope Entfestigung	
γ, m	isotrope Entfestigung (Erholung)	
n_i, K_i, k	viskoplastisches Werkstoffverhalten	

Tabelle 4.2: Gliederung der Modellparameter

Physikalische Bestimmung der Modellparameter

Für die sukzessive Parameterbestimmung werden physikalisch begründete Vereinfachungen getroffen. Damit lässt sich eine teilweise Entkopplung der konstitutiven Werkstoffbeschreibungen erreichen.

Beispielsweise wird postuliert, dass sich die kinematische Verfestigung X_1 deutlich schneller entwickelt als die isotrope Entfestigung R. Diese Annahme wird im Experiment im dehnungsgesteuerten Ermüdungsversuch beobachtet. Während die kinematische Verfestigung bereits bei der Erstbelastung auftritt, verändert sich die Spannungsamplitude deutlich langsamer erst mit fortschreitender Lastspielzahl. Die Parameter der kinematischen Verfestigung X_1 können aus der statischen Fließkurve bestimmt werden. Hierzu wird der folgende Ansatz verwendet:

$$\sigma = k^* + X_1 \quad (4.1)$$

Dabei kennzeichnet k^* die Grenze des elastischen Bereichs. Die kinematische Verfestigung für hohe Beanspruchungen X_1 wird über der bleibenden Verformung aufgetragen. Der Parameter X_1 wird durch sechs kinematische Variablen X_{1i} nach Gleichung (4.2) nachgebildet, Bild 4.1.

$$\dot{X}_{1,i} = c_{1i} a_{1i} \dot{\varepsilon} - c_{2i} \left(\frac{|X_{1i}|}{a_{1i}} \right)^m \bar{X}_{1i} \dot{p}_1 \quad X_1 = \sum_{i=1}^6 X_{1i} \quad (4.2)$$

In Bild 4.1 ist die physikalische Ermittlung der Parameter zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung dargestellt.

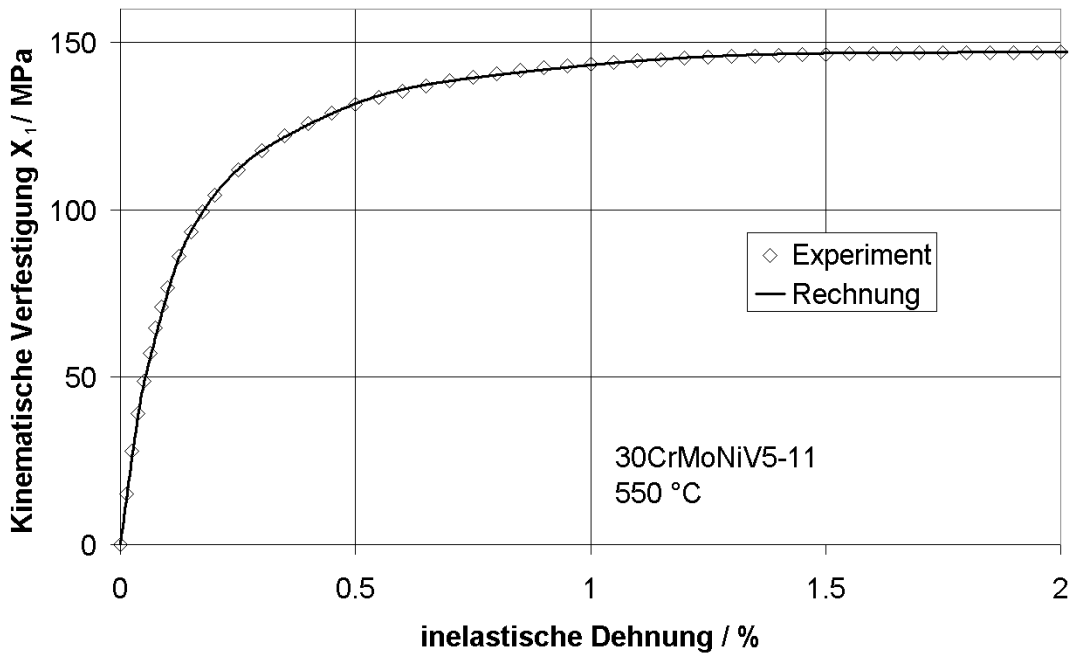


Bild 4.1: Physikalische Anpassung der kinematischen Verfestigung

Die isotrope Variable R wird zur Modellierung der zyklischen Entfestigung verwendet. Dabei strebt R gegen den Grenzwert Q, welcher der Differenz zwischen statischer und zyklischer Fließkurve entspricht. Die Integration der Entwicklungsgleichung der isotropen Variable R liefert die folgende Bestimmungsgleichung (n = Lastspielzahl):

$$\frac{\sigma_{\max}(n) - \sigma_{\max}(n=1)}{\sigma_{\max}(\text{stabil.}) - \sigma_{\max}(n=1)} \approx \frac{R}{Q} = 1 - e^{-bp_1} \quad (4.3)$$

Für die akkumulierte inelastische Dehnung wird der folgende Näherungsansatz verwendet:

$$p = 2n \Delta \epsilon_{in} \quad (4.4)$$

In **Bild 4.2** ist die physikalische Bestimmung der Parameter zur Beschreibung der isotropen Entfestigung dargestellt.

Die Bestimmung des Exponenten b ist physikalisch betrachtet eine Anpassung der isotropen Entfestigung an das werkstoffspezifische Verhalten in Abhängigkeit der akkumulierten inelastischen Dehnung p_1 . Mit zunehmender Zyklenzahl erhöht sich die akkumulierte inelastische Dehnung, die Spannungsamplitude wird reduziert.

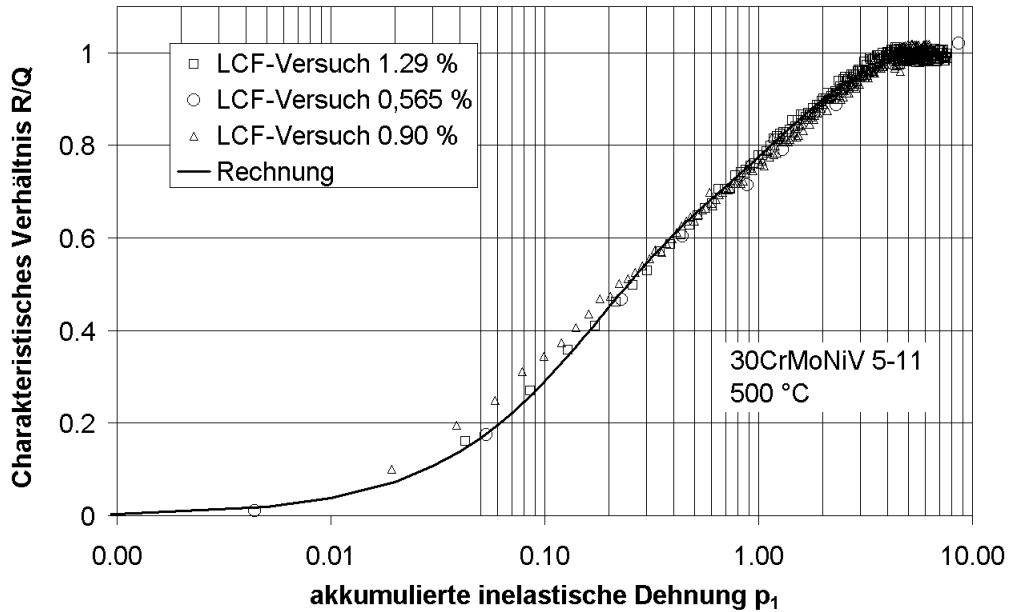


Bild 4.2: Physikalische Bestimmung des Exponenten b

Die Ermittlung der Parameter n_1 und K_1 der Viskospannung σ_{vis1} erfolgt anhand von Zugversuchen mit unterschiedlichen Abzugsgeschwindigkeiten (Dehnungsgeschwindigkeiten), **Bild 4.3**. Dadurch wird der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit berücksichtigt.

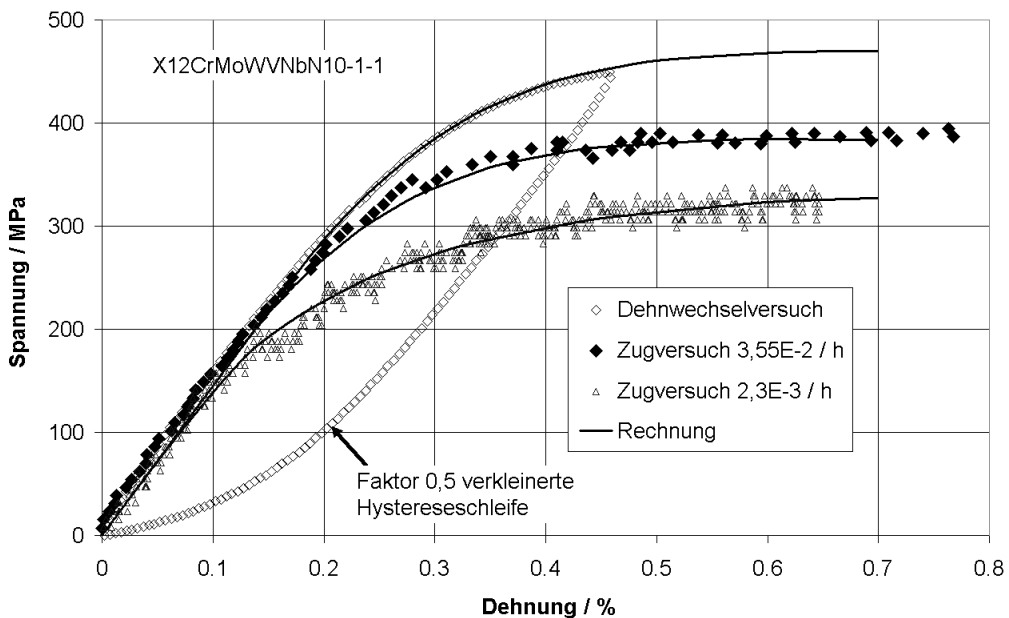


Bild 4.3: Physikalische Anpassung der Parameter K_1 und n_1

Die bereits ermittelten Parameter sind zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei hohen Beanspruchungen gut geeignet. Um in erster Linie das Kriechverhalten bei

niedrigen Beanspruchungen richtig wiedergeben zu können, wird eine zweite inelastische Dehnrage eingeführt. Die Viskospannung σ_{vis2} wird durch die Parameter n_2 und K_2 festgelegt und beschreibt vorwiegend das Kriechverhalten im Sekundärbereich für niedrige Beanspruchungen. Mit der kinematischen Verfestigung X_2 (Parameter a_{2i} , c_{2i} , m_{2i} , β_{2i} , r_{2i}) wird der primäre Kriechbereich modelliert. Die Güte der Anpassung der Parameter wird aus Bild 4.4 ersichtlich.

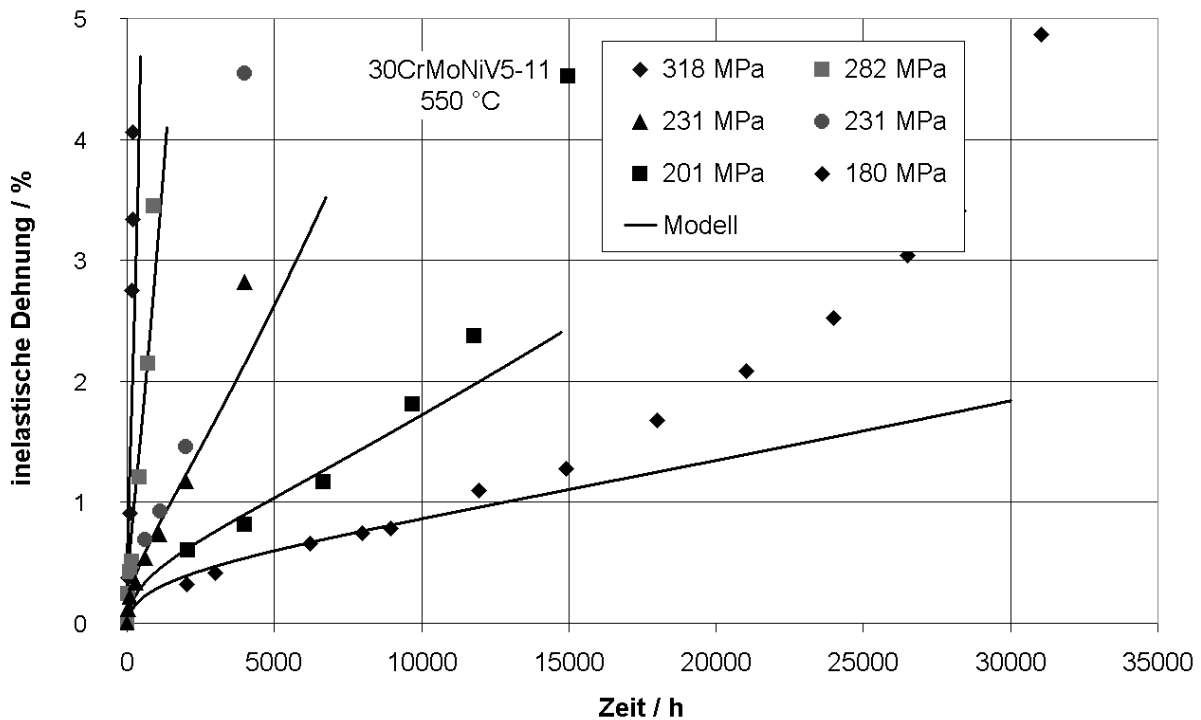


Bild 4.4: Physikalische Anpassung der kinematischen Verfestigung X_2 und der Viskospannung σ_{vis2}

Optimierung der Modellparameter

Zur Optimierung der physikalisch bestimmten Parameter wurden Optimierungswerkzeuge in Form von Fortran-Programmen und Microsoft-Excel-Dateien erstellt, mit denen durch Nachrechnung der Basisversuche unter Variation der Modellparameter ein optimaler Parametersatz identifiziert werden kann. Die ermittelten Modellparameter sind in Tabelle 4.3 angegeben.

Werkstoff	30CrMoNiV5-11	X12CrMoWVNbN10-1-1
Temperatur	550 °C	600 °C
E / MPa	115000	145000
μ	0,33	0,33
a_{11}	3,022E+1	1,065E+1
c_{11}	2,0E+3	1,124E+4
a_{12}	3,584E+1	2,578E+1
c_{12}	7,463E+2	4,0E+3
a_{13}	3,404E+1	2,814E+1
c_{13}	3,509E+2	2,02E+3
a_{14}	2,464E+1	3,225E+1
c_{14}	1,658E+2	1,036E+3
a_{15}	1,41E+1	2,82E+1
c_{15}	1,03E+2	6,039E+2
a_{16}	7,262E0	1,998E1
c_{16}	7,321E+1	3,5E+2
$m_{11} - m_{16}$	5,0E+1	5,0E+1
$\beta_{11} - \beta_{16}$	1,7E-32	2,3E-33
$r_{11} - r_{16}$	3,4E0	4,8E0
b	3,0E0	5,0E-1
Q	-1,02E+2	-8,E+1
γ	0,0E0	0,0E 0
m	1,0E0	1,0E 0
k	120	120
n_1	1,5E+1	8,0E+0
K_1	2,4E+2	1,75E+2
$a_{21} - a_{21}$	4,5E+1	5,0E+1
$c_{21} - c_{21}$	5,0E+2	7,5E+2
$m_{21} - m_{22}$	0,0E0	0,0E0
$\beta_{21} - \beta_{22}$	4,3E-20	5,6E-25
$r_{22} - r_{22}$	1,0E0	1,0E0
n_2	5,0E0	2,0E0
K_2	1,7E+3	$\text{MIN}(7,5E+4; -3,83322E+2 \cdot \sigma_{\text{MISES}} + 1,28485E+5)$

Tabelle 4.3: Modellparameter

Verifizierung des Werkstoffmodells

Mit dem optimierten Parametersatz können die Basisversuche in Form von Zug-, Ermüdungs- und Kriechversuchen gut beschrieben werden. Zur Veranschaulichung sind aus der umfangreichen Datenbasis der Verifizierungsrechnungen nachfolgend einige ausgewählte Ergebnisse den Experimenten gegenübergestellt. In [Bild 4.5](#) sind für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 die Hystereseschleifen des ersten und 36. Zyklus für einen LCF-Versuch mit einer Dehnungsschwingbreite von 2,58% dargestellt.

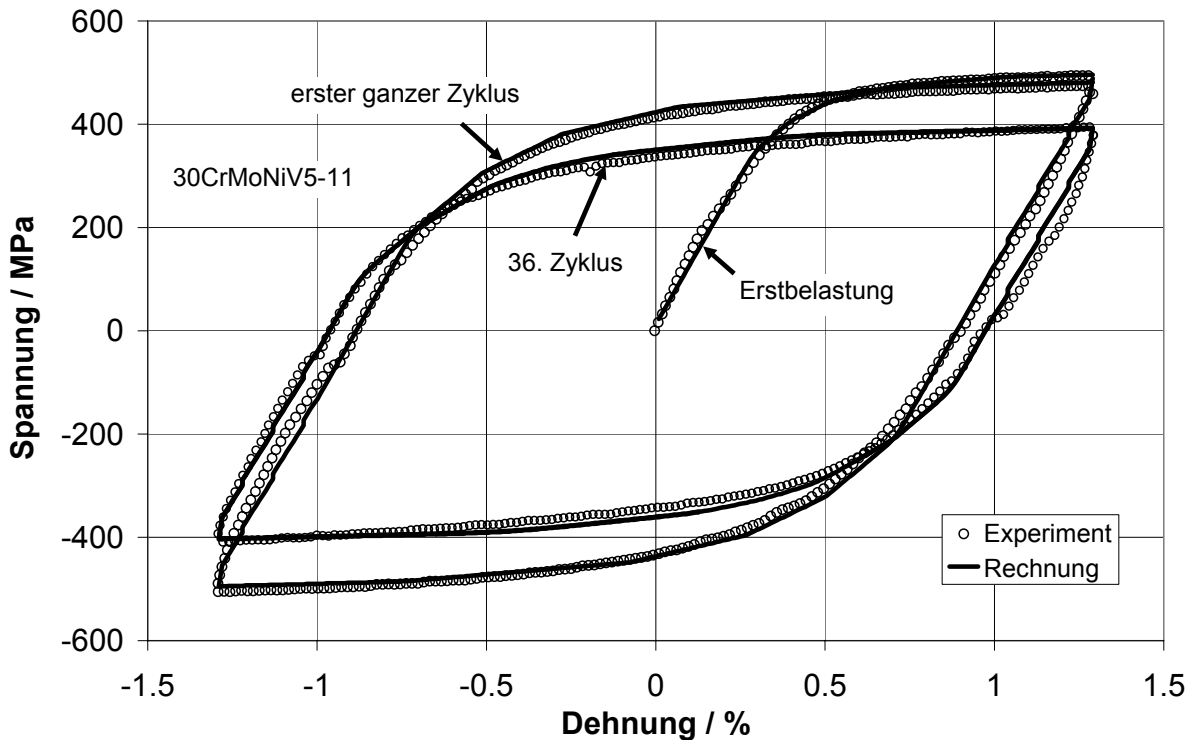


Bild 4.5: Charakteristische Hystereseschleifen

Aus [Bild 4.5](#) ist ersichtlich, dass mit dem optimierten Parametersatz die Hystereseschleifen inklusive der zyklischen Entfestigung gut abgebildet werden können. Der Bauschinger-Effekt wird durch die Modellierung gut wiedergegeben.

In [Bild 4.6](#) ist die Verifizierung des Kriechverhaltens für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 dargestellt. Obwohl der physikalisch bestimmte Parametersatz infolge der Optimierung verändert wurde, kann das Kriechverhalten in guter Qualität beschrieben werden. Die Modellierung des tertiären Kriechens mit einem Schädigungsparameter wird nachfolgend behandelt.

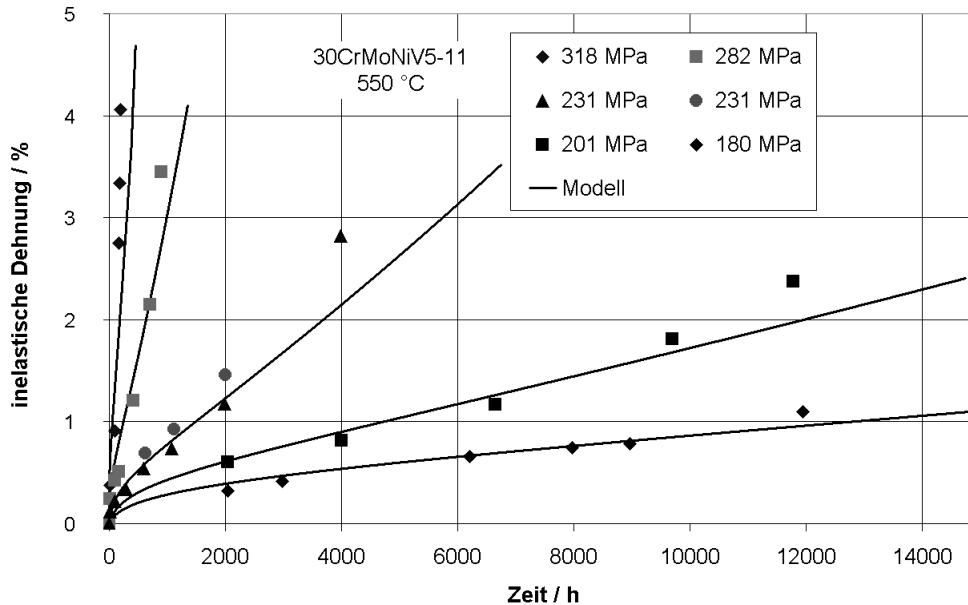


Bild 4.6: Beschreibung des Kriechverhaltens für 30CrMoNiV5-11

Modellierung der Kriechschädigung

Das Werkstoffverhalten im primären und sekundären Kriechbereich kann ohne Schädigungsmodellierung gut beschrieben werden. Zur Abbildung des tertiären Kriechens ist eine additive Formulierung erforderlich. In der Literatur werden verschiedene Ursachen für das beobachtete Kriechverhalten im Tertiärbereich angegeben. Dabei lassen sich drei grundsätzliche Einflussparameter unterscheiden:

- Die Spannungserhöhung infolge Kontraktion (Querschnittsverringering) im Versuch erzeugt eine progressive Entwicklung der Dehnrates bei kraftkontrollierter Versuchsführung
- Verminderung der Zeitstandfestigkeit durch die Bildung und das Wachstum von Poren bzw. Rissen
- Veränderungen in der Mikrostruktur, die eine Entfestigung des Werkstoffs bewirken und die Zeitstandfestigkeit reduzieren

Während die Einflussparameter des erstgenannten Punktes modellseitig automatisch berücksichtigt sind, waren die Einflüsse der beiden letztgenannten Punkte separat zu modellieren. Da die einzelnen wirkenden Mechanismen und ablaufenden Vorgänge in der Mikrostruktur im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht detailliert separiert werden können, wird das tertiäre Kriechverhalten, das den beiden letzten Punkten zugeordnet wird, mit Hilfe eines übergeordneten Kriechschädigungsparameters

modelliert. In Tabelle 4.4 sind die Formulierungen zur Modellierung der Kriechschädigung angegeben. Diese stehen in Wechselwirkung mit dem elastisch-viskoplastischen Werkstoffmodell aus Tabelle 4.1. Dabei hat eine Zunahme der Kriechschädigung D_c eine Erhöhung der inelastischen Dehngeschwindigkeit zur Folge.

Berechnungsformel		
$\dot{\rho}_c = A(\sigma) \cdot p_2^B; \quad D_c = 1 - \exp(-\rho)$ (4.5)		
Parameter	30CrMoNiV5-11	X12CrMoWVNbN10-1-1
Temp.	550 °C	600 °C
A	$\sigma < 209 \text{ MPa}$ $\Rightarrow 0,0000041 \cdot \sigma^{1,47}$ $\sigma \geq 209 \text{ MPa}$ $\Rightarrow 0,000007 \cdot e^{0,0283 \cdot \sigma}$	$\text{MAX}\{f_a; f_b; f_c\}$ $f_a = 0,00000789 \cdot \sigma_{\text{MISES}}^2 - 0,0023 \cdot \sigma_{\text{MISES}} + 0,1805$ $f_b = 0,00243 \cdot \sigma_{\text{MISES}} - 0,4174$ $f_c = 0,0145$
B	1	1

Tabelle 4.4: Formulierungen zur Beschreibung der Kriechschädigung

Für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 ist in Bild 4.7 für einen unter einachsiger Spannung von 180 MPa durchgeführten Zeitstandversuch die Entwicklung der Kriechdehnung und des Kriechschädigungsparameters D_c zusammen mit der experimentell ermittelten Kriechdehnung dargestellt.

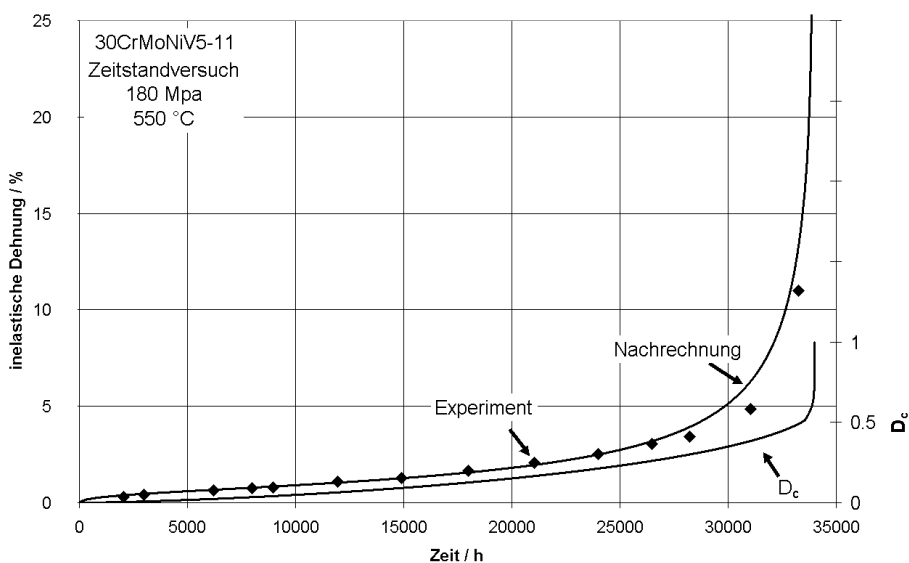


Bild 4.7: Nachrechnung eines Zeitstandversuchs mit 180 MPa Beanspruchung

Der Schädigungsparameter D_c strebt gegen eins, wobei die zweite Dehnrates gegen eine Singularitätsstelle läuft. Bei Annäherung an die Singularitätsstelle $1/(1-D_c)$ steigt der Schädigungsparameter progressiv an.

In Bild 4.8 und Bild 4.9 ist die gesamte Charakterisierung des Kriechverhaltens für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 veranschaulicht. Das Kriechverhalten inklusive dem tertiären Kriechen kann mit den Formulierungen des ertüchtigten Kriechschädigungsparameters D_c gut beschrieben werden.

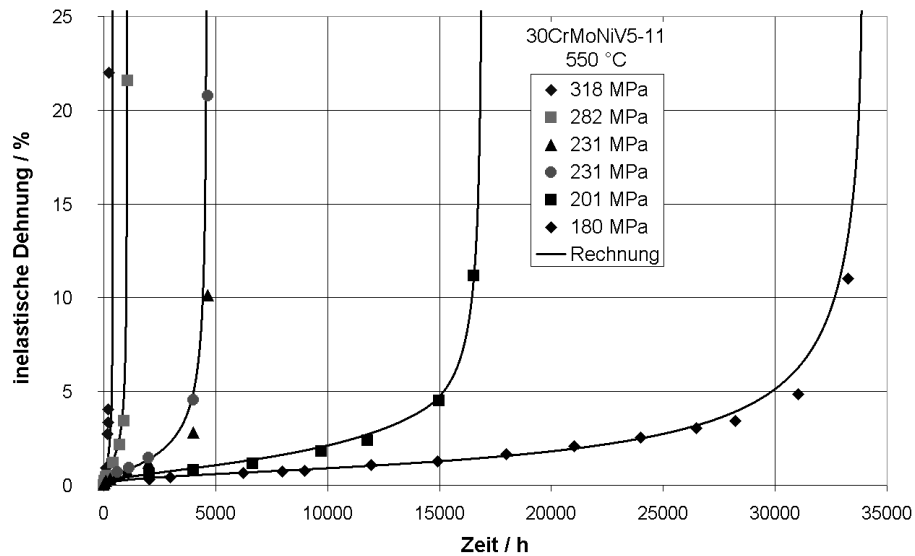


Bild 4.8: Charakterisierung des Kriechverhaltens inklusive tertiärem Kriechen für 30CrMoNiV5-11

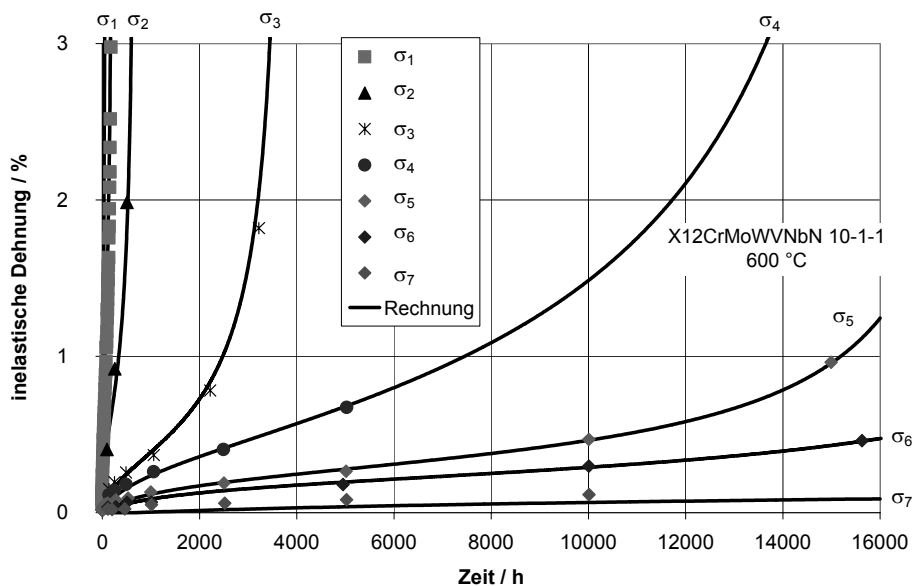


Bild 4.9: Charakterisierung des Kriechverhaltens inklusive tertiärem Kriechen für X12CrMoWVNbN10-1-1

Einfluss mehrachsiger Beanspruchung auf das Kriechverformungsverhalten

Für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 sind Kriechporen erst im tertiären Kriechbereich bei langzeitigen Versuchen mit niedrigem Beanspruchungsniveau zu beobachten [KUS1, SCHEM2]. In [MA11] wird ausgesagt, dass das Kriechverhalten mit der Mises Spannung beschrieben werden kann, sofern keine oder nur vernachlässigbare Porenbildung stattfindet. Diese Aussage wird in [KUS1, SCHEM2] bestätigt, da für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 das primäre und sekundäre Kriechverhalten hinsichtlich der Vergleichsdehnung für einachsige und mehrachsige Beanspruchung im Wesentlichen identisch ist. Deshalb kann das Kriechverhalten für diese Bereiche gut mit auf Basis einachsiger Zeitstandversuche verifizierten Kriechgleichungen unter Verwendung der Mises Spannung beschrieben werden. Demgegenüber ist das tertiäre Kriechverhalten der beiden Werkstoffe (Zeitpunkt der Einleitung des tertiären Kriechens und dessen Verlauf) von der Beanspruchungsart abhängig [KUS1, SCHEM2]. Dabei ist für mehrachsige Beanspruchungen, bei denen die maximale Hauptspannung σ_1 kleiner als die Mises Spannung σ_{Mises} ist (z.B. reine Torsionsbeanspruchung), die Vergleichsspannung nach [CANE] (Gleichung 2.19) besser zur Beschreibung des tertiären Kriechens geeignet als die Mises Spannung, während diese für $\sigma_1 \geq \sigma_{Mises}$ gute Ergebnisse liefert. Die in Turbinenwellen während der Zeitstandbeanspruchung vorliegende Beanspruchung wird im Wesentlichen durch die Fliehkraft bestimmt. Für diese Beanspruchung ist die maximale Hauptspannung größer als die Mises Spannung und liegt zusammen mit der maximalen Mehrachsigkeit h auf der axialen Symmetrieachse. Die Zeitstandbeanspruchung der durchgeführten Kriechermüdungsversuche wird durch die Haltephasen charakterisiert. Die Beanspruchung während dieser Haltephasen erfüllt ebenfalls die Bedingung $\sigma_1 \geq \sigma_{Mises}$. Zur Beschreibung des tertiären Kriechverhaltens der zugrunde liegenden mehrachsigen Kriechermüdungsversuche ist daher die Mises Spannung geeignet.

Versagensverhalten unter Kriechbeanspruchung

Zur Beurteilung des Versagens wird der Verlauf des Kriechschädigungsparameters D_c normiert über der Bruchzeit aufgetragen. Für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 kann ein den Versagenszustand beschreibender Wert für D_c von 0,6 bzw. 1,0 angegeben werden, [Bild 4.10](#) und [Bild 4.11](#). Die Beanspruchungen oberhalb von 282 MPa sind für Kriechbeanspruchung realer Bauteile nicht zulässig und somit von untergeordnetem Interesse.

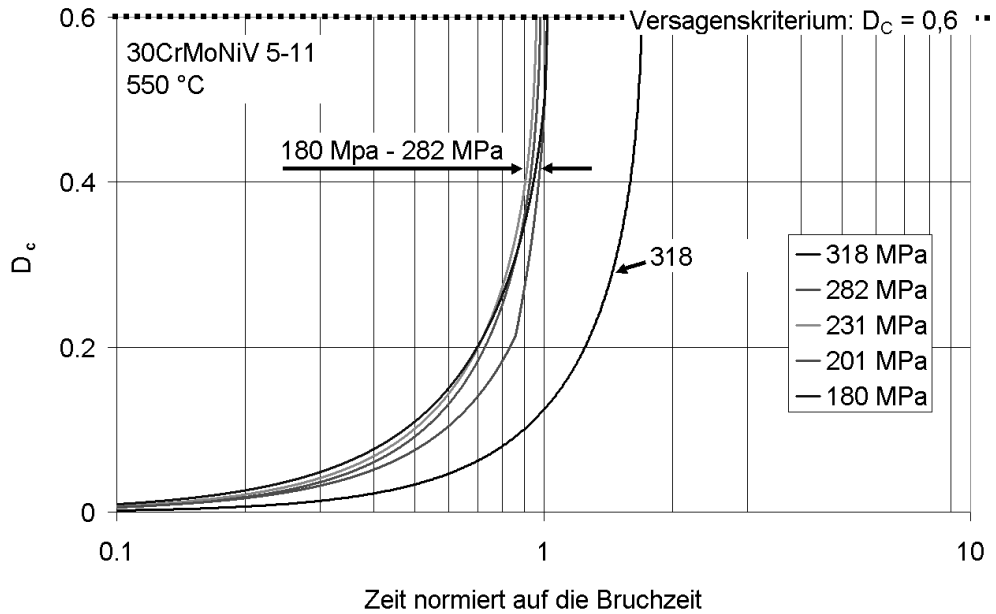


Bild 4.10: Entwicklung des Kriechschädigungsparameters D_c , 30CrMoNiV5-11

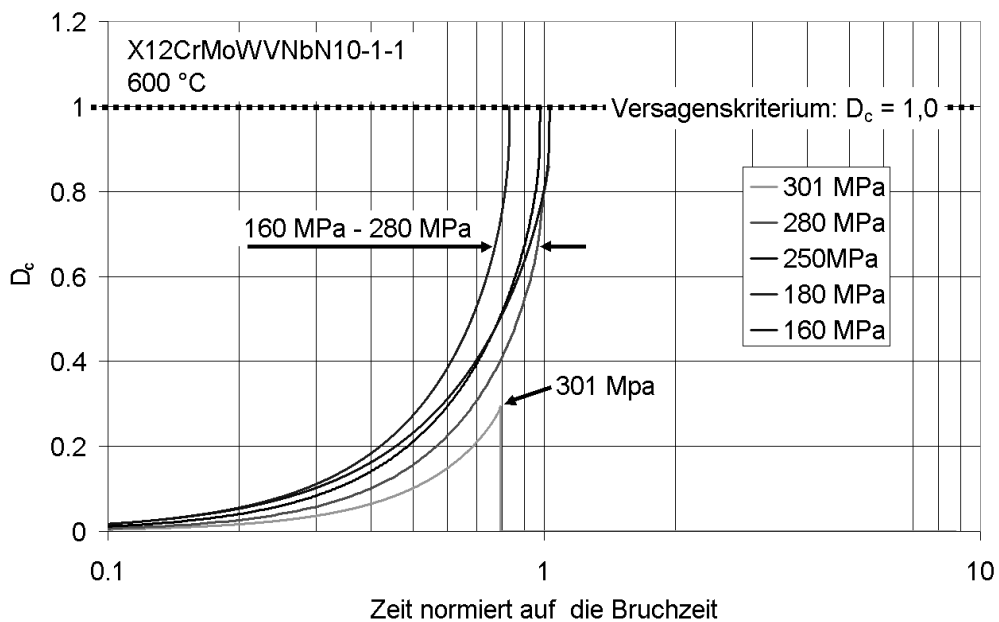


Bild 4.11: Entwicklung des Kriechschädigungsparameters D_c ,
X12CrMoWVNbN10-1-1

Modellierung der Ermüdungsschädigung

Im LCF-Bereich treten bei den Werkstoffen 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 während eines Beanspruchungszyklus inelastische Verformungen auf. Das Schädigungsverhalten unter Ermüdungsbeanspruchung wird im Wesentlichen durch die Entstehung von Intrusionen und Extrusionen bestimmt,

die sich in Abhängigkeit der zyklischen inelastischen Verformungsvorgänge ergeben. Bei Erschöpfung des zyklischen Plastifizierungsvermögens tritt Rissbildung auf. Die Relation zwischen der Werkstoffermüdung im LCF-Bereich und der zyklischen Plastifizierung ermöglicht eine vereinfachte Modellierung der Ermüdungsschädigung in Abhängigkeit der akkumulierten inelastischen Dehnung. Dabei werden die Einflüsse der Dehnungs- bzw. Spannungsschwingbreite sowie einer Mittelspannung berücksichtigt. Eine größere Schwingbreite erzeugt je Zyklus einen größeren Beitrag zur akkumulierten inelastischen Dehnung. Da für die inelastische akkumulierte Dehnung nicht die Spannungsamplitude, sondern die anliegende Spannung und somit auch deren Maximalwerte (Summe aus Mittelspannung und Spannungsamplitude) entscheidend sind, wird für mittelspannungsbehaftete Zyklen eine größere inelastische akkumulierte Dehnung erzeugt als bei rein wechselnder Beanspruchung. Für die Modellierung der Ermüdungsschädigung wird der in Tabelle 4.5 angegebene Berechnungsansatz verwendet.

Parameter	Berechnungsansatz: $D_f = A \cdot p_1 + B \cdot p_1^C$ (4.6)	
Werkstoff	30CrMoNiV5-11	X12CrMoWVNbN10-1-1
Temp.	550 °C	600 °C
A	0,022	6,0E-3
B	2,0E-17	6,E-91
C	15,9	50

Tabelle 4.5: Modellierung der Ermüdungsschädigung

In Bild 4.12 und Bild 4.13 sind für dehnungskontrollierte Ermüdungsversuche das zyklische Entfestigungsverhalten und die Verläufe des Schädigungsparameters D_f für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 dargestellt. Für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 gibt die Modellierung sowohl die progressive zyklische Entfestigung direkt vor dem technischen Anriss als auch die Versagenszeit bei $D_f = 1$ gut wieder. Der Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 zeigt im Gegensatz zur Rechnung keine progressive Entfestigung vor dem technischen Anriss. Das zyklische Entfestigungsverhalten wird daher nur bis ca. $0,95 N_A$ gut wiedergegeben. Versagen tritt beim Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 ein für $D_f = 0,8$.

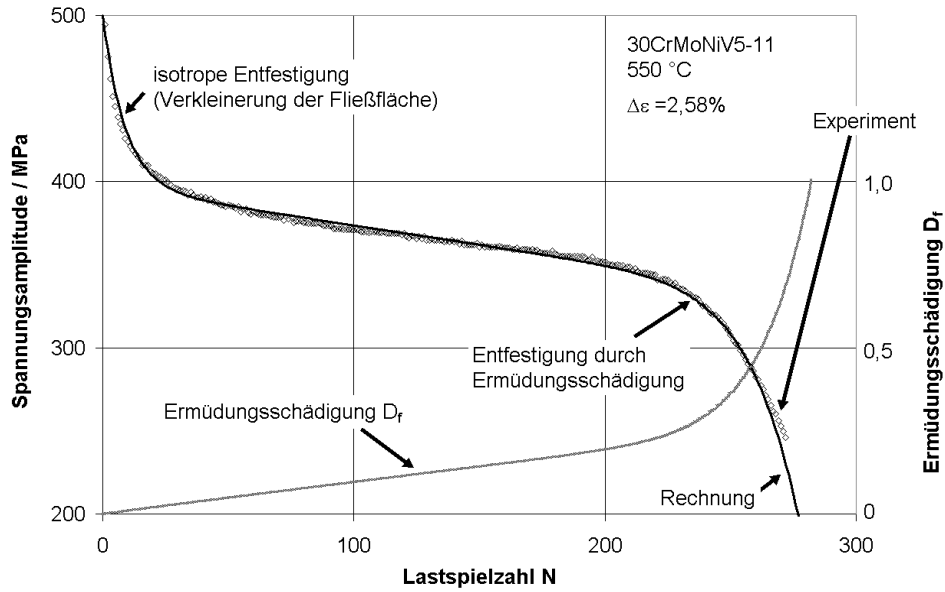


Bild 4.12: Zyklische Entfestigung und Verlauf des Ermüdungsschädigungsparameters D_f , 30CrMoNiV5-11

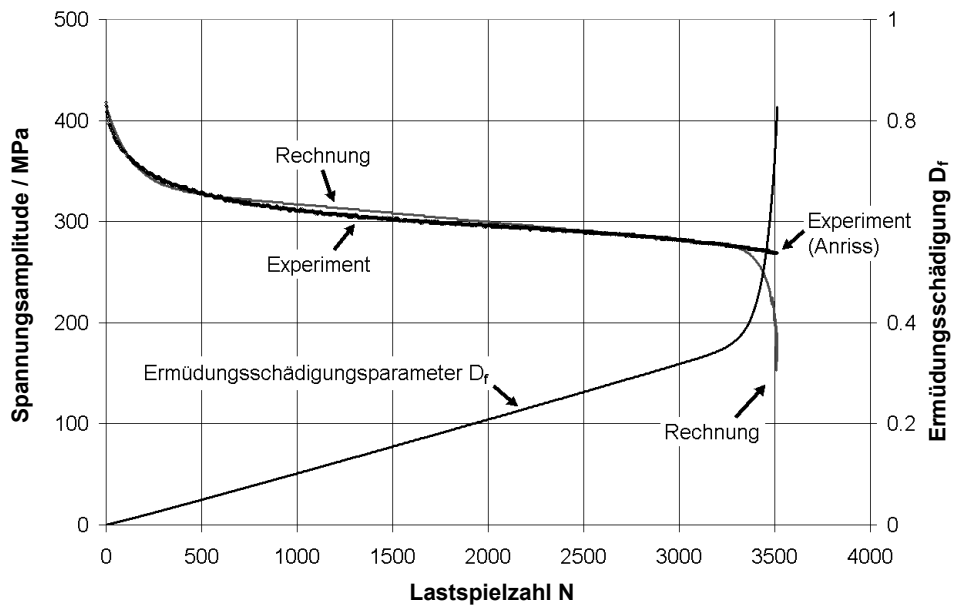


Bild 4.13: Zyklische Entfestigung und Verlauf des Ermüdungsschädigungsparameters D_f , X12CrMoWVNbN10-1-1

Erweiterte Modellierung der Ermüdungsschädigung für niedrige Beanspruchungsamplituden

Da Ermüdungsschädigung und Versagen auch bei niedriger zyklischer Beanspruchung im elastischen Bereich auftreten kann (zumeist HCF), ist zur gesamtheitlichen Beschreibung des Schädigungsverhaltens für beliebige

Beanspruchungsamplituden ein erweiterter Berechnungsansatz erforderlich, der neben der akkumulierten inelastischen auch die akkumulierte elastische Dehnung berücksichtigt. Ein derartiger Berechnungsansatz ist beispielhaft für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 in Tabelle 4.6 angegeben. In Bild 4.14 sind die mit diesem Ansatz berechneten akkumulierten kombinierten Dehnungen \bar{p} für den technischen Anriss für alle in [MAI4] untersuchten Dehnschwingbreiten dargestellt. Versagen tritt auf bei Werten für die akkumulierte kombinierte Dehnung \bar{p} von 10 bis 12,2. Für einen gewählten Wert von $\bar{p} = 11,1$ beträgt die Abweichung für alle Dehnschwingbreiten maximal 10 %.

Berechnungsansatz:	$\bar{D}_f = \bar{A} \cdot \bar{p} + \bar{B} \cdot \bar{p}^{\bar{C}}$ (4.7)		
	$\bar{p} = p_1 + \varepsilon_{\text{elast,akk}}^D$ mit: $\Delta\varepsilon_{\text{elast,akk}} = \Delta\varepsilon_{v,\text{elast}} $ (4.8)		
Werkstoff	30CrMoNiV5-11	Temperatur	550 °C
\bar{A}	1,95E-2	\bar{B}	7,E-17
\bar{C}	1,5E+1	\bar{D}	6,8E-1

Tabelle 4.6: Modellierung der Ermüdungsschädigung für alle Dehnschwingbreiten

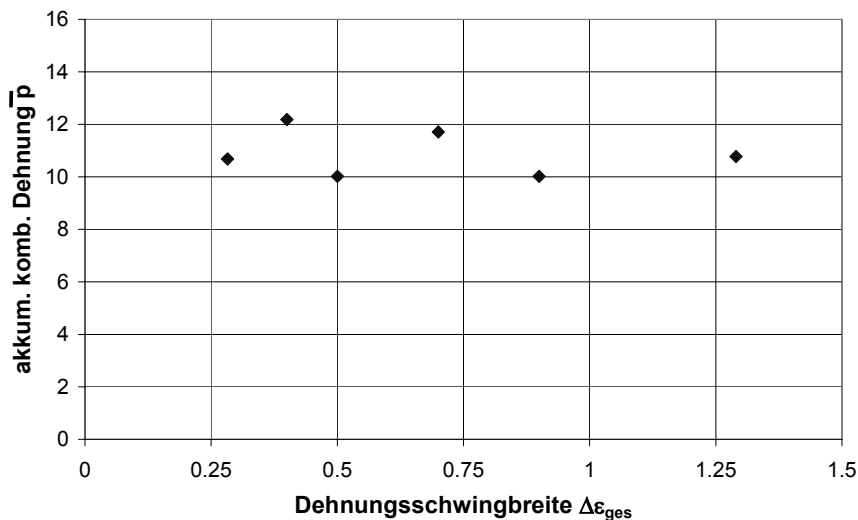


Bild 4.14: Akkumulierte kombinierte Dehnungen \bar{p} für verschiedene Dehnschwingbreiten, Werkstoff 30CrMoNiV5-11, 550 °C

4.2 Nachrechnung der Kriechermüdungsversuche

Bei den Nachrechnungen der mehrachsigen Kriechermüdungsversuche wurden die in [FISCH] durchgeführten Versuche am Werkstoff 30CrMoNiV5-11 mitberücksichtigt. Die Belastungen der einzelnen Phasen der Beanspruchungszyklen der Versuche aus [FISCH] sind der Tabelle 4.7 zu entnehmen.

Werkstoff: 30CrMoNiV5-11; Prüftemperatur 550 °C									
Versuch	Probe	Bereich der stationären Phasen (Punkt C in <u>Bild 3.8</u>)					Amplitude der zyklischen Beanspruchung (Punkte A und B)		
		p / bar	F _{ax,zus} / kN	σ _{MISES} / MPa	h	q	p / bar A/B	F _{ax,zus} / kN A/B	σ _{MISES} / MPa A/B
1	S1HZ1	468	23,0	223	0,66	0.87	0/468	-70,0/58,1	400/375
2	S1HZ4	405	19,9	194	0,66	0.87	0/405	-57,0/45,5	323/301
4	S1HZ3	378	18,6	180	0,66	0.87	0/378	-53,0/42,1	300/280
5	S1HZ5	264	33,2	214	0.57	1,02	0/264	-61,1/57,1	345/339
P = Innendruck; F _{ax,zus} = zusätzliche Axiallast, σ _v = Mises Spannung									

Tabelle 4.7: Kriechermüdungsversuche aus [FISCH] am Werkstoff 30CrMoNiV5-11

Der Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe S1HZ1 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 233 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 400 / 375 \text{ MPa}$) ist in Bild 4.15 dargestellt. Für die ersten drei Zyklen wird der Verlauf der Axialdehnung (Hauptbeanspruchungsrichtung) für die Lastwechsel und die Phasen stationärer Kriechbeanspruchung gut beschrieben, die Umfangsdehnung wird unterschätzt. Die dem Versuch während der Lastwechsel zugrunde liegende Spannungsamplitude überschreitet die in Kraftwerken zu erwartenden Werte deutlich, sodass der Versuch im Hinblick auf eine gute Modellierung des Werkstoffverhaltens für praxisrelevante Belastungen eine geringere Gewichtung erfahren hat. Für weitere Kriechermüdungsversuche wurden bereits in [FISCH] die Beanspruchungsamplituden der Lastwechsel reduziert, wodurch die im praktischen Betrieb nicht auftretenden großen Dehnungszuwächse bei den Lastwechseln vermieden wurden.

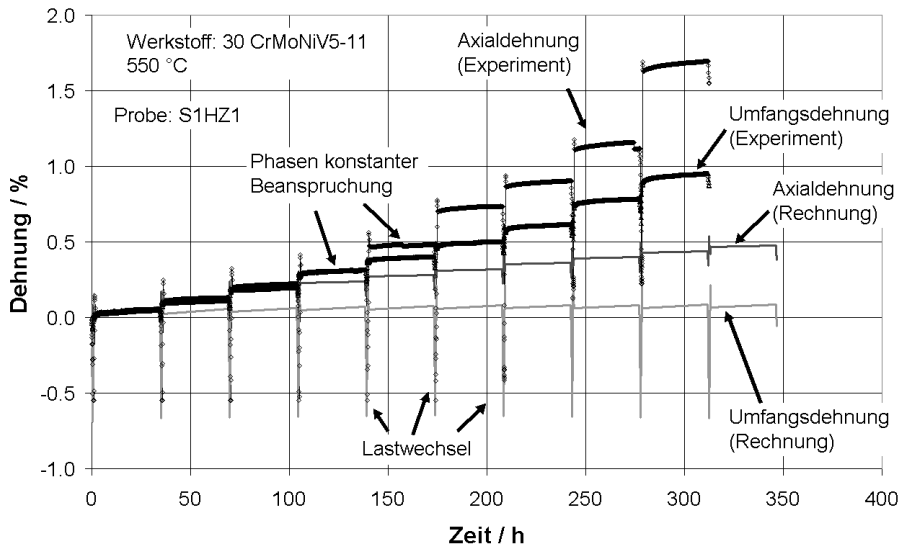


Bild 4.15: Dehnungsverläufe über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch an Probe S1HZ1

Interaktion von Kriech- und Ermüdungsschädigung

Bereits in Kapitel 2.4 wurde auf die Problematik der Überschätzung der ertragbaren Werkstoffschädigung bei linearer Überlagerung von Schädigungsanteilen aus Kriechen und Ermüden hingewiesen. Die Nachrechnung der Kriechermüdungsversuche unter Verwendung einer linearen Überlagerung der Schädigungsanteile zeigte, dass das tertiäre Kriechen bei den Versuchen früher auftritt als bei den Rechnungen. Damit verbunden ist eine Überschätzung der Versagenszeit. In Bild 4.16 sind beispielhaft für Versuch 4 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 180 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 300 / 280 \text{ MPa}$) die numerisch ermittelten Verläufe für die Axialdehnung unter Verwendung einer linearen Überlagerung von Schädigungsanteilen den experimentellen Daten gegenübergestellt.

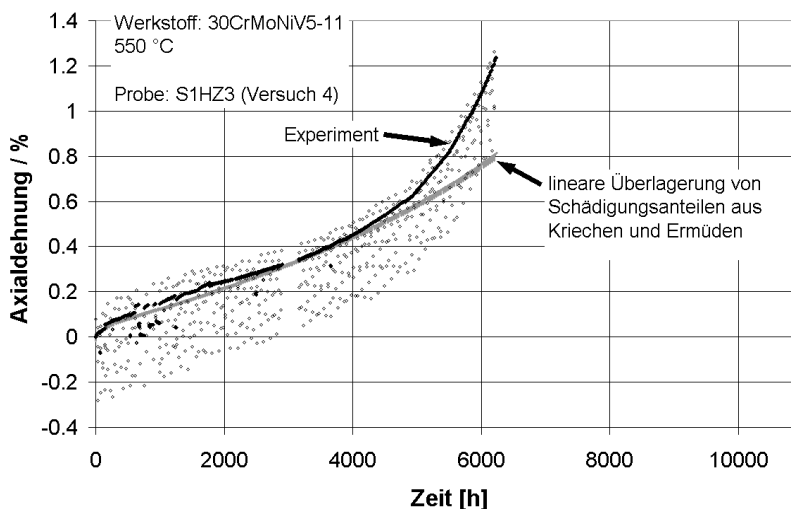


Bild 4.16: Dehnungsverläufe über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch

Nach [KUS1, MAI1, SCHEM2] ist die Mises Spannung zur Beschreibung des Kriechverhaltens für die während der Haltephasen vorherrschenden Art der Beanspruchung ($\sigma_1 \geq \sigma_{\text{Mises}}$) geeignet. Deshalb kann die frühere Einleitung des tertiären Kriechens bei den Kriechermüdungsversuchen nur durch die Ermüdung hervorgerufen werden. Da eine lineare Überlagerung der Schädigungsanteile aus Kriechen und Ermüden nicht zur Beschreibung des frühen tertiären Kriechens ausreicht, war ein geeigneter Berechnungsansatz zu identifizieren, der den Einfluss der Ermüdungsschädigung stärker berücksichtigt. Hierzu wurden verschiedene Ansätze untersucht, von denen der in Gleichung (4.9) dargestellte am besten geeignet ist.

$$D_c^* = D_c + 16,27 \cdot \langle D_f - 0,0142 \rangle \quad (4.9)$$

$$\text{mit } \langle D_f - 0,0142 \rangle = \begin{cases} D_f - 0,0142 & \text{für } D_f - 0,0142 \geq 0 \\ 0,0 & \text{für } D_f - 0,0142 < 0 \end{cases}$$

Mit dem ertüchtigten Ansatz wird der Einfluss der Ermüdungsschädigung auf das nachfolgende Kriechen stärker berücksichtigt. In Bild 4.17 sind beispielhaft für den Kriechermüdungsversuch 4 die rechnerischen Dehnungsverläufe für lineare Überlagerung und für den Berechnungsansatz nach Gleichung (4.9) den experimentell ermittelten Daten gegenübergestellt.

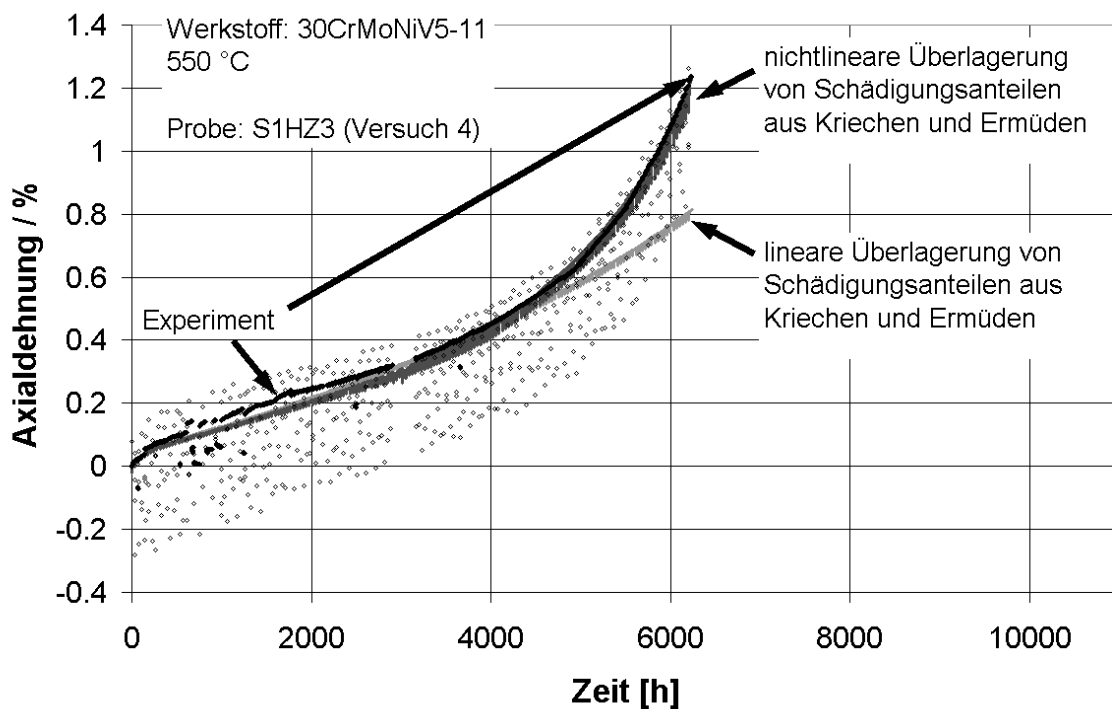


Bild 4.17: Dehnungsverläufe über der Zeit, mehrachsiger Kriechermüdungsversuch

Die Beanspruchung von Turbinenwellen lässt sich charakterisieren durch einen stationären Betrieb im Kriechgebiet bei konstanter Last und einer begrenzten Anzahl von An- und Abfahrten. Aus dieser Beanspruchung ist abzuleiten, dass die Schädigungsanteile aus Kriechen überwiegen. Deshalb war die Modellierung des stärkeren Einflusses der Ermüdungsschädigung auf das nachfolgende Kriechen von besonderem Interesse.

Für den Werkstoff 30CrMoNiV5-11 lagen aus der vorliegenden Arbeit und aus [FISCH] die experimentellen Daten der in Tabelle 3.4 und Tabelle 4.7 angegebenen Kriechermüdungsversuche vor. Bei den Versuchen wurden zwei unterschiedliche Spannungszustände für die dreißigstündigen Haltephasen untersucht. Dabei betrug das Verhältnis von Axial- und Umfangsspannung $\sigma_{axial} / \sigma_{umf}$ am Außenrand der Proben ca. eins bzw. ca. zwei. Für diese Spannungsverhältnisse ergeben sich mit den Berechnungsansätzen aus Tabelle 3.3 für stationäres Kriechen Mehrachsigeitsverhältnisse $q = 1 / \sqrt{3} \cdot \sigma_{Mises} / \sigma_{Hydro}$ von 0,87 bis 1,03. Für die Haltephasen der Kriechermüdungsversuche lag bei den Proben E1SHZ4, E1HZ3 und E1S11 das Spannungsverhältnis $\sigma_{axial} / \sigma_{umf} \approx 1$ ($q = 0,87$) zugrunde. Für die Proben E1S12, E1S13, E1S14 und C2 war das Spannungsverhältnis $\sigma_{axial} / \sigma_{umf} \approx 2$ ($q = 1,01$).

In Bild 4.18 sind für den Kriechermüdungsversuch an Probe E1S11 ($\sigma_{Mises,stat} = 171$ MPa, $\sigma_{Mises,zykl} = 285 / 275$ MPa) die Dehnungsverläufe aus der Simulation den experimentell ermittelten Daten gegenübergestellt. Sowohl die Entwicklung der Vergleichsdehnung als auch die Dehnungsverläufe für die Axial- und Umfangskomponente wurden in der Simulation gut wiedergegeben. Dadurch wird zum einen die Eignung der Mises Spannung für diese Beanspruchung bestätigt, zum anderen wird die Fließrichtung richtig erfasst.

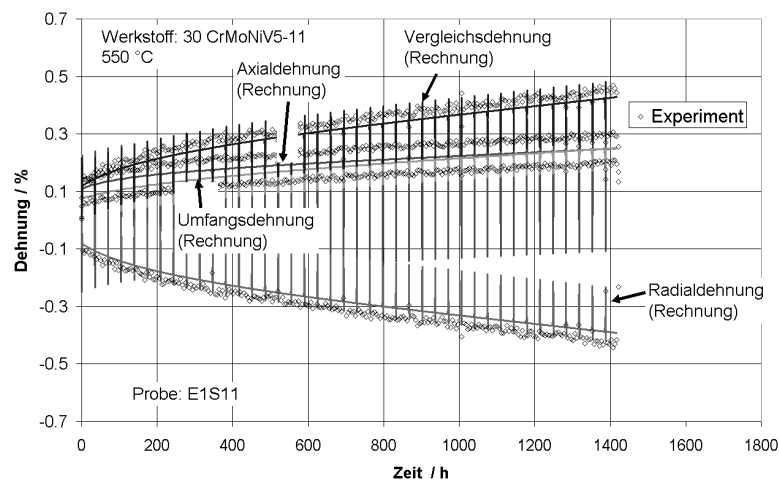


Bild 4.18: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe E1S11

In Bild 4.19 bis Bild 4.21 sind die numerischen und experimentellen Dehnungsverläufe der Kriechermüdungsversuche an den Proben S1HZ5, E1S14 und C2 dargestellt.

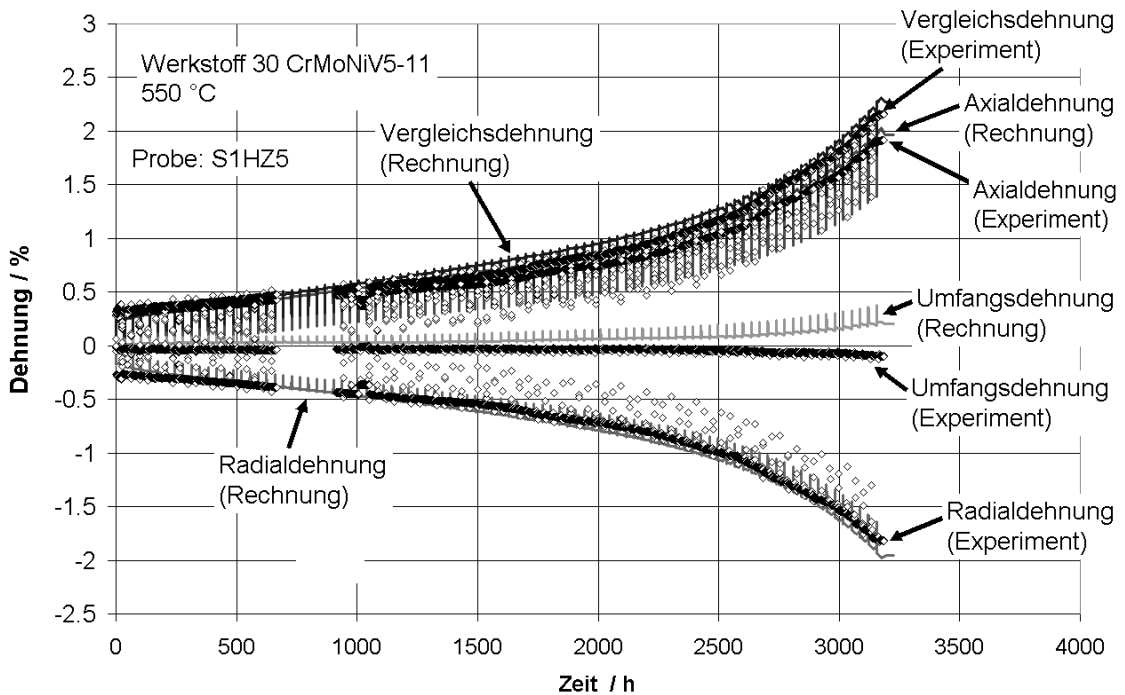


Bild 4.19: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe S1HZ5,
 $\sigma_{\text{Mises,stat}} = 214 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 345 / 339 \text{ MPa}$

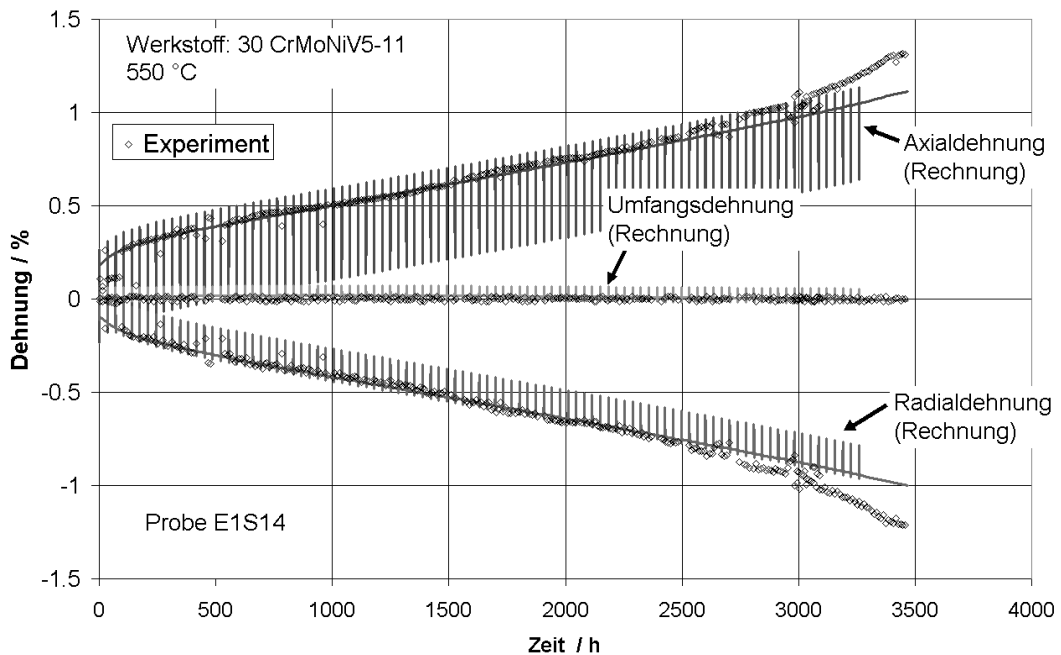


Bild 4.20: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe E1S14,
 $\sigma_{\text{Mises,stat}} = 190 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 270 / 297 \text{ MPa}$

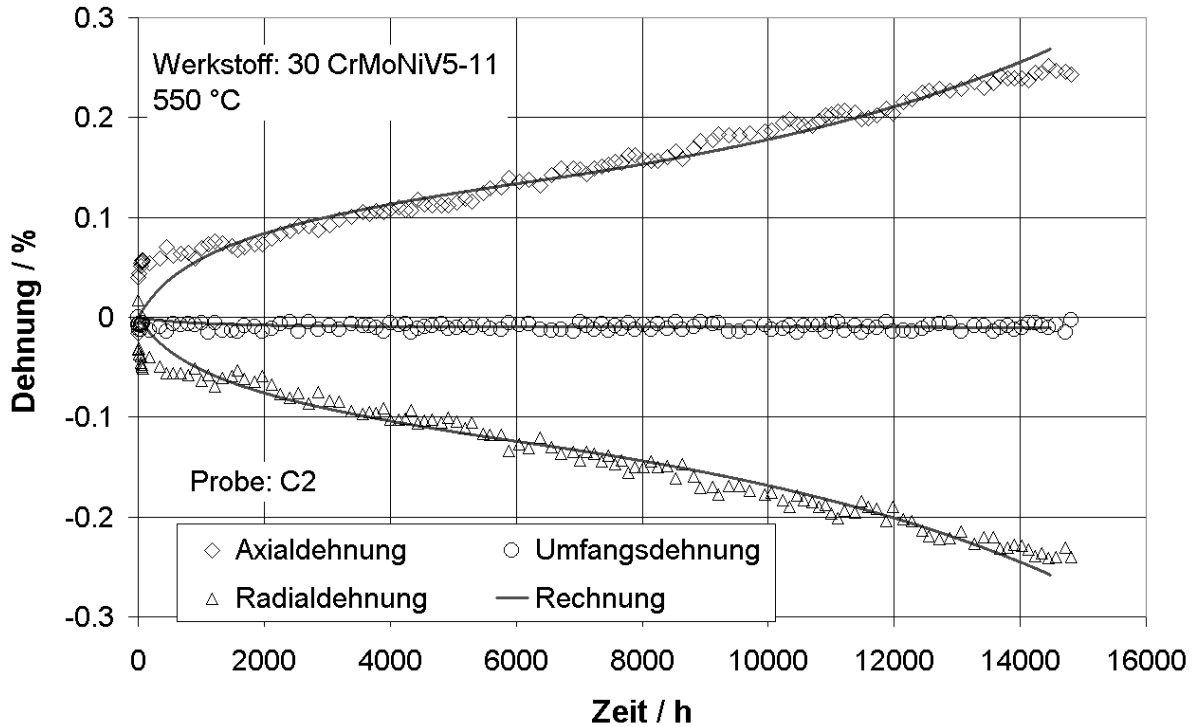


Bild 4.21: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe C2

$$\sigma_{\text{Mises,stat}} = 116 \text{ MPa}, \sigma_{\text{Mises,zykl}} = 140 / 138 \text{ MPa}$$

Für die Haltephasen beträgt das Spannungsverhältnis $\sigma_{\text{axial}} / \sigma_{\text{umf}}$ am Außenrand der Probe ca. zwei. Nach der Plastizitätstheorie homogener Werkstoffe entwickelt sich die bleibende Dehnung in Richtung des Deviatoranteils des Spannungstensors σ' . Dieser wird gebildet, indem von den Normalspannungen $1/3$ der hydrostatischen Spannung subtrahiert wird. Dabei ist die hydrostatische Spannung die Summe der Normalspannungen.

$$\sigma' = \begin{pmatrix} \sigma_{\text{axial}}^I & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\text{Umf}}^I & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{\text{radial}}^I \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_{\text{axial}} - \sigma_{\text{Hydro}} / 3 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\text{Umf}} - \sigma_{\text{Hydro}} / 3 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{\text{radial}} - \sigma_{\text{Hydro}} / 3 \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

mit: $\sigma_{\text{radial}} = 0; \sigma_{\text{axial}} / \sigma_{\text{umf}} = 2; \sigma_{\text{Hydro}} = \sigma_{\text{axial}} + \sigma_{\text{Umf}} + \sigma_{\text{rad}}$

Daraus ergibt sich: $\sigma_{\text{Hydro}} = 3 \cdot \sigma_{\text{Umf}}$

$$\sigma' = \begin{pmatrix} 2 \cdot \sigma_{\text{Umf}} - \sigma_{\text{Umf}} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\text{Umf}} - \sigma_{\text{Umf}} & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma_{\text{Umf}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_{\text{Umf}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma_{\text{Umf}} \end{pmatrix} \quad (4.11)$$

Nach Gleichung (4.11) verschwindet für $\sigma_{\text{axial}} / \sigma_{\text{umf}} = 2$ der deviatorische Anteil der Spannungskomponente in Umfangsrichtung. Die deviatorischen Komponenten für die Axial- und Radialspannung sind betragsgleich, besitzen jedoch verschiedene Vorzeichen. Die inelastische Dehnung der Kriechermüdungsversuche E1S12, E1S14 und C2 entwickelt sich in Richtung des in Gleichung (4.11) angegebenen Spannungsdeviators. Die in den Simulationen berechneten Dehnungsverläufe zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten. Bei den Kriechermüdungsversuchen mit Spannungsamplituden für die Lastwechsel von bis zu 345 MPa ist kein bzw. nur vernachlässigbares Ratchetingverhalten zu beobachten. Durch die Plastifizierungsvorgänge ist die Dehnung direkt nach einem Lastwechsel geringfügig kleiner als in der vorangegangenen Haltephase. Zu Beginn jeder neuen Haltephase wird die infolge der Lastwechsel reduzierte Dehnung durch eine erhöhte Dehngeschwindigkeit kompensiert, wobei die Dehngeschwindigkeit ständig abnimmt. Der gesamte Dehnungszuwachs je Zyklus ist für die einzelnen Zyklen nicht größer als für reine Kriechbeanspruchung (264 bar +33,2 kN), Bild 4.22. Mit fortgeschrittener Ermüdung erhöht die Ermüdungsschädigung die inelastische Dehngeschwindigkeit und lässt tertiäres Kriechen früher auftreten, Bild. 4.23.

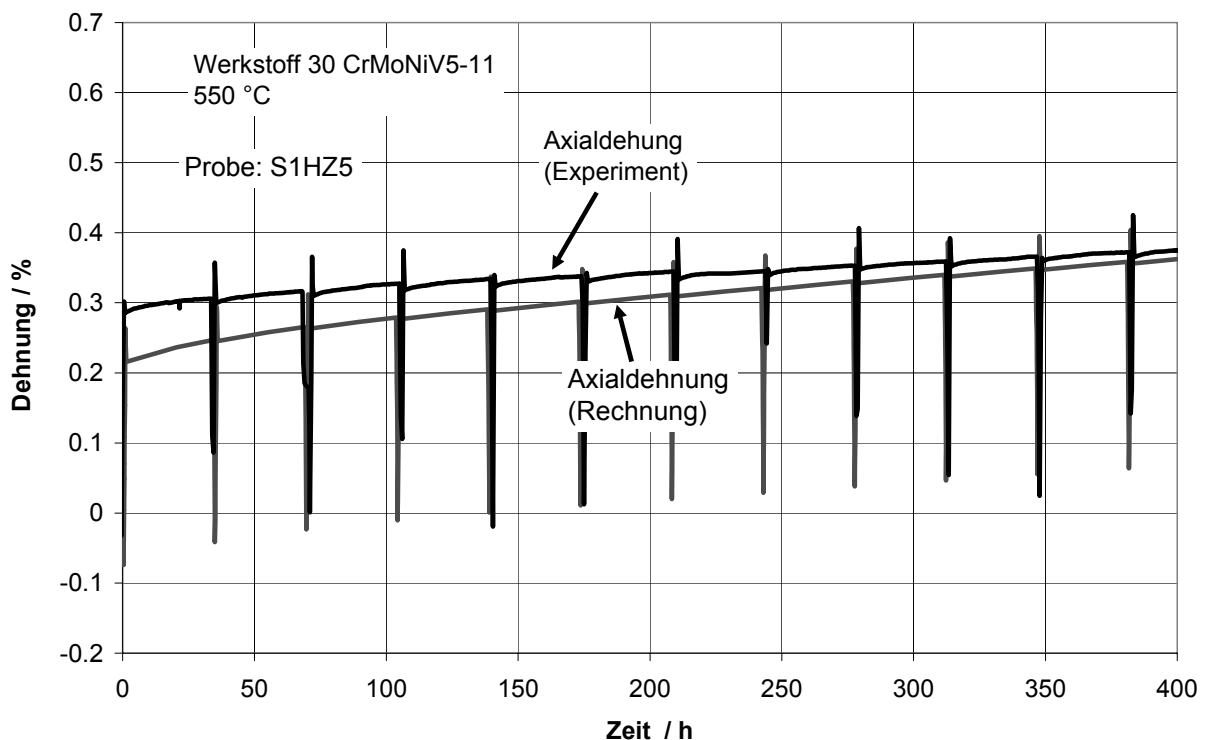


Bild 4.22: Vergleich der rechnerischen und experimentellen Dehnungsverläufe, Versuch 5, ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 214 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 345 / 339 \text{ MPa}$)

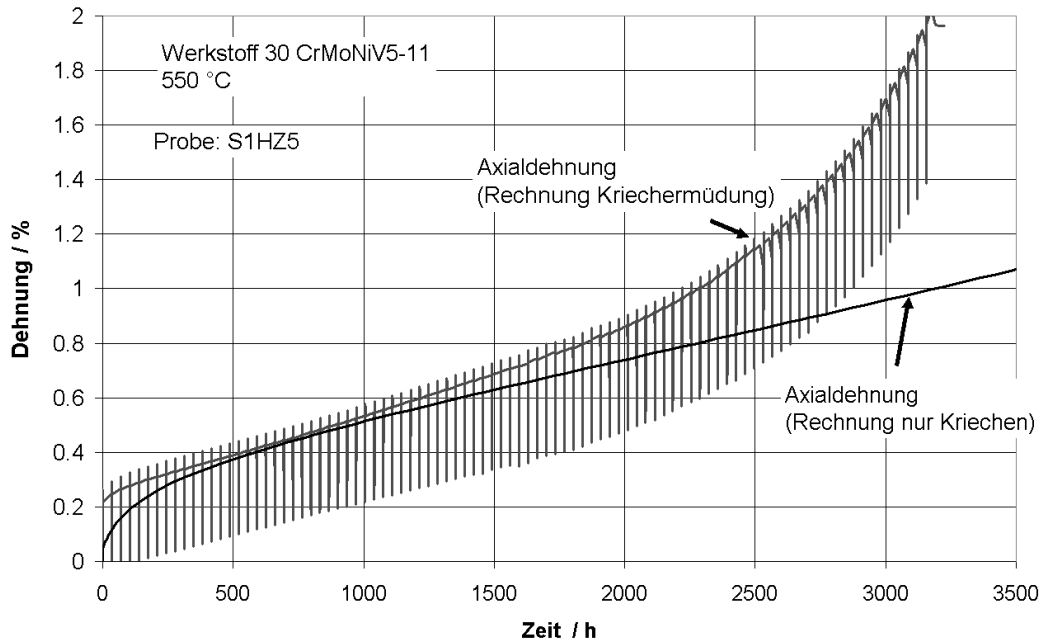


Bild 4.23: Dehnungsverläufe in axialer Richtung für reine mehrachsige Kriech- und mehrachsige Kriechermüdungsbeanspruchung

Für die Nachrechnungen der mehrachsigen Kriechermüdungsversuche wurde zur Berücksichtigung des Einflusses der Schädigung durch Ermüden auf das nachfolgende Kriechen der Berechnungsansatz nach Gleichung (4.9) angewandt. In Analogie zum Werkstoff 30CrMoNiV5-11 trat bei den Versuchen an den Proben A41 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 177 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 340 / 343 \text{ MPa}$) und A43 ($\sigma_{\text{Mises,stat}} = 175 \text{ MPa}$, $\sigma_{\text{Mises,zykl}} = 280 / 277 \text{ MPa}$), welche sehr hohen Beanspruchungsamplituden unterworfen wurden, deutliches Ratcheting auf, das durch die Modellierung nur in abgeschwächter Form wiedergegeben wird, **Bild 4.24**.

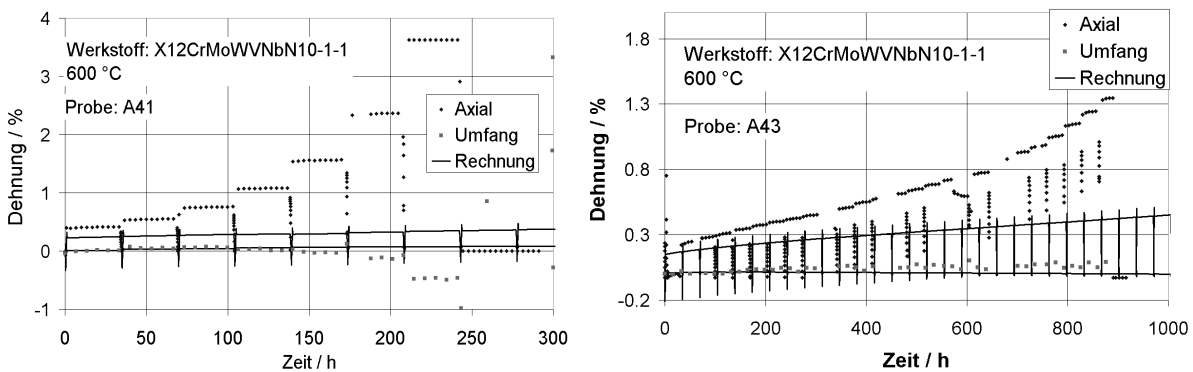


Bild 4.24: Dehnungsverläufe für die Kriechermüdungsversuche an den Proben A41 und A43

In der Praxis ist mit Beanspruchungen in dieser Höhe nicht zu rechnen. Auf eine Optimierung des Modells zur besseren Beschreibung der Kriechermüdungsversuche an den Proben A41 und A43 wurde deshalb verzichtet. Stattdessen wurden für die verbleibenden Kriechermüdungsversuche die Spannungsamplituden der Lastwechsel auf maximal 220 MPa reduziert, Tabelle 3.5. Für diese Versuche wird das Verformungsverhalten in den Simulationen gut wiedergegeben, Bild 4.25 bis Bild 4.27. Die Versuche zeigen kein oder vernachlässigbares Ratcheting. Analog zum Werkstoff 30CrMoNiV5-11 entwickelt sich die inelastische Dehnung für den Werkstoff X12CrMoWVNbN10-1-1 in Richtung des deviatorischen Spannungstensors. Die frühzeitige Einleitung des tertiären Kriechens infolge der Ermüdungsschädigung wird durch den verwendeten Ansatz nach Gleichung (4.9) gut erfasst.

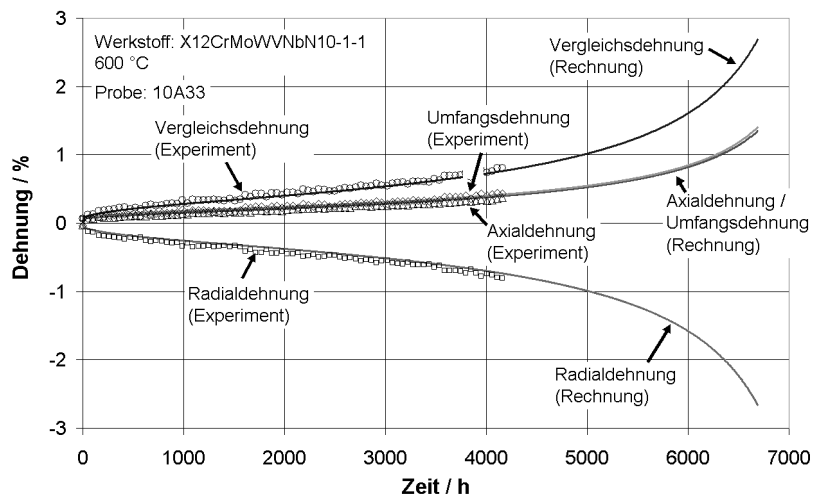


Bild 4.25: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe 10A33,

$$\sigma_{\text{Mises,stat}} = 155 \text{ MPa}, \sigma_{\text{Mises,zykl}} = 220 / 196 \text{ MPa}$$

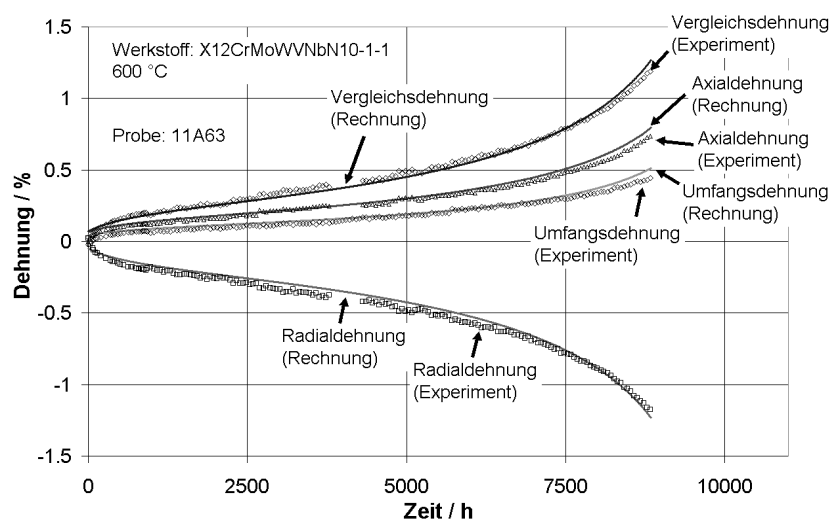


Bild 4.26: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe 11A63,

$$\sigma_{\text{Mises,stat}} = 130 \text{ MPa}, \sigma_{\text{Mises,zykl}} = 173 / 164 \text{ MPa}$$

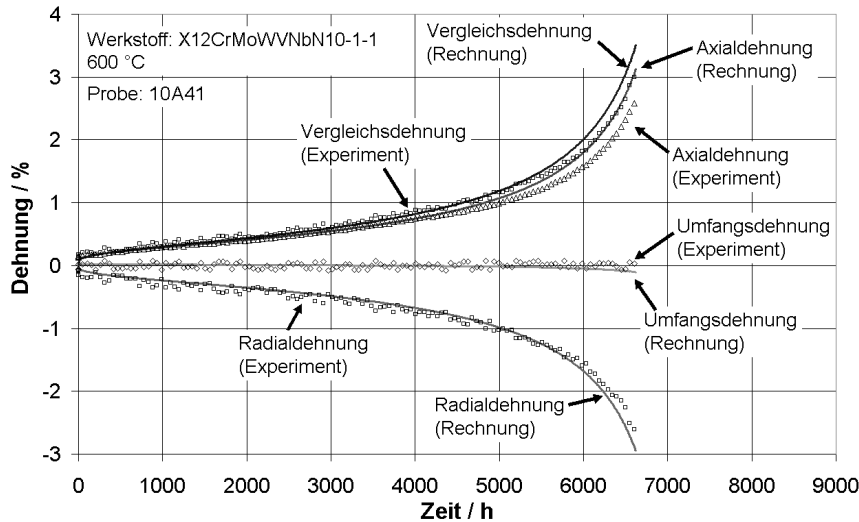


Bild 4.27: Dehnungsverläufe für den Kriechermüdungsversuch an Probe 10A41

$$(\sigma_{\text{Mises,stat}} = 155 \text{ MPa}, \sigma_{\text{Mises,zykl}} = 220 / 212 \text{ MPa})$$

4.3 Festlegung eines Versagenskriteriums

Zur Beschreibung der Schädigungsanteile aus Kriechen und Ermüden sowie deren Wechselwirkungen auf das Verformungsverhalten wurden die Parameter \hat{D}_c und D_f verwendet.

In [MA13] wurde gezeigt, dass Porenschädigung in Abhängigkeit des Werkstoffs vorwiegend senkrecht zur Hauptbeanspruchung stattfinden kann. Für den Fall früher und hoher richtungsabhängiger Porenschädigung ist zur Beschreibung des Kriechverhaltens die Vergleichsspannung nach von Mises in Verbindung mit einer isotropen Schädigungsmodellierung ungeeignet. Für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 tritt eine messbare Porenschädigung jedoch erst kurz vor dem Versagen auf. Eine gute Beschreibung des Verformungsverhalten ist daher bis kurz vor dem Versagen auch mit einer isotropen Schädigungsmodellierung nach Tabelle 4.4 möglich. Demgegenüber ist zur Beschreibung des Versagenszeitpunktes selbst ein erweiterter Berechnungsansatz für den Schädigungszustand erforderlich, der die vorliegende Beanspruchungssituation hinsichtlich der maximalen Hauptspannung und der Mehrachsigkeit der Beanspruchung einschließt und somit das frühere Versagen bei mehrachsiger Beanspruchung erfasst. Hierzu wurden mehrere Berechnungsansätze zur Beschreibung des Versagens untersucht, von denen der in Tabelle 4.8 angegebene Schädigungsparameter D_v den Versagenszeitpunkt am besten beschreibt.

Berechnungsansatz: $\dot{D}_v = \left(\dot{D}_c^* + \dot{D}_f \right) \cdot \frac{3 \cdot \sigma_{\text{Hydro}} \cdot \sigma_1}{\sigma_{\text{MISES}}^2} = \left(\dot{D}_c^* + \dot{D}_f \right) \cdot \frac{\sqrt{3} \cdot \sigma_1}{\sigma_{\text{MISES}} \cdot q}$ mit $D_v(t + \Delta t) = D_v(t) + \dot{D}_v \cdot \Delta t$ (4.12)		
Werkstoff	30CrMoNiV5-11	X12CrMoWVNbN10-1-1
Temp.	550 °C	600 °C
Versagen	0,6	1,0

Tabelle 4.8: Berechnungsansatz zur Beschreibung des Versagens

In Abhängigkeit der Applizierung der kapazitiven Messwertnehmer können bei den Versuchen Dehnungen von bis zu 2-3 % gemessen werden. Die überwiegende Zahl der durchgeführten Versuche wurde daher bei Erreichen von ca. 2 % Dehnung abgebrochen. Von den verbleibenden Versuchen wurden zur Verifizierung des Berechnungsansatzes zur Beschreibung des Versagens nur die Proben berücksichtigt, für die ein Versagen infolge maschinenseitiger Steuerfehler ausgeschlossen werden konnte. In Bild 4.28 und Bild 4.29 sind die rechnerischen und experimentellen Versagenszeiten für die Werkstoffe 30CrMoNiV5-11 und X12CrMoWVNbN10-1-1 dargestellt. Der Versagenszeitpunkt der zugrunde liegenden Versuche wird mit einer Genauigkeit von bis zu 10 % beschrieben. Die rechnerischen Versagenszeiten liegen auf der sicheren Seite.

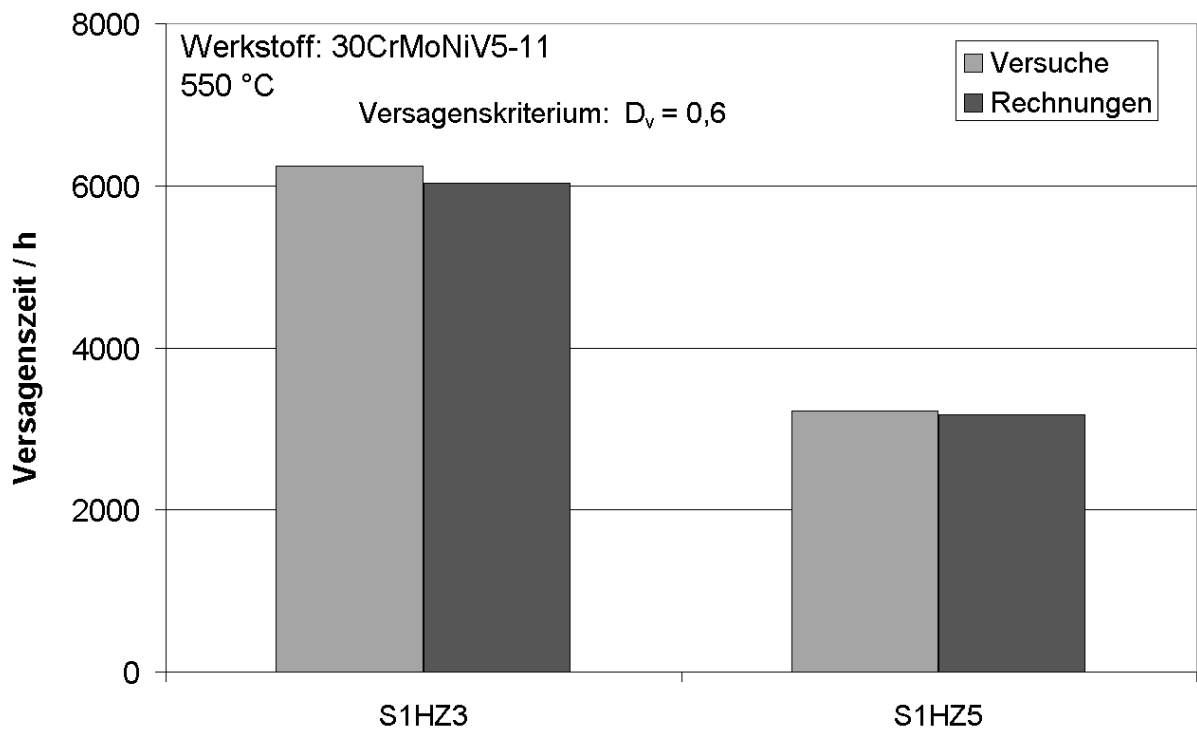


Bild 4.28: Rechnerische und experimentelle Versagenszeiten für 30CrMoNiV5-11

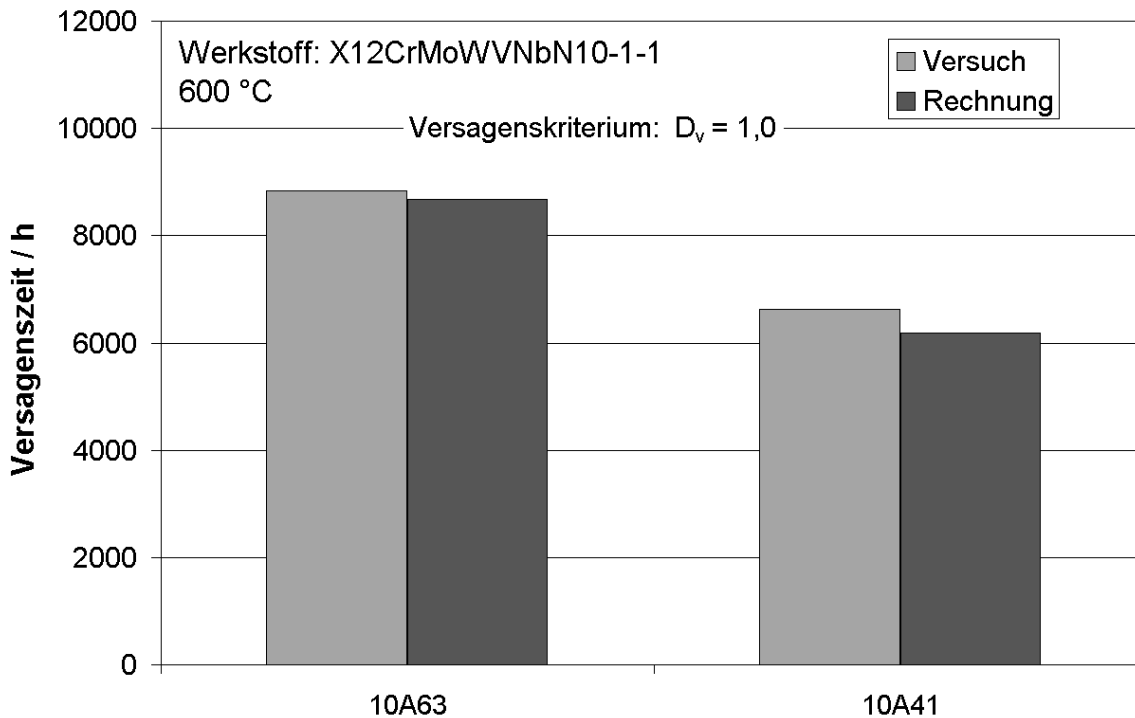


Bild 4.29: Rechnerische und experimentelle Versagenszeiten für X12CrMoWVNbN10-1-1

Die erreichten Versuchszeiten der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten mehrachsigen Kriechermüdungsversuche sind Tabelle 4.9 zu entnehmen.

Probe	Werkstoff	Laufzeit /h
E1S11	30CrMoNiV5-11	1420
E1S12	30CrMoNiV5-11	483
E1S13	30CrMoNiV5-11	0,1
E1S14	30CrMoNiV5-11	3459
C2	30CrMoNiV5-11	14817
A41	X12CrMoWVNbN10-1-1	242
A43	X12CrMoWVNbN10-1-1	889
11A63	X12CrMoWVNbN10-1-1	8836
10A33	X12CrMoWVNbN10-1-1	4159
10A41	X12CrMoWVNbN10-1-1	6604

Tabelle 4.9: Versuchszeiten der mehrachsigen Kriechermüdungsversuche

5 Ausblick

Das Modell kann in der Auslegungs- und Erschöpfungsberechnung als wichtiges numerisches Werkzeug im Rahmen von Finite-Elemente-Berechnungen, z. B. zur Bauteiloptimierung, der Festlegung einer geeigneten Fahrweise oder von Revisionsintervallen sowie der Identifizierung von kritischen Bereichen im Bauteil, dienen.

Darüber hinaus kann das Werkstoffmodell zur Gestaltoptimierung verwendet werden. Dabei ist von Interesse, dass das Bauteil seine Zielfunktion erfüllt und gleichzeitig durch eine bessere Werkstoffausnutzung der Materialbedarf reduziert bzw. eine längere Lebensdauer erreicht werden kann.

Durch die Einführung von temperaturabhängigen Parametern kann das Werkstoffmodell für nicht isotherme Anwendungen erweitert werden.

Für Werkstoffe, die bereits in einem frühen Stadium des tertiären Kriechens zu einer nichtisotropen Porenschädigung in Abhängigkeit der maximalen Hauptspannung neigen, sind erweiterte Schädigungsansätze erforderlich.

Das entwickelte Werkstoffmodell kann weiterhin bei Anpassung der entsprechenden Modellparameter zur Simulation des Verformungs- und Versagensverhaltens einer Vielzahl von Werkstoffen und Werkstoffkombinationen einschließlich Schweißverbindungen eingesetzt werden. Dabei können zyklisch ver- und entfestigende Werkstoffe beschrieben werden. Zur Simulation von Schweißverbindungen müssen dann die verschiedenen Werkstoffzustände, Grundmaterial, verschiedene Gefüge der Wärmeeinflusszone und das Schweißgut berücksichtigt werden [KLEN, THEO].

6 Literatur

- ALT Altenbach, H. and J. Skrypec:
Creep and Damage in Materials and Structures
Springer Verlag, 1999.
- AMST Armstrong, P. J. and C. O. Frederick:
A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect,
CEGB Report RD/BN 713, 1966.
- ASH Ashby, M. F.:
Acta Met. 18, p. 599/610, 1979.
- ASME ASME Boiler and Pressure Vessel Code,
Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components,
American Society of Mechanical Engineers, Division 1, Subsection NH,
Class 1, Components in Elevated Temperature Service, 1998
United Engineering Center New York.
- BEE Beere, W.:
Inhibition of Intergranular Cavity Growth in Precipitation Hardened Materials,
J. Mat. Sci., Vol. 15, 1980, p. 657/69.
- BERG Berger, C., J. Granacher und M. Schwienheer:
Verbundvorhaben MARCKO DT1/2,
Ermittlung der Gebrauchseigenschaften der 600°C-Stähle
für Dampfturbinen, Teilprojekt: Kriech-, Dehnwechsel- und
Kerbfestigkeitsverhalten,
Zwischenbericht, IfW-Darmstadt, 2001.
- BOTH Bothe, K.:
Zeitstandfestigkeit von Nickelbasislegierungen I/II,
Zeitstandverhalten von Nickelbasislegierungen bei unterschiedlichen
Temperaturen,
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen,
Forschungsvorhaben Nr. 450/589, 1993/1997.
- BRO Bhongibhat, S.:
Untersuchungen über das Werkstoffverhalten im Zeitfestigkeitsgebiet
zur Erstellung von Berechnungsunterlagen für überwiegend thermisch
beanspruchte Bauteile,
Dissertation, Universität Stuttgart, 1979.
- BRUN Brunch, J.V. and A. J. Mc Evily:
On the Behavior of Ferritic Steels Subjected to Load Controlled Cycling at
Elevated Temperatures,
Low Cycles Fatigue and Elasto-Plastic Behavior of Materials,
edited by K.T. Rie, Elsevier, 1987.

- BÜRG Bürgel, R.:
Handbuch Hochtemperatur - Werkstofftechnik, Grundlagen,
Werkstoffbeanspruchung, Hochtemperaturlegierungen,
Vieweg Verlag, 1998.
- CANE Cane, B. J. and R. J. Browne:
Representative Stresses for Creep Deformation and Failure of Pressurized
Tubes and Pipes,
CEGB-Report RD/L/2100/N81, 1981,
Inter. J. Pres. Ves. and Piping 10, 1982, p. 119/128.
- CHAB1 Chaboche, J. L.:
Viscoplastic Equations for the Description of Cyclic and Isotropic Behavior
of Metals,
Bulletin de l'Académie Polonaise des Science, Série des Science
Techniques, Vol. XXV, No.1,1977.
- CHAB2 Chaboche, J. L.:
Constitutive Equations for Cyclic Plasticity and Cyclic Viscoplasticity,
Int. J. of Plasticity, Vol. 5, 1989, p. 247/302.
- CLA1 Clausmeyer, H.:
Über die Beanspruchung von Stahl bei mehrachsigen
Spannungszuständen,
Konstruktion, Band 20, 1968, S. 395/401.
- CLA2 Clausmeyer, H., K. Kußmaul und E. Roos:
Der Einfluss des Spannungszustandes auf den Versagensablauf
angerissener Bauteile aus Stahl,
Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik, Band 20, 1989, S. 101/117.
- COCK Cocks, A. C. F. and M. F. Ashby:
Intergranular Fracture During Power-Law Creep under Multiaxial Stresses,
Metal Science, August-September, p. 295-402.
- COFF Coffin, L. F.:
A Study of Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal,
Trans. of the ASME, Vol. 76, 1954, p. 931/950.
- COL Colemann, M. C., J. D. Parker, D. J. Walter and A. J. Williams:
The Deformation Behaviour of Thick Walled Pipe at Elevated
Temperatures,
Mechanical Behaviour of Materials, Vol. 2,
Pergamon Press, Oxford, 1979, p. 193/202
- CONR Conrad, H.:
Experimental Evaluation of Creep and Stress Rupture,
in Mechanical Behaviour of Materials at Elevated Temperatures,
Hrsg.: J.E. Dorn, McGraw Hill, 1961, p. 149/217.

- DORN Dorn, J. E.:
Some Fundamental Experience on High Temperature Creep,
J. Mech. Phys. Solids 3, 1955.
- ESCH1 Eschenauer, H.:
Bauteiloptimierung, Vorlesungsbegleittext,
Universität Siegen.
- EVA Ewald, J.:
Verminderung des Verformungsvermögens bei mehrachsigen Spannungszuständen im plastischen Zustand und bei Kriechbeanspruchung,
Mat. -wiss. u. Werkstofftech. 22, 1991, S. 359/369.
- FATE Fatemi, A. and L. Yang:
Cumulative Fatigue Damage and Life Prediction Theories,
A Survey of the State Of The Art for Homogeneous Materials,
Int. J. of Fatigue, Vol. 20, 1998, p. 9/34.
- FISCH Fischer, R., A. Klenk, K. Maile und H. Xu:
Beschreibung des Festigkeitsverhaltens von Komponenten im Kriechbereich unter An- und Abfahrbedingungen,
AVIF-Vorhaben Nr. A105/ FVV-Vorhaben Nr. 200,
Abschlussbericht, 1998.
- GARO Garofalo, F.:
Fundamentals of Creep and Creep Rupture in Metals,
MacMillan Series in Metal Science,
MacMillian (N. Y.), 1965.
- GAUD Gaudig, W.:
Erstellung eines Konzeptes zur Modellierung des Kriech- bzw. Schädigungsverhaltens von Bauteilen aus warmfesten CrMoV-Stählen unter mehrachsiger Beanspruchung und Berücksichtigung der Schädigung durch Porenbildung,
Forschungskuratorium Maschinenbau, Forschungsvorhaben Nr. 181,
1997.
- GRAH Graham, A. and K. F. A. Walles:
Relation Between Long and Short Time Properties of a Commercial Alloy,
J. Iron and Steel Inst. 179, 1955.
- GRAN1 Granacher, J. und A. Pfenning:
Kriechgleichungen II – rechnergestützte Beschreibung des Kriechverhaltens ausgewählter hochwarmfester Legierungen,
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen,
Forschungsvorhaben Nr. 432, 1991.

- GRAN2 Granacher, J.:
Zur Extrapolation der Zeitstandfestigkeit warmfester Stähle,
Dissertation TH Darmstadt, 1970.
- GUDE Gudehus, H. und H. Zenner:
Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung,
Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen,
Stahleisen Düsseldorf, 1999.
- GUR1 Gurson, A. L.:
Plastic Flow and Fracture Behaviour of Ductile Materials Incorporating
Voids Nucleation, Growth and Interaction,
Ph. D. Dissertation of Brown University,
June, 1975.
- GUR2 Gurson, A. L.:
Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth,
Part1 – Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media,
Trans. of the ASME, J. Eng. Mat. and Techn., Jan. 1977, p. 2/15.
- HAIB Haibach, E.:
Betriebsfestigkeit,
Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung,
2. Aufl., VDI, 2002.
- HALF Halford, G. R.:
Evolution of Creep-Fatigue Life Prediction Models,
Creep-Fatigue Interaction at High Temperature,
ASME, AD-Vol. 21, 1991.
- HAY1 Hayhurst, D. R.:
Creep Rupture under Multiaxial States of Stress,
J. Mech. Phys. Solids, 20, 1972, p. 381/390.
- HAY2 Hayhurst, D. R.:
Creep Continuum Damage Mechanics:
A Unifying Theme in High-Temperature Design,
High-Temperature Structural Design,ESIS12,. edited by L. H. Larson,
Mechanical Engineering Publication,
London, 1992, p. 317/334.
- HAY3 Hayhurst, D. R.:
Thermodynamic Modeling and Material Data Engineering,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, Chapter 4, 1998, p. 189/224.
- HAY4 Hayhurst, D. R. and G. A. Webster:
An Overview on Studies of State Effects During Creep of Circumferentially
Notched Bar – Techniques for Multiaxial Creep Testing,
Elsevier Applied Science, London and New York, 1986, p. 137/175.

- HIBB Hibbit, H.D. et al.:
ABAQUS Standard, Version 5.8, 1999.
- HUDD Huddleston, R. L.:
An Improved Multiaxial Creep-Rupture Strength Criterion,
J. Pressure Vessel Technology, Vol. 107, 1985.
- HUT Hutchinson, L. W.:
Acta Met., Vol. 31, 1983, p. 1079/1088.
- ILS Ilschler, M.:
Hochtemperatur-Plastizität – Warmfestigkeit und Warmverformbarkeit
metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe,
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg New York, 1973.
- ISSL Issler, S., A. Klenk und K. Maile:
Numerische Berechnung der Kriechermüdigungsbeanspruchung in
Schaufel-Scheibe-Verbindungen,
Arbeitsgemeinschaft warmfeste Stähle und Arbeitsgemeinschaft für
Hochtemperaturwerkstoffe, 22. Vortragsveranstaltung des VDEh,
Düsseldorf, 1999.
- JIR Jirapong, K., T. Nakai, T. Nakamura, Y. Asada:
A Nonlinear Creep-Fatigue Life Prediction Model and Application to some
Commercial Steels,
25. MPA-Seminar, MPA-Stuttgart, 7. und 8. Oktober 1999.
- JOHN Johnson, O. E., J. Henderson and B. Khan:
Stress and Strain Rate Distribution in Thick Walled Spherical
Pressure Vessels of Various Metallic Materials under Internal and External
Pressures at Elevated Temperatures,
Engineer; 217, 1964, p. 729/739.
- KAC1 Kachanov, L. M.:
Rupture Time under Creep Conditions- Problems in Continuum Mechanics
Philadelphia, 1961, p. 202/208.
- KAC2 Kachanov, L. M.:
Introduction to Continuum Damage Mechanics,
Martinus Nijhoff, The Netherlands, 1986.
- KLEN Klenk, A., S. Issler, J. Schemmel, W. Stadtmüller and J. Hädrich:
Integrity of Repair Welds,
Project GRD 1/10886, funded by the European Community under the
'Competitive and Sustainable Growth' Program
Mid Term Report, MPA Stuttgart, 2002.

- KUS Kussmaul, K., K. Maile und S. Sheng:
Anwendung von Festigkeitshypothesen im Kriechbereich bei mehrachsigen
Spannungs-Formänderungs-Zuständen,
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben AiF-Nr. 6764/FVV-Nr. 369,
MPA Stuttgart, 1990.
- KUS1 Kussmaul, K., K. Maile und S. Sheng:
Beurteilung von Festigkeitshypothesen für mehrachsige Spannungs-
Dehnungszustände unter langzeitiger Kriechbeanspruchung
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben AiF 8107/FVV-Nr. 468,
MPA Stuttgart, 1993.
- KUS2 Kussmaul, K., K. Maile, W. Gaudig und H. Purper:
Evaluation and Quantification of Creep Damage in a Multiaxial
Loaded Pipe Bend,
8th International Conference on Pressure Vessel Technology,
Motreal, 21 –26 July 1996.
- LEM Lemaitre, J. and J.L. Chaboche:
Mechanics of Solid Materials,
Cambridge University Press, 1994.
- LEN Lenk, P., D. Proft, A. Kußmaul und R. Fischer:
Einfluss der Mehrachsigkeit der Belastung auf die Kriechporen-
bildung und die zeitliche Schädigungsentwicklung bei typischen
Kraftwerksbaustählen,
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben AVIF Nr.: A105,
MPA Stuttgart, 1999.
- LON Lonsdale, D. and P. E. Flewitt:
The Effect of Hydrostatic Pressure on the Uniaxial
Creep Life of a 2 ¼ % Cr – 1 % Mo Steel,
Proc. R. Soc., A373, 1981, p. 491/509.
- MAI Maile, K., H. Purper und H. Theofel:
Innendruckversuche an Rohrbogen aus warmfesten Stählen mit
zusätzlich aufgebrachten Biegemomenten bei Temperaturen im
Kriechbereich,
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben Nr. 1500 727 7,
MPA Stuttgart, 1997.
- MAI1 Maile, K.:
Fortgeschrittene Verfahren zur Beschreibung des Verformungs- und
Schädigungsverhaltens von Hochtemperaturbauteilen im Kraftwerksbau,
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1999.

- MAI2 Maile, K., W. Bernstein, C. Schwarzkopf und W. Seifert:
Hochtemperatur Bauteillebensdauer - Methoden zur Lebensdauer-
vorhersage und -ermittlung für mehrachsige beanspruchte Bauteile unter
hohen Temperaturen,
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen,
Forschungsvorhaben Nr. 199, 1997.
- MAI3 Maile, K.:
Influence of Multiaxiality on Damage and Failure Behaviour of Components
Operating in the Creep Range,
Trans. Indian Inst. Met., Vol. 49, No. 4 August 1996, p. 371/375.
- MAI4 Maile, K. et. al.:
Verified Approaches to Life Assessment and Improved Design of Elevated
Temperature Turbine Equipment (VALID),
Brite/Euram Project 4285, 1996.
- MANS Manson, S. S.:
Behaviour of Materials Under Conditions of Thermal Stress,
Technical Report No. 2933, NACA, 1954.
- MAY Mayer, K. H.:
Fatigue and Creep in Pressure Vessels,
FWP Journal, November 1979.
- MCCL McClintock, F. A.:
A Criterion for Ductile Fracture by Growth of Holes,
J. Appl. Mech., Vol. 35, 1968, p. 363/371.
- MIS von Mises, R.:
Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand
Nachr. König. Ges. Wiss., Math.-phys. Klasse, Göttingen, 1913, S. 582/592.
- MURA Murakami, S., M. Kawai and Y. Yamada:
Creep After Cyclic-Plasticity under Multiaxial Conditions for Type 316
Stainless Steel at Elevated Temperatures,
Trans. of the ASME, Vol. 112. July 1990.
- NAK Nakai, A., K. Maile, A. Klenk and K. Bothe:
Numerical Modeling of Creep-Ratchetting Behavior,
MPA-NRIM Workshop 14-15 March 2001.
- NEUB Neuber, H.:
Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with
Arbitrary Nonlinear Stress-Strain-Law,
J. Appl. Mech., Vol. 12, 1961, p. 544/550.

- NOR Norton, F. H.:
The Creep of Steel at High Temperature,
McGraw-Hill, 1929.
- NOUA Nouailhas, D.:
Unified Modelling of Cyclic Viscoplasticity,
Application to Austenitic Stainless Steels,
Int. J. of Plasticity, Vol. 5, 1989, p. 501/520.
- OHNO1 Ohno, N. and J. D. Wang:
Kinematic Hardening Rules with Critical State of Dynamic Recovery, Part I,
Formulations and Basic Features for Ratchetting Behavior,
Int. J. Plasticity, Vol. 7, 1991, p. 661/678.
- OHNO2 Ohno, N. and J. D. Wang:
Kinematic Hardening Rules with Critical State of Dynamic Recovery, Part II,
Applications to Experiments of Ratchetting Behavior,
Int. J. Plasticity, Vol. 9, 1993, p. 691/403.
- OHNO3 Ohno, N.:
Constitutiv Modeling of Cyclic Plasticity with Emphasis on Ratchetting,
Int. J. Sci. Vol. 40. p. 251/261, 1998.
- PEN Penny, R. K. and D. L. Marriott:
Design for Creep,
McGraw Hill 1971, New York and London.
- PFEN Pfennig, A.:
Optimierung und Verifizierung von Kriechgleichungen für
Hochtemperaturwerkstoffe,
Dissertation Technische Hochschule Darmstadt, 1996.
- PREU Preußler, T.:
Numerische Beschreibung des Kriechverhaltens hochwarm-
fester Legierungen,
Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1991.
- RAM Ramberg, W. and W. R. Osgood:
Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters,
Technical Report No. 902, NACA, 1943.
- RABO1 Rabotnov, Ju, N.:
Creep Rupture, in: Proc. 12 Int. Congr. Appl. Mech., Stanford, Calif.,
1968, p. 342/349.
- RABO2 Rabotnov, Ju. N.:
Creep Problems in Structural Members, North Holland Series in Appl.
Math. and Mech.,
Int. J. Solid. Structure, 30 1993, p. 2859/2877.

- RIE Riedel, H.:
Lebensdauervorhersage bei behindertem Porenwachstum,
DGM Symposium Festigkeit und Verformung bei hoher Temperatur,
Bad Nauheim, April 1989.
- RIE1 Riedel, H.:
Fracture at High Temperatures,
Springer Verlag, 1987.
- ROB Robinson, D. N., C. E. Pugh and J. M. Corum:
Constitutive Equations for Describing High Temperature Inelastic Behaviour
of Structural Alloys,
ORNL Report No. 766027, 1976.
- ROOS Roos, E.:
Grundlagen und notwendige Voraussetzungen zur Anwendung der
Risswiderstandskurve in der Sicherheitsanalyse angerissener Bauteile,
Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 1992.
- SCHEF Scheffold, A.:
Experimentelle und numerische Untersuchung zum zyklischen,
inelastischen Verformungsverhalten austenitischer Stähle,
Dissertation, Universität Stuttgart, 1997.
- SCHEM1 Schemmel, J.:
Strukturmodellerstellung und Optimierung eines Drehgestells einer
S-Bahn, Studienarbeit Universität Siegen, 1998.
- SCHEM2 Schemmel, J. und A. Klenk:
Verbundvorhaben: MARCKO-DT1/2: Ermittlung der Gebrauchseigenschaften der 600 °C-Stähle für Dampfturbinen - Teilprojekt: Einfluss der Mehrachsigkeit der Beanspruchung auf das Verformungsverhalten der 600 °C- Stähle für Wellen und Gehäuse,
Zwischenbericht 2002, MPA Stuttgart.
- SCHEM3 Schemmel, J., G. Schellenberg, A. Klenk und L. Stumpfrock:
Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsiger Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400 °C bis 1000 °C,
Abschlussbericht 06/1999, BMBF-Nr. 1501010, MPA Stuttgart
- SCHO SCHOTT, G.:
Werkstoffermüdung – Ermüdungsfestigkeit,
Hrsg. Günter Schott,
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart 1997.

- SEEG Seeger, T.:
Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit,
zeitgemäße Berechnungskonzepte,
VDI-Vortragsveranstaltung, Bad Soden, 1988.
- SEID Seidenfuß, M.:
Untersuchungen zur Beschreibung des Versagensverhaltens mit Hilfe von
Schädigungsmodellen am Beispiel des Werkstoffs 20MnMoNi5-5,
Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- SHA Schammas, M. S. and K. D. Marchant:
Prediction the Remanent Life of 1Cr ½ Mo Coarse-grained Heat Affected
Zones Material by Quantification Cavitation Measurement,
Report No. TPRD/L/3199/R87, Central Electricity Research Laboratories,
Leatherhead, Surrey, England, 1987.
- SHA2 Shammas, M. S. and K. D. Marchant:
Torsion Testing in an Inert Atmosphere Techniques for Multiaxial Creep
Testing,
Hrsg.: Gooch, D. J. and I. M. How, Elsevier, App. Sci., 1986.
- SHEN Sheng, S.:
Anwendung von Festigkeitshypothesen im Kriechbereich bei
mehrachsigem Spannungs-Formänderungszuständen,
Dissertation, Uni Stuttgart, 1992.
- SKRZ Skryypek, J. and A. Grancarski:
Modelling of Material Damage and Failure of Structures,
Theory and Applications,
Springer Verlag, 1999.
- SMITH Smith, K. N., P. Watson and T. H. Topper:
A Stress Strain Function for the Fatigue of Metals,
J. of Materials, JMLSA, Vol. 5, 1970, p. 767/778.
- SOND Sonderberg, C. R.:
The Interpretation of Creep Tests for Machine Design,
Trans. A.S.M.E, 58, 1938.
- SONS Sonsino, C.M. und D. Hanewinckel:
Schwingfeste Bauteilbemessung mit höherfesten Stählen,
Teil 1: Hinweise zu Konstruktion und Berechnung,
Stahl und Eisen 112, 1992, S 89/94.
- SURE Suresh, S.:
Fatigue of Materials,
Cambridge University Press, 2nd Edition, 1998.

- THEO Theofel, H. und J. Schemmel:
Nachweis der Langzeiteigenschaften von Schweißverbindungen moderner
Stähle für den Einsatz in Dampferzeugern im Bereich bis 620 °C,
Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben AVIF Nr. A129,
MPA Stuttgart, 2002.
- TRD301 TRD301,
Berechnung auf Wechselbeanspruchung durch schwellenden
Innendruck bzw. durch kombinierte Innendruck- und Temperaturänderung,
Hrsg. TÜV Essen, Carl Heymanns Verlag Köln.
- TRD508 TRD501,
Zusätzliche Prüfung an Bauteilen, berechnet mit zeitabhängigen
Festigkeitskennwerten,
Hrsg. TÜV Essen, Carl Heymanns Verlag Köln.
- TRE Tresca, H.:
Memorire sur l'écoulement des corps solides soumis des fortes pressions
C. R. Acad. Sci., Vol. 59, 1864, p. 754/758.
- TVER1 Tvergard, V. and A. Needleman:
Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar,
Acta Metall. 32, 1981, p. 157/169.
- TVER2 Tvergaard, V., A. Needleman and K. K. Lo:
Flow Localisation in the Plane Strain Tensile Test,
J. Mech. Phys. Solid 29, 1981, p. 115/142.
- TVER3 Tvergaard, V. and A. Needleman:
Effect of Material Rate Sensitivity on Failure Modes in the Charpy
V-Notch Test,
J. Mech. Phys. Solid 34, 1986, p. 231/241.
- TVER4 Tvergaard, V.:
Material Failure by Voids Growth to Coalescence,
J. Advances in App. Mech., Vol.27, 1990, p. 83/151.
- VET Mc Vetty, P. G.:
Working Stress for High Temperatures Service,
Mech. Eng. 56, 1934, p. 149/154, p. 363/366.
- VIS Visswanathan, R.:
Damage Mechanism and Life Assessment of High-Temperature
Components,
ASM International, 1989.
- WELL Wellinger, K. und H. Dietmann:
Festigkeitsberechnung – Grundlagen und technische Anwendung,
Alfred Kröner Verlag, Stuttgart, 3. Auflage 1976.

- XU Xu, H.:
Anwendung eines viskoplastischen Schädigungsmodells zur
Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhaltens einer
Hochtemperatur Schraubenverbindung,
Dissertation Universität Stuttgart, 1998.
- ZIEB Ziebarth, H.:
Calculation of Turbine Rotors in Secondary Creep Range,
Computers and Structures, Vol. 17, No. 5-6, 1983, p. 809/818.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Jürgen Schemmel
Geburtsdatum/-ort: 07. Januar 1969 in Plettenberg

Schulbildung

1975 bis 1979 Grundschule in Plettenberg-Ohle
1979 bis 1986 Städt. Geschw.-Scholl-Realschule in Plettenberg
1986 bis 1990 Berufliche Schulen Lennetal in Werdohl
(im Zusammenhang mit der nachfolgend aufgeführten
Berufsausbildung)
1990 bis 1991 Fachoberschule für Technik in Siegen,
Fachrichtung: Metalltechnik,
Abschluss Fachhochschulreife

Berufsausbildung

1986 bis 1990 Ausbildung zum Stahlformenbauer bei Fa. Gesenkbau
Plettenberg, G. Dienstühler GmbH

Grundwehrdienst

1991 bis 1992 5. Panzergrenadierbataillon 182 in Bad Segeberg

Studium

1992 bis 1998 Studium im universitären Studiengang Maschinenbau
an der Universität-Gesamthochschule-Siegen,
Studienrichtung: Allgemeiner Maschinenbau

Berufstätigkeit

01.1990 bis 07.1990 }
08.1991 bis 09.1991 } Stahlformenbauer bei der Fa. Gesenkbau Plettenberg,
G. Dienstühler GmbH
seit 1998 wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Staatlichen
Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart

Gärtringen, Dezember 2003